ФИЗИКО-МАТЕМАТИЧЕСКАЯ ТЕОРИЯ ПРОЦЕССОВ ОБРАБОТКИ МАТЕРИАЛОВ И ТЕХНОЛОГИИ МАШИНОСТРОЕНИЯ

В десяти томах
под общей редакцией
Ф.В. Новикова и А.В. Якимова

Том 5

Обработка металлов методами пластического деформирования

Одесса 2004

УДК 621. 963
ББК 30.61
Н 73

Рецензенты: докт. техн. наук, проф., зав. кафедрой Одесского Национального политехнического университета Усов А.В.
докт. техн. наук, проф. Национального технического университета «ХПИ» Сизый Ю.А.
докт. техн. наук, проф. Харьковского государственного технического университета сельского хозяйства Коломиец В.В.

Рекомендовано к печати Ученым советом Одесского Национального политехнического университета.

Протокол № 10 от 26 апреля 2002 г.

Авторский коллектив: **Новиков Ф. В.,** д.т.н. – введение, гл.5; **Новиков Г. В.,** к.т.н. - гл.1; **Крюк А.Г**., к.т.н., доц. – гл.7; **Чистяк В.Г.,** к.т.н., доц. – гл.1, 2; **Савченко Н.Ф.,** к.т.н., доц. – гл.3; **Морачковский О.К.,** д.т.н., проф. – гл.5, 8; **Бреславский Д.В.,** д.т.н., проф. – гл.8; **Кривошапка Ю.Н.,** к.э.н. – гл.1; **Лавинский В.И.**, д.т.н., проф. – гл.4; **Мовшович А.Я.**, д.т.н., проф. – гл.6; **Буденный М.М.**, к.т.н. – гл.6; **Тришевский О.И.**, д.т.н., проф. – гл.7; **Плеснецов Ю.А.**, к.т.н., доц. – гл.7; **Юрченко А.А.**, к.т.н. – гл.7.

Н 73 Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения /Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 5. “Обработка металлов методами пластического деформирования” – Одесса: ОНПУ, 2004.– 522с.

Приведены результаты исследований прогрессивных технологических процессов обработки металлов методами пластического деформирования. Определены основные пути повышения их эффективности, даны практические рекомендации.

Для специалистов машиностроительных предприятий, преподавателей и студентов высших учебных заведений.

Ил. 199, табл. 19, библиогр. 244 наим.

Приведено результати досліджень прогресивних технологічних процесів обробки металів методами пластичного деформування. Визначено основні шляхи підвищення їхньої ефективності, дані практичні рекомендації..

Для фахівців машинобудівних підприємств, викладачів і студентів вищих навчальних закладів.

Іл. 199, табл. 19, бібліогр. 244 найм.

ББК 30.61

ISBN 966 – 7810 – 33 – X
ISBN 966 – 7810 – 53 – 4

© Новиков Ф.В.
Якимов А.В.
Новиков Г.В. и др.
2004

ВВЕДЕНИЕ

Обработка металлов методами пластического деформирования получила широкое применение в машиностроении. Удельный вес данного вида обработки в общем объеме технологических процессов формообразования поверхностей заготовок и деталей непрерывно растет.

Основные процессы обработки металлов методами пластического деформирования хорошо изучены и освещены в научно-технической литературе. Их теоретической основой является наука о пластических деформациях металлов, развивающаяся по трем взаимосвязанным основным направлениям: физика, физико-химия и механика пластических деформаций металлов. Не снижая важности каждого из направлений, следует особо выделить третье направление, на основе которого формулируются основные количественные критерии пластичности, используемые для решения практических задач, касающихся оценки прочности конструкций, технологий обработки металлов и т.д. Третье направление выделилось в самостоятельную фундаментальную науку – теорию пластичности, которая на основе последних достижений в области создания математических методов позволяет исследовать напряженно-деформированное состояние пластически деформируемого тела.

Теория пластичности создана в первую очередь для решения задач прочности конструкций. Но в связи с широким применением технологий обработки металлов методами пластического деформирования она получила развитие и для решения технологических задач. Достаточно отметить многочисленные монографии и учебники по обработке металлов давлением, в которых с использованием фундаментальных положений теории пластичности математически решены основные задачи технологии формообразования поверхностей методами пластического деформирования.

В отличие от теории разрушения (которая является, по сути, научной основой процесса резания металлов), теория пластичности в большей мере математически формализована. Это позволяет на высоком уровне проводить математический анализ и аналитическую оптимизацию технологических процессов обработки металлов методами пластического деформирования, что имеет чрезвычайно большое значение для их дальнейшего развития.

Целью настоящего издания является расширение наших представлений о возможностях технологий обработки металлов методами пластического деформирования, а также развитие курса “Технология машиностроения”, касающегося разделов заготовительного производства и методов обработки поверхностей деталей машин.

Учитывая наличие обширной научно-технической литературы по теории пластичности и теории обработки металлов давлением, в настоящей работе не приводится анализ общих уравнений теории пластичности. Основное внимание уделено решению конкретных технологических задач в динамической и статической постановках.

В работе приведены решения ряда научных школ г. Харькова, занимающихся проблемами теории пластичности и их практической реализацией. Рассмотрены импульсные технологии как наиболее прогрессивные технологии обработки металлов методами пластического деформирования. Приведены разработанные авторами теории и технологии клепки и штамповки (используя энергии взрыва и импульсных электромагнитных полей). Рассмотрены вопросы динамики формообразования поверхностей тонких заготовок пластическим деформированием под воздействием импульсных электромагнитных полей. Полученные решения открывают новые перспективы создания эффективных технологий обработки металлов, имеют важное теоретическое значение, т.к. позволяют аналитически описать сложные процессы взаимодействия механического и электромагнитного полей.

В работе приведен анализ напряженно-деформированного состояния элементов конструкции обратимых штампов структурно-вариационным методом с использованием $\boldsymbol{R}$-функций.

Приведены теория и технологии изготовления гнутых профилей со специальными служебными свойствами методами валковой формовки.

Рассмотрены вопросы теории и практики высокотемпературной ползучести при формообразовании деталей.

Издание подготовлено в рамках Международной научно-технической конференции “Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве”, проводимой в г. Харькове на базе Харьковского машиностроительного завода “ФЭД” два раза в год.

ГЛАВА 1

ИМПУЛЬСНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ МЕТОДАМИ ПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ

Под импульсными технологиями подразумеваются такие высокоэнергетические процессы, которые характеризуются чрезвычайно малой продолжительностью их воздействия а, следовательно, огромными мощностями. Так как мощность – это энергия, деленная на длительность импульса, то «сжимая» импульс в тысячи и сотни тысяч раз, получают соответствующий рост его мощности. С физической точки зрения, например, в механике, импульс рассматривается как мера действия силы за промежуток времени – импульс силы. Возмущение, распространяющееся в пространстве или в какой-либо среде – это волновой импульс. Импульс – это и внезапное повышение давления, и кратковременное отклонение от постоянного значения напряжения или тока (электрический импульс), и кратковременное испускание света источником оптического излучателя, например, ОКГ (лазерный импульс). Вообще целый ряд импульсных явлений и процессов относится к области ядерной физики.

При обработке материалов существенное увеличение используемой энергии наблюдал ещё первобытный человек, когда начал применять обычный молоток. Затем, позже, в металлообработке, появились падающий и паровой молоты, механические и гидравлические прессы с электрическим приводом, высокоскоростные машины и другое технологическое оборудование. Традиционные процессы и оборудование для формообразования если и использовали кинетическую энергию, передаваемую заготовке, то, как правило, за счёт большой эффективной массы. Классическое выражение кинетической энергии $E = mV^2/2$ показывает, что энергию более эффективно повышать путем увеличения скорости, чем массы. За пределами возможностей обычного оборудования существует запас для увеличения скоростей свыше 9 м/с, что приводит к переходу в область высокоскоростных (импульсных) технологий.

Получившие развитие во второй половине XX века в области формообразования металлов импульсные технологии на этом себя не исчерпывают. Спектр возможностей импульсных технологических процессов чрезвычайно широк и многообразен. Они применяются также в области получения новых материалов; их фазовых, полимер-

ных и структурных превращений и улучшений свойств; разрушения (разделения); в области ликвидации аварий; в доводочных и вспомогательных процессах; в процессах добычи нефти и газа; в области исследований и испытаний; в медицине; в технологиях оборонной промышленности [55, 56, 57, 79, 89] и др.

Но какого бы ни были происхождения импульсные процессы, человек постоянно, исследуя природу их возникновения, закономерности мгновенного протекания, ставит задачу эффективного использования и рационального управления, будем надеяться, во благо человечества.

Зачастую противоречивым встает вопрос о роли импульсных технологий, в частности, в решении конкретных производственных задач, особенно в условиях рыночных отношений. В основном прошло то время, когда из-за чрезмерной популяризации и рекламирования считалось, что импульсные технологии, например, в металлообработке, вытеснят всё традиционное формообразующее оборудование.

Многочисленные исследования и постоянно накапливаемый опыт показывают огромные и неисчерпаемые технические и технологические возможности импульсных технологий. Такие технологии должны занять наряду с традиционными технологиями, дополняя и расширяя их, достойное место не только в производстве, но и в других сферах деятельности человека. Вопрос оправданности их внедрения в конкретных условиях определяется оценкой экономической, экологической, социальной эффективности. При этом учитывается многокритериальность оценки их преимуществ и оперативность принятия оптимальных решений. В качестве критериев могут применяться коэффициенты использования материала ($\boldsymbol{K_{им}}$), КПД, ресурс, степень деформации, конструктивные и энергетические особенности объекта воздействия, мобильность, гибкость, универсальность, получение нового эффекта и другие, созданные по принципу объединения их в двух- и многоуровневые структуры.

1.1. ОСНОВНЫЕ ПРЕДПОСЫЛКИ ПРИМЕНЕНИЯ ИМПУЛЬСНЫХ ТЕХНОЛОГИЙ В ПРОМЫШЛЕННОСТИ

В машиностроении, в частности в авиационной, автомобильной отрасли, в судостроении, большое распространение получили раз-

личные каркасные детали. Для изготовления деталей самолётов, ракет, судов, автомобилей, цистерн, днищ, спутниковых антенн и других деталей из листового материала используется вытяжка в штампах, формовка на падающих молотах, свободная гибка, обтяжка по пуансону, формовка эластичной средой, токарно-давильная обработка.

Изготовление деталей такими способами из-за пружинения материала, “хлопунов”, волнистости и других дефектов, требует выполнения доводочных работ. Экономические факторы при выборе технологических процессов изготовления деталей из листовых материалов, технологические возможности оборудования и ограниченность разновидностей калибровочного оборудования предопределяют ручную доводку деталей молотком или резиной по оправе, по макету или в специальных контрольно-доводочных приспособлениях рабочими высокой квалификации. Процесс ручной доводки не удовлетворяет возрастающим требованиям к качеству и взаимозаменяемости, является трудоемким, и, следовательно, не способствует конкурентоспособности продукции.

Наряду с листовой штамповкой в металлообрабатывающей промышленности широко применяются различные способы объемной штамповки. Так, например, обычная облойная штамповка на прессах и молотах обеспечивает получение заготовок с большой толщиной стенок, ребер и радиусами закруглений, со штамповочными уклонами не менее 5°, большими (до 20%) облойными отходами, низкий $\boldsymbol{K_{им}}$ (менее 0,25).

Точная объемная штамповка в закрытых штампах, благодаря особому напряженному состоянию металла и в этой связи лучшему проявлению его пластических свойств, считается более прогрессивной и экономичной. Несмотря на большую эффективность, способ точной штамповки встречает значительные трудности его реализации в промышленности. При закрытой штамповке на горячештамповочных прессах, например, в случае избытка металла заготовки или незначительного охлаждения её ниже заданной температуры в конце деформирования происходит заклинивание силовых узлов прессов или их поломка. Это требует обеспечения чрезвычайно точного объема заготовки или применения компенсационных полостей, что снижает $\boldsymbol{K_{им}}$.

Точная штамповка на молотах хотя и более благоприятна, однако также имеет свои, сдерживающие её внедрение, недостатки. В ос-

новном они связны с конструктивным несовершенством оборудования (многоударность бабы, невысокая точность её направляющих, недостаточность усилия её подъёма, проблемы с выталкиванием заготовки и др.).

Совершенствованием точной объёмной штамповки явились способы: с использованием активных сил трения, в разъёмных матрицах, с противодавлением. Они позволяют изготовить сложные детали из материалов с высокими механическими свойствами, обеспечивают высокий $K_{им}$. Реализация данных способов требует сложной дорогостоящей оснастки, значительной и трудоемкой модернизации оборудования.

Снизить усилие деформирования при штамповке удаётся применением вибрационного нагружения пуансона, то есть приданием ему колебаний определенных амплитуды и частоты. Однако достижение цели вряд ли может считаться оправданным, т.к. сопряжено со сложностью конструкции нагружающего устройства, его дороговизной, а номенклатура получаемых деталей ограничивается массой (не более 0,2 кг).

Не лишены недостатков и способы изотермической штамповки, штамповки с использованием сверхпластичности материалов, штамповки жидкого металла, гидростатической штамповки. Они связаны с трудоемкостью процессов, конструктивной и эксплуатационной сложностью специальных устройств или установок, их дороговизной, чрезмерным расходованием энергоресурсов.

Рассмотренные способы объёмной штамповки не решают радикально проблем ресурсо- и энергосбережения, гибкости производства из-за постоянного расширения и изменения номенклатуры изделий, усложнения производимых форм, применения новых разнообразных по механическим, технологическим, эксплуатационным свойствам деформируемых материалов. К тому же из-за экстремальных условий эксплуатации применяются, как правило, труднодеформируемые материалы.

Распространенной операцией на машиностроительных и на металлургических предприятиях является раскрой холодного и горячего металла, литых и кованых заготовок, сортового проката, слитков. Существующие методы раскроя связаны, прежде всего, с потерями металла в процессе операций разделения (при газовой, анодно-механической резке, резке дисковыми, ленточными пилами, абразивными кругами или фрезами) или на последующих операциях механи-

ческой обработки, на которых устраняются дефекты раскроя (после резки пресс-ножницами, рубки на молотах, ломки на прессах и др.). Кроме того, обычные методы раскроя дорогостоящи и малопроизводительны.

Как известно, в современных условиях особое значение приобретают проблемы экономного использования материалов, энергии, трудовых ресурсов, повышение надежности и долговечности не только при создании принципиально новых видов техники, но и при восстановительном ремонте существующей. Используемая в народном хозяйстве техника – автомобили, тракторы, другие сельскохозяйственные машины, производственное технологическое оборудование и оснастка – находятся в состоянии на 80–90% исчерпанного гарантированного срока службы. Традиционные материалы, применяемые для изготовления деталей, например, в авиастроении и методы упрочнения их термообработкой не могут удовлетворять возрастающим требованиям. Специфические условия эксплуатации, характеризуемые сильными механическими, тепловыми, магнитно-электрическими, световыми и другими воздействиями, требуют принципиально нового подхода к выбору конструкционных материалов. Сформировалась тенденция, при которой основа детали изготавливается из материала, обеспечивающего прочность и требуемые параметры конструкции, а специальные свойства придаются поверхностному слою. Высокая износо-, коррозионно- и жаростойкость, диэлектрические и др. свойства достигаются различными методами нанесения покрытий, технологии которых требуют дальнейшего совершенствования и повышения эффективности их внедрения.

С позиции ресурсосбережения важным направлением сокращения затрат сырья является не только изыскание новых более эффективных конструкционных материалов, но и регенеративное использование отходов применяемых черных и цветных металлов. Рациональное использование стружечных отходов было всегда актуальным. Не снижается его народнохозяйственное значение и в настоящее время, особенно для специальных дорогостоящих металлов и сплавов. В этой связи представляет особый интерес окускование (брикетирование) стружки. Брикетирование стружечных отходов уменьшает их потери при хранении, плавке, транспортировании, сокращает до 40% транспортные расходы, повышает до 12% производительность плавильных печей. Однако брикетирование, осуществляемое нахолодно на гидравлических и механических брикетировочных и пакетировоч-

ных прессах и нагорячо молотами, не обеспечивает достаточного качества брикетов ни по их прочности, ни по плотности. В первом случае из-за того, что плотность зависит от усилия, создаваемого прессами и требует существенного увеличения их мощности и, следовательно, габаритных размеров и металлоемкости, во втором – из-за окисленности стружки при ее нагреве.

Работы сборочно-монтажного производства (образование соединений, развальцовка труб, чеканка, клеймение, оконцевание наконечников электрических кабелей и др.) занимают до 30-40% общей трудоёмкости изготовления продукции машиностроения.

В настоящее время, например, при производстве самолётов шире применяется прессовая и автоматическая клепка (до 50…60%) благодаря её преимуществам по сравнению с ручной. Ограничениями применению прессовой и автоматической клепки, являются конструктивно-технологические особенности планеров самолётов, сборка агрегатов которых осуществляется в основном в приспособлениях (стапелях), где доступ для стационарного оборудования невозможен.

В связи с этим, благодаря простоте, малой массе и компактности получили распространение при стапельной сборке традиционные многоударные пневматические молотки, являющиеся ручным инструментом на предприятиях. Однако выполнение заклепочных соединений пневмолотками не всегда удовлетворяет возрастающим требованиям качества, так как не обеспечивает достаточного и равномерного радиального натяга, качества внешней поверхности обшивки, что снижает ресурс, герметичность соединений, лётные характеристики самолётов. Крайне нежелательно также применение многоударных молотков из-за особенностей их конструкций и принципа работы. Процесс деформирования заклепки многоударным молотком осуществляется за 10…40 ударов, длится до 2 с и требует приложения к нему и к поддержке значительных (до 150…180 Н и более) статических усилий, быстро утомляющих клепальщика и подручного. Клепка сопровождается также постоянным воздействием вибрации и шума, что отрицательно влияет на организм исполнителей и окружающих, притупляет их внимание, вызывает профессиональные заболевания, нежелательные психологические и физиологические реакции. Исследованиями установлено, что высокие уровни шума и вибрации в отдельных случаях снижают производительность труда на 15…20%, а виброзаболевания наносят ущерб государству.

Устранение причин, вызывающих профессиональные заболева-

ния клепальщиков, и стремление к повышению качества заменой многоударной клепки болтовыми или соединениями заклёпками с высоким сопротивлением срезу, заклёпками с односторонним подходом, болт-заклёпками не приводят к желаемому результату. Постановка указанного специального крепежа не оправдывается из-за большой трудоёмкости, увеличения цикла сборки, а также из-за увеличения стоимости и массы конструкции. Конструктивно-технологический анализ изделия среднего класса показывает, что замена болтовых соединений (около 7 тыс. шт.) на равнопрочные заклёпочные позволяет, кроме сокращения на 170 нормо-часов трудоёмкости сборки и снижения её стоимости, снизить массу изделия приблизительно на 15кг.

Наряду с внедрением крепежа повышенного ресурса и герметичности, прогрессивных и качественно новых способов клепки, прессовой и автоматической клепки, современных композиционных конструкционных материалов, роботизации клепальных работ, значительный объём соединений выполняется с помощью традиционных многоударных молотков при крайне неудовлетворительных условиях труда клепальщиков, недостаточном качестве соединений, зависящим от их квалификации. В этой связи поиск технологий и средств механизации при стапельной сборке, устраняющих недостатки многоударных клепальных молотков, приобретает большое значение и является актуальным.

Приведенный выше далеко не полный анализ традиционных технологий машиностроительного производства показывает, что, несмотря на разнообразное технологическое назначение и на специфику промышленной реализации, они имеют много общих проблем:

- дороговизна и громоздкость технологического оборудования;
- большие энерго-, ресурсо- и трудозатраты процессов (повышенный расход энергоносителей, невысокий $\boldsymbol{K_{им}}$, низкий КПД оборудования, большая трудоемкость и др.);
- недостаточная энерговооруженность оборудования, особенно ощутимая при обработке материалов с высокими физикомеханическими свойствами, а также крупногабаритных и сложных по форме деталей;
- отсутствие высокоэнергетичного и надёжного ручного (переносного) инструмента для выполнения монтажных и сборочных работ;
- большие затраты, связанные с изготовлением сложной техноло-

гической оснастки;
- неудовлетворительное качество получаемых деталей по точности размеров, форм, относительному расположению поверхностей, по шероховатости, механическим и другим специфическим свойствам поверхностного слоя и его состоянию;
- недостаточная гибкость технологических процессов;
- неудовлетворительные условия труда на производстве.

В условиях жесткой конкуренции продукция производства должна обладать новым уровнем свойств, отвечать возрастающим требованиям потенциального потребителя к функциональным, экологическим и эстетическим показателям качества. Вместе с тем, с другой стороны, состояние сырьевого и энергетического потенциала государства, во многом определяющее решение экономических, социально-политических проблем и задач общества, условий и перспектив его развития, требует внедрения ресурсосберегающих и безотходных технологий.

В этой связи заслуживают внимание новые технологии, радикально устраняющие основные недостатки традиционных технологий, повышающие уровень качественных свойств и, следовательно, конкурентоспособность выпускаемой продукции. К таким технологиям, основанным на фундаментальных и прикладных исследованиях, называемым высокими, относятся также импульсные технологии, представляемые различными высокоскоростными процессами.

1.2. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ И КЛАССИФИКАЦИЯ ИМПУЛЬСНЫХ ТЕХНОЛОГИЙ

Изобретение пороха явилось крупнейшим изобретением, распространившимся из Китая в Европу и, в частности, на Руси приблизительно с XIV в. Использование пороха в качестве метательного средства в огнестрельной артиллерии было настоящей революцией в военной технике. Проходили столетия, пока человек начал задумываться над применением энергии взрыва не только для разрушения, но и в мирных целях. Первые попытки применения взрывных процессов в производстве отмечались в конце XIX–начале XX веков. Впервые в 1888г. засвидетельствовано применение энергии направленного взрыва для формирования требуемого рельефа поверхности заготовки посредством трафарета. В Англии, в 1898 г., была запатентована технология соединения труб велосипедных конструкций их раздачей с

помощью взрыва зарядов взрывчатых веществ (ВВ). Использование ВВ в качестве энергоносителя, для формообразования листовых деталей в матрице, было известно в США с 1909 г. В дальнейшем, в 1961 г., совершенствованием такой взрывной штамповки стало использование воды в качестве формирующей среды и создание вакуума между заготовкой и матрицей. Одной из американских фирм в 1941 г. была разработана конструкция так называемых взрывных заклепок. Эти заклепки содержали в полости концевой части их стержня заряд, который воспламенялся специальным нагревательным устройством после установки заклепки в отверстие соединяемых деталей. Раздаваемый от взрыва стержень образовывал замыкающую головку заклепки. К этому периоду относятся и первые попытки использования энергии взрыва в прессовом оборудовании, в технологиях сварки, поверхностного упрочнения, раздачи и соединения деталей.

Мощным толчком применению процессов, интенсифицирующих производство, послужило наступление космической эры, примерно с 1955 г. Она характеризовалась мелкосерийным производством крупногабаритных деталей сложных форм, постоянным совершенствованием конструкций, применением высокопрочных, коррозионностойких, жаропрочных материалов, жесткими требованиями к качеству, кратчайшими сроками освоения производства. Использование высоких энергий для производства крупногабаритных конструкций не требовало применения громоздких станков, уникальных и дорогих штампов и другой технологической оснастки. Так, например, целесообразность применения взрывной листовой штамповки заключается не только в сокращении времени на подготовку производства, в его мобильности, но и в принципиально новых возможностях получения высококачественных крупногабаритных деталей из труднообрабатываемых материалов.

Очевидно, было бы не правильным считать взрывную штамповку различными ВВ единственным направлением, положившим начало промышленному применению импульсных технологий обработки материалов. В 50-е 60-е годы находит реализацию ряд импульсных процессов, физика явлений которых исследовалась еще в 20-е и 30-е годы. Так, например, использовалась способность высоковольтного разряда в жидкости создавать высокоинтенсивные ударные волны. Деформирующие или разрушающие металл их возможности были установлены в 1936 г. Эти явления нашли практическое применение при импульсной электрогидравлической штамповке в 1953 г. Первая

промышленная установка для электромагнитной штамповки создается в 1962 г. Предпосылками для ее создания послужил ряд открытий и исследований. Принципы основополагающего явления описаны Тесла еще в 1897 г. Создание мощного импульсного магнитного поля относится к 1924 г. (П. Капица) и к 1926 г. (Волл). В 1958 г. Харвеем и Брауэром опробовано применение магнитных систем для деформирования металлов, а в 1960 г. Лэнглойс демонстрировал возможности проволочной катушки (будущего индуктора) для деформирования тонкостенных трубчатых деталей.

Нельзя оставить без внимания применение в металлообработке ковочных и штамповочных молотов. По своему назначению они уже являются машинами ударного действия, т.е. используют кинетическую энергию подвижных (падающих) частей для выполнения полезной работы. Первые молоты, использующие принцип работы паровых машин, появились в 70-х годах XVIII в. Даже спустя столетие, после 80-х годов XIX в. и гораздо позже, когда на смену паровым машинам пришли электродвигатели, что было очередной революцией в истории техники, паровые и паровоздушные молоты продолжали находить свое применение в производстве. Молоты, использующие давление пара, а затем сжатого воздуха или иного газа, постоянно совершенствовались благодаря уникальным качествам энергоносителей. Ведь и до настоящего времени современное металлообрабатывающее и другие производства не обходятся без сжатого воздуха, как наиболее эффективного энергетического источника технологического оборудования. Удельная энергия пневматических молотов ограничивается массой подвижных частей и скоростью их перемещения, которая не превышает 9 м/с. Использование сжатого газа было впервые реализовано при высокоскоростном испытании материалов в 1948 – 1949 г.г. В 1958г. демонстрировалась широко известная машина высокоскоростного деформирования Динапак, в которой в качестве энергоносителя применялся сжатый азот. При этом удалось создать скорость перемещения движущихся масс превышающую 60 м/с. Такие высокоскоростные пневматические машины в ряде случаев оказывались предпочтительнее взрывным. В дальнейшем, совершенствуясь, пневмомеханические, пневмогидравлические импульсные машины нашли оправданное применение в основном для точной объемной штамповки и для клепально-сборочных процессов.

Суть любых импульсных процессов заключается в том, что накопленная потенциальная энергия энергоносителя мгновенно вы-

свобождается и, посредством передающей или рабочей среды, воздействует на операнд, совершая характерную для данного процесса полезную работу. Для таких быстропротекающих во времени процессов характерно:

- высокий уровень напряжений в материалах (десятки и более МПа), действующих в течение короткого промежутка времени (до долей микросекунды);
- сложность напряженного состояния;
- высокие скорости изменения нагрузки во времени, что приводит к высокой скорости деформирования (разрушения).

Наиболее характерными и явно выраженными признаками импульсных технологических процессов является скорость деформирования и продолжительность воздействия. Для сравнения в табл.1.1 приведены ориентировочные значения этих параметров для различного оборудования, реализующего традиционные и высокоскоростные процессы.

Таблица 1.1

Скорость деформирования и продолжительность воздействия для различного оборудования

Оборудование	Скорость V, м/с	Продолжительность воздействия T, с
Прессовое оборудование	0,06	0,3
Падающий молот	0,3…6,0	0,01
Паровой молот	1,8…9,0	0,005
Высокоскоростные машины	9,0…19	0,003
Электрогидравлические устройства	15…60	0,001
Взрывные устройства	18…270 и >	< 0,001

Кроме того, высокоскоростные процессы формообразования сопровождаются также влиянием инерционных сил, специфическими проявлениями характера сил трения, волновыми явлениями и тепловыми эффектами, локализацией зон пластических деформаций металлов, другими особенностями пластического деформирования, разрушения и свойствами материалов при высоких скоростях нагружения.

В результате разносторонних многочисленных исследований установлено, что импульсные процессы обладают преимуществами, обеспечивающими:

- повышение качества формообразования деталей из-за исключения пружинения, повышения точности, улучшения механических

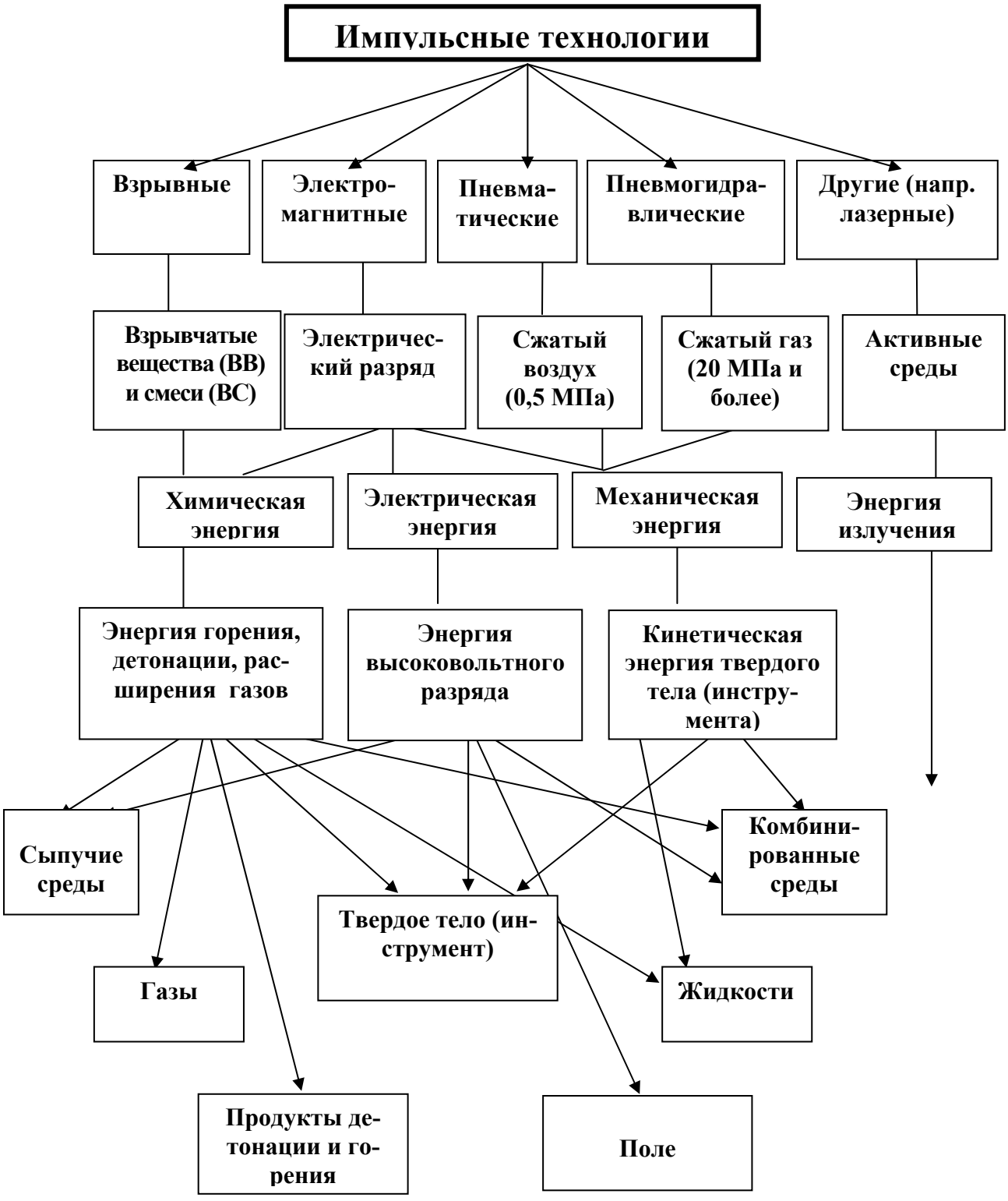


Рис.1.1. Классификация импульсных технологий.

и структурных свойств материалов;

- повышение энергетических показателей, обеспечивающих формирование деталей повышенной сложности, практически неограниченных размеров из труднодеформируемых материалов;
- снижение себестоимости технологического оборудования за счет упрощения его конструкций, снижения металлоемкости и габа-

ритных размеров;
- снижение себестоимости технологической оснастки из-за ее существенного упрощения;
- возможность создания деталей с качественно новыми управляемыми свойствами их поверхностных слоев благодаря нанесению покрытий и комбинированию упрочнения;
- повышение производительности производства, сокращение времени на подготовку производства, создание гибких и мобильных технологий;
- создание технологий для выполнения слесарно-сборочных и монтажных работ с помощью ручных или переносных высокоэнергетичных устройств, что стало возможным благодаря реализации незамкнутой силовой схемы нагружения;
- расширение технических и технологических возможностей процессов в различных областях техники, биологии, медицины, научных исследований, в сфере обороны и др.

Преимущества импульсных процессов, использующих энергию взрыва, электрического разряда в жидкости, магнитного поля, сжатого газа и воздуха, стимулируют не только исследования технологий и новых областей их применения, но и изыскание новых источников энергии, функционального совершенствования машин и оборудования.

Импульсная обработка материалов характеризуется использованием различных энергоносителей, определяющих тип технологического оборудования, генерируемой ими энергией, многообразием передающих и рабочих сред (рис.1.1).

Широкий и многообразный спектр направлений и областей возможного применения импульсных технологий в сфере деятельности человека затрудняет их представление единым классификатором. Приведенная на рис.1.2 схема не может претендовать на совершенный классификатор, отражающий все направления, связанные с высокоскоростными процессами. Более того, каждое из перечисленных направлений содержит важные задачи, которые могут рассматриваться как самостоятельные, но, вместе с тем, не могут решаться изолировано.

Высокоскоростное деформирование (формообразование) металлов открыло путь импульсным технологиям, показало их возможности. Такие технологии являются наиболее изученными и нашли широкое внедрение в производстве. Процессы деформирования могут



Рис.1.2. Схема направлений применения импульсных технологий.
Технологические процессы импульсного деформирования металлов.

быть представлены штамповкой листового материала, объемной штамповкой, брикетированием, прессованием материалов. Широко применяются импульсные технологии в соединительных и слесарно-сборочных процессах: клепка, дорнование, чеканка, развальцовка труб, клеймение, оконцевание кабелей и др. Перечисленные процес-

сы могут быть реализованы различными энергоносителями: порохами, бризантными ВВ, газовыми смесями, высоковольтными электрическими разрядами в жидкости, магнитными полями, сжатыми газами и воздухом и др.

Работы по использованию импульсных источников энергии ведутся в США, Англии, Франции, Германии, Японии, России и в других странах. Значительный вклад в развитие теории и совершенствование практики применения импульсных методов деформирования металлов внесли ученые ВУЗов Украины, в частности, Национальных аэрокосмического им. Н.Е. Жуковского «ХАИ» и технического «ХПИ» университетов г. Харькова.

Несмотря на преимущества и возможности, реализуемые импульсными технологиями, они не могут рассматриваться как универсальные и способные заменить все раннее применяемые методы, а должны использоваться наряду с другими, дополняя их.

1.2.1. ШТАМПОВКА ЛИСТОВОГО МЕТАЛЛА

Процессы листовой штамповки являются распространенными и реализуются в основном в виде взрывной, электрогидравлической, магнитно-импульсной штамповки.

Штамповка взрывом - один из самых простых импульсных процессов. Она не требует сложного оборудования и дорогой оснастки, дает возможность изготовления деталей практически любых размеров и создавания неограниченных усилий. Это позволяет решить множество проблем штамповки листовых деталей из высокопрочных материалов и сплавов, крупных габаритных размеров и сложных форм, сокращая до минимума количество соединений.

В качестве оснастки требуется только цельная или разъемная матрица, которую можно изготовить из металла, дерева, пластика, эпоксидных композиций, бетона и даже льда в зависимости от требуемой точности размеров и формы, шероховатости поверхности, от программы выпуска деталей и других условий производства. Недорогая оснастка может быть изготовлена в кратчайшие сроки на месте. Штамповка взрывом может реализовать такие операции как пробивка отверстий, вытяжка, отбортовка отверстий, раздача и обжатие трубчатых деталей, образование рифтов, калибровка, плоская и пространственная правка.

Взрывную штамповку классифицируют по виду энергоносителей и способу передачи энергии заготовке. По первому признаку различают штамповку: горючими газовыми смесями; порохами; бризантными ВВ.

По способу действия на заготовку образовавшихся продуктов горения: непосредственно; через передающую среду (воздух, воду, песок и др.); твердым телом (например, поршнем или пуансоном).

Наибольшее применение получила штамповка взрывом с использованием воды в качестве среды, передающей давление взрыва ВВ заготовке, – гидровзрывная штамповка. Сущность одной из основных схем гидровзрывной штамповки заключается в следующем. Штампуемая листовая заготовка укладывается на матрицу и прижимается к ней. На определенном расстоянии над заготовкой помещается заряд ВВ. Матрицу с заготовкой и зарядом опускают в бассейн с водой. Рабочую полость матрицы под заготовкой вакуумируют. Часть энергии, высвобождаемой при взрыве заряда, передается через воду заготовке, которая под действием высокого давления деформируется, принимая форму матрицы.

В зависимости от величины партии деталей и их габаритных размеров вместо бассейна могут применяться разовые недорогие емкости (безбассейновые способы штамповки).

При штамповке деталей незамкнутого контура, при штамповке труднодеформируемых металлов с нагревом, в некоторых случаях в качестве передающей среды применяют песок однородной структуры.

Пороха и горючие газовые смеси используют в промышленности как для непосредственного деформирования листового металла, так и для приведения в движение твердого тела – рабочего инструмента. Взрыв пороховых и газообразных энергоносителей, как правило, осуществляется в замкнутых герметичных камерах.

Пороховая штамповка непосредственным воздействием давления газов применяется, в основном, для раздачи и калибровки полых деталей из заготовок цилиндрической или бочкообразной форм. Формоизменение осуществляется в разъемной матрице, взрывом заряда внутри полой заготовки, в замкнутом объеме.

Штамповка с использованием промежуточных сред (например, воды, резины, полиуретана и т.п.) обеспечивает равномерное распределение давления пороховых газов на листовую заготовку и предохраняет ее поверхность от повреждения.

Широкое применение получили оригинальные установки на пороховом энергоносителе, называемые пресс-пушками. Они представляют собой энергоузел, комплектуемый набором съемной штамповой оснастки. Классическая схема энергоузла работает следующим образом. После воспламенения порохового заряда, при достижении определенного давления, фиксаторы высвобождают снаряд, который, перемещаясь с большой скоростью, ударяет по жидкости. Под давлением жидкости осуществляется деформирование заготовки, находящейся в матрице штамповой оснастки. В качестве передающей среды в пресс-пушках в основном применяется вода. Однако, считается более технологичным применение плотных передающих сред, что позволит решить проблему уплотнений, облегчить установку и снятие деталей, устранить коррозию энергоузла, оснастки и детали. Хорошо зарекомендовал себя, например, гидропласт. Он хорошо восстанавливает первоначальную форму после снятия нагрузки, химически не активен с металлами, способствует повышению КПД передачи энергии.

Для изготовления деталей из листовых плоских, цилиндрических и конических заготовок применяют также штамповку взрывом газовых смесей. В качестве таких смесей чаще всего используют кислород с водородом или с метаном, пропаном, ацетиленом. По энергетическим возможностям штамповка взрывом газовых смесей уступает штамповке порохами и бризантными ВВ, но первая отличается простотой, безопасностью, дешевизной, обеспечивает равномерность распределения давления на штампуемую заготовку. Детонационно-газовые прессы для штамповки деталей из листовых заготовок, подобны пороховым пресс-пушкам, но их конструкции гораздо сложнее. Находятся в эксплуатации и стационарные установки подобного типа. Применяется также штамповка с помощью сжиженных газов, так как она в большинстве случаев экономичнее других импульсных методов формообразования.

Наряду со штамповкой взрывом применяется штамповка высоковольтным электрическим разрядом в жидкости – электрогидравлическая штамповка. По сравнению с традиционными методами штамповки этот метод обладает рядом преимуществ, общих с гидровзрывной, а именно:

- упрощение конструкции оснастки;
- исключение повреждения заготовки из-за отсутствия пуансона;
- равномерность нагружения заготовки;
- возможность изготовления деталей сложных форм.

По сравнению со штамповкой взрывом, электрогидравлическая штамповка имеет дополнительные преимущества:

- применение в обычных производственных помещениях;
- точность дозирования требуемой энергии;
- возможность серийности разрядов, что особенно важно для многопереходного формования труднодеформируемых металлов;
- совместимость со средствами автоматизации процессов.

Основным недостатком является ограниченность энергетических возможностей, в первую очередь, из-за высокой стоимости и больших габаритных размеров установок.

Сущность процесса электрогидравлической штамповки основана на мгновенных высоковольтных электрических разрядах в жидкости между положительным и отрицательным электродами. При этом возникает токопроводящий искровой канал, мгновенное расширение которого приводит к возникновению в жидкости ударной волны. Деформация листовой заготовки происходит, как и при гидровзрывной штамповке, под действием ударной волны. Различную форму фронта ударной волны получают, варьируя расстоянием между электродами, а также применяя тонкие токопроводящие проволочки или сетки, соединяющие электроды. Благодаря этому можно добиться соответствия формы фронта волны форме рабочей матрицы, что способствует более эффективному использованию энергии разряда. Рабочие электроды представляют собой инструмент электрогидравлической штамповки.

С помощью электрогидравлической штамповки выполняются операции: вытяжка из плоских заготовок, отбортовка, раздача трубчатых деталей, формирование сложного рельефа, калибровка, пробивка отверстий. Толщина материала деталей не превышает 4…5 мм, а габаритные размеры в плане – не более 600 мм.

Видное место среди импульсных высокоэнергетических методов металлообработки занимает магнитно-импульсная обработка, которая применяется в основном для обжатия, раздачи, калибровки трубчатых деталей, деформирования рифтов, пробивки отверстий, штамповки деталей из плоских заготовок, обрезки.

Магнитно-импульсная обработка, по сравнению с традиционными методами, обладает существенными преимуществами:

- отсутствует необходимость в смазке, т.к. рабочая катушка свободно с зазором перемещается относительно заготовки;
- защитные покрытия не препятствуют магнитному полю;

– равномерность давления на штампуемый материал;
– большая скорость формоизменения материала;
– высокая производительность;
– возможность точного регулирования параметров процесса;
– возможность широкой автоматизации и механизации процесса;
– встраиваемость установок в автоматические линии.

Магнитно-импульсная штамповка основана на явлении возникновения пондеромоторных сил между магнитным полем и вихревыми токами, наведенными в проводнике, находящемся в данном поле. При обработке отдается предпочтение материалам, обладающим высокой электропроводностью (алюминий, медь и их сплавы). Для обработки менее электропроводных материалов применяются индукционные системы, работающие в режиме генераторов «встречных полей», или схемы магнитно-импульсной штамповки с передающей средой, или через электропроводные промежуточные материалы, называемые «спутниками». В качестве инструмента, создающего импульсные магнитные поля и обеспечивающего деформирование заготовок по форме матрицы, служат различные конструкции индукторов. Кроме материалов - «спутников» могут применяться при магнитно-импульсной обработке эластичные или жидкие среды. Для изготовления эластичных блоков применяются различные марки полиуретанов и резины – магнитно-эластоимпульсная штамповка. При штамповке через жидкую передающую среду используется вода. Применение жидких передающих сред реализуется также в процессах вырубки-пробивки.

Магнитно-импульсный метод обработки обладает широкими технологическими возможностями и может применяться для выполнения различных операций сборки, сварки в твердой фазе и др.

1.2.2. ОБЪЕМНАЯ ШТАМПОВКА

Удельное давление, развиваемое при листовой штамповке, является далеко недостаточным для объемного деформирования металлов. Существенным и определяющим отличием объемной штамповки является то, что импульсная энергия передается на поверхность обрабатываемого металла через твердое тело, чаще всего в виде формообразующего инструмента.

Импульсная объемная штамповка, осуществляемая на высокоскоростных машинах (ВСМ) взрывного или пневматического, пнев-

могидравлического, пневмомеханического действия, является направлением экономии материалов и снижения трудоемкости механической обработки. В этой связи ВСМ признаны наилучшим видом оборудования для точной объемной штамповки в закрытых штампах. Таким машинам, не зависимо от используемого ими энергоносителя, характерны общие импульсному оборудованию преимущества. Благодаря высоким рабочим скоростям (более 30…50 м/с) создаются высокоэнергетические, малогабаритные, неметаллоемкие машины, не требующие массивных фундаментов, так как реализуют замкнутую схему силового нагружения.

Процессы высокоскоростного деформирования металлов в замкнутых объемах имеют свои особенности. Под действием высоких скоростей, создаваемых мгновенные удельные давления на заготовку (превышает $5x10^9$ Па), металлы обнаруживают гидродинамические свойства, способствующие хорошей заполняемости форм штампов. Поддаются деформированию даже малопластичные, труднообрабатываемые металлы, обработка которых другими способами сопряжена с большими трудностями или вообще невозможна. При горячей объемной импульсной штамповке, благодаря эффекту скорости и чрезвычайной кратковременности процесса, значительно уменьшается охлаждение поверхностных слоев заготовки, находящихся в контакте со штампом.

Это облегчает заполнение штампа и получение сложных форм, повышает штампуемость труднодеформируемых материалов. Кроме того, кратковременность обеспечивает меньшее образование окалины, что уменьшает затраты на последующую очистку поковок. Высокие скорости деформирования для большинства материалов способствуют образованию мелкозернистой структуры, повышению механических свойств. Особенно это относится к сплавам на основе молибдена, никеля, титана. Дальнейшее улучшение шероховатости поверхности и повышение точности обеспечивается применением соответствующего ассортимента смазок. Их заметное влияние ощущается уже при скоростях 9…12 м/с и более.

Таким образом, импульсная объемная штамповка характеризуется:

- применением высокопроизводительного оборудования;
- возможностью получения заготовок сложных форм с тонкими стенками и ребрами, с малыми радиусами скруглений и уклонами;
- высокой точностью форм и размеров заготовок, обеспечивающих

уменьшение припусков под механическую обработку резанием;
- деформированием материалов с высокими механическими свойствами;
- улучшением свойств деформируемых материалов.

1.2.3. ПРОЦЕССЫ БРИКЕТИРОВАНИЯ И ПРЕССОВАНИЯ

Брикетирование стружечных отходов и других сыпучих материалов рассматривается как самостоятельное направление импульсных технологий. Предпочтение отдается схеме, при которой брикет образуется из помещенной в замкнутом контейнере-матрице массы при ее ударном нагружении через промежуточное жесткое тело. Скорости деформирования 30…50 м/с и более способствуют снижению расслоения брикетов, благодаря послеударным волновым явлениям. Перспективной может считаться также схема синхронного брикетирования, обеспечивающая формирование качественного брикета двухсторонним ударом.

Основными особенностями импульсного брикетирования являются высокая энергоемкость оборудования, относительная его простота, компактность, высокая производительность. Применяемое оборудование может быть как взрывного, так и пневматического, пневмогидравлического или пневмомеханического действия.

Импульсное брикетирование стружки позволяет повысить плотность брикетов в 1,5…1,6 раза, обеспечивает гарантированное повышение их прочности. Повышение качества стружечных брикетов наблюдается для стальных конструкционных материалов, а также для магниевых, алюминиевых, медных, титановых и др. сплавов.

По сравнению с брикетированием нахолодно на прессах и нагорячо на молотах, при импульсном брикетировании увеличивается выход годного при плавке, уменьшаются потери при хранении и транспортировании, повышается культура производства. При этом брикеты являются качественным шихтовым материалом, например, для выплавки вторичных алюминиевых сплавов и для раскисления стали в черной металлургии.

Существенное повышение качества брикетов, полученных импульсным методом, создает предпосылки для получения некоторых деталей непосредственно из стружки. Примером могут быть вкладыши изложниц вместо литых и штампованных. Доказана принципиальная возможность получения тонкостенных деталей из металличе-

ской стружки высокоскоростной штамповкой. Достигаемый уровень прочности позволяет использовать изделия из стружки в качестве неответственных деталей.

Может считаться также перспективным метод получения деталей в порошковой металлургии благодаря применению динамического нагружения на этапе прессования спеченных составов даже без предварительного их нагрева.

1.2.4. СЛЕСАРНО-СБОРОЧНЫЕ ПРОЦЕССЫ

Высокие скорости технологических процессов импульсного формообразования и разрушения материалов послужили предпосылками для создания компактных, с малой массой и большой удельной энерговооруженностью, ручных или переносных устройств. Они находят применение при выполнении разнообразных слесарно-сборочных работ: клепка, постановка болтов с радиальными натягами (забивка болтов) и других крепежных элементов, пробивка отверстий, дорнование (упрочнение), чеканка, развальцовка труб, клеймение, оконцевание электрических проводов и кабелей, обрубка летников, кернение, шабрение и др.

Сущность импульсных сборочных процессов заключается в том, что создаваемая энергоносителем кинетическая энергия передается рабочему инструменту и расходуется им непосредственно на выполнение соответствующей полезной работы. В зависимости от вида выполняемых процессов в качестве таких рабочих инструментов применяются жесткие тела типа обжимок, бойков-пуансонов, дорнов, комплектов клиновых сегментов, наборов клейм и т. п., а также могут применяться эластичные среды (резина, полиуретан, гидропласт и др.). Большинство сборочных процессов, выполняемых ручными импульсными устройствами, реализуют незамкнутую схему силового нагружения. Исключение составляют процессы пробивки отверстий, оконцевания проводов и кабелей, а также клепка заклепок больших диаметров переносными скобами, чеканка шипов турбинных лопаток в специальных стендах.

Возможность эффективного внедрения ручных импульсных устройств в конкретных производственных условиях определяет используемые ими энергоносители и передающие среды. Энергоносителями устройств, которые нашли практическое применение, служат: пороховой заряд, электрическая энергия, накапливаемая в конденса-

торах-накопителях, сжатый газ высокого давления (до 20 МПа и более), сжатый воздух пневматической магистрали давлением 0,5 МПа.

Разнообразие используемых энергоносителей усложняет выбор подходящих устройств для конкретных условий производства. При их выборе необходимо исходить из условий осуществления технологических процессов с учетом эксплуатационных и экономических факторов, которые будут определяющими.

Пороховые ручные (переносные) устройства были базовыми при исследовании и разработке импульсных сборочных процессов и положили начало их применению. Обладая высокими энергетическими возможностями, простотой и доступностью реализации в производственных условиях, применение пороховых устройств испытывает известные трудности. Они связаны с неудобствами в обращении и хранении взрывчатых веществ, с выделением ядовитых газов, требующим дополнительной вентиляции производственных помещений, с недостаточной стабильностью энергии ударов, определяющей качество процессов. Благодаря мобильности и автономности, такие устройства с успехом могут применяться в полевых условиях, при ремонте техники, при работе в местах с отсутствием энергетических коммуникационных сетей.

Магнитно-импульсные переносные устройства используют напряжение до 6 кВ. При этом применяются массивные (до 500 кг), громоздкие и дорогостоящие приводы. Наличие токов высокого напряжения вызывает опасность поражения, что требует изолирования и экранирования устройств от воздействия на исполнителей магнитного поля. Указанное, а также сложность в управлении такими устройствами и недостаточная надежность, ограничивают их применение в сборочном производстве.

К импульсным устройствам, работающим от сети сжатого воздуха давлением 0,5 МПа, относятся пневмогидравлические и пневматические молотки. Основные их преимущества в том, что они по устройству и обслуживанию близки к широко применяемому в сборочном производстве пневматическому инструменту, используют сравнительно дешевый и удобный в эксплуатации энергоноситель – сжатый воздух, не требуют переоснащения энергетических цехов и систем производства. Недостатки пневмогидравлических устройств проявляются в использовании дополнительных приводов (мультипликаторов), ограничивающих маневренность исполнителей, особенно в труднодоступных местах сборки, в приспособлениях и стапелях,

в сложности эксплуатации и обслуживания, в низкой производительности (до 16 циклов в минуту). Сдерживает внедрение пневмогидравлических устройств также недостаточная их надежность и долговечность из-за специфики конструкций, содержащих золотниковые и герметизируемые пары.

По сравнению с пневмогидравлическими, обладают преимуществами пневматические одноударные (пневмоимпульсные) молотки. Такие молотки не нуждаются в приводах, они просты по конструкции, удобны в управлении, эксплуатации и обслуживании, обладают высокой цикличностью (до 60 циклов в минуту), достаточной энергией ударов (до 120 Дж) и ее стабильностью.

Общим для приведенных устройств является то, что они, обладая специфическими особенностями, определяемыми типом их энергоносителей, могут реализовать характерные для высоких скоростей деформирования преимущества. Благодаря высокой удельной энерговооруженности ручного инструмента, он, в ряде случаев, может быть предпочтительнее стационарного оборудования, так как, дешевле, маневреннее и мобильнее в эксплуатации. Для большинства импульсных устройств характерно улучшение условий труда, высокая производительность и стабильность качества, независимость его от квалификации и опыта исполнителей.

Областью эффективного применения ручных импульсных устройств является образование соединений, в частности, пробивка отверстий, дорнование, забивка болтов, клепка.

Известно, что радиальный натяг является важным технологическим методом повышения ресурса соединений без дополнительного увеличения металлоемкости конструкции. Так, высокоресурсные заклепочные соединения обеспечиваются созданием радиальных натягов (1,5…2%), а высокоресурсные болтовые соединения – постановкой болтов по упрочненным поверхностным пластическим деформированием отверстиям (0,8…3%), либо их забивкой с натягами. Радиальные натяги в соединениях обеспечивают:

- создание остаточных сжимающих напряжений, вызванных пластическим деформированием;
- уменьшение асимметрии цикла при знакопеременных нагрузках;
- наклеп (повышение поверхностной твердости стенок отверстий);
- снижение давления на стенку отверстия благодаря увеличению площади ее контакта с крепежным элементом вследствие уменьшения шероховатости.

Эффективность радиальных натягов возрастает при импульсных способах клепки, дорнования, забивки болтов. Высокие скорости радиального течения материалов способствуют локализации пластических деформаций, уменьшению глубины залегания пластически деформируемого слоя, возможности управления величиной радиального натяга и характером его распределения по толщине соединяемых металлических, неметаллических или смешанных элементов конструкций.

Локализация пластических деформаций сводит к минимуму искажения форм соединяемых конструкций при установке крепежа и при дорновании, способствует лучшей заполняемости деформируемых материалов. Благодаря этому повышается ресурс, например, заклепочных соединений более чем в два раза по сравнению с соединениями, выполненными многоударными пневматическими молотками. Импульсный процесс образования заклепочных соединений одним ударом, благодаря незамкнутой схеме силового нагружения, обеспечивает подходы к труднодоступным местам клепки и постановки крепежа, где выполнение клепально-сборочных работ стационарным оборудованием невозможно. Импульсное дорнование, кроме повышения точности упрочняемых отверстий, стабильности качества, уменьшения шероховатости, также реализуется при одностороннем доступе к собираемому изделию, то есть при прямом и реверсном (выглаживающем) ходе дорна.

Импульсный способ оконцевания жил электрических проводов и кабелей создает плотную степень их упаковки с упруго-пластически деформируемой гильзой наконечника. Полученное таким образом качественное контактное неразъемное соединение обеспечивает минимальные величины переходных сопротивлений.

Особенности течения материала при импульсном его нагружении благоприятно сказывается и при выполнении операций чеканки, развальцовки труб, клеймения и др.

1.3.ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ ИМПУЛЬСНОГО РАЗРУШЕНИЯ И РАЗДЕЛЕНИЯ МАТЕРИАЛОВ

Импульсные процессы, особенно взрывные, уже из-за своего происхождения ассоциируются с механическими воздействиями, следствием которых предполагаются разрушения. Но какая бы энергия не высвобождалась в процессе взрыва (химическая, электромаг-

нитная, механическая, лучевая и, наконец, внутриядерная), разрушающее ее действие должно носить направленный характер. Воздействие на окружающую среду или на иной операнд, может быть непосредственным или посредством рабочих инструментов, представляющих абсолютно твердые тела или рабочие среды. Технологии импульсных разрушений применяются, начиная со взрывов при добыче полезных ископаемых и другого сырья, сооружения плотин и каналов до микрохирургии с использованием импульсных лазерных «скальпелей».

В технологиях обработки материалов импульсные разрушения применяются в виде разделительных процессов типа резки (разделения) и пробивки. Процесс импульсной резки основан на разделении материала под воздействием специального клиновидного инструмента-ножа, или встречно движущихся ножей с большими скоростями (10…30 м/с и более). Применение резки, например, взрывными машинами импульсной резки (МИР) слитков на установках непрерывной разливки сталей (УНРС) показало ряд преимуществ, большинство из которых характерны импульсным оборудованию и технологиям вообще:

- высокая энерговооруженность, обеспечивающая резку заготовок больших сечений;
- быстродействие, позволяющее реализовать способ непрерывной разливки стали;
- небольшие габаритные размеры оборудования;
- простота конструкций и их обслуживания;
- надежность и безопасность;
- исключение воздействия технологических усилий на конструкцию УНРС и на фундамент;
- безотходность процесса и др.

На этом же принципе работы основаны процессы импульсной резки фасонного проката, где реализуются схемы безотходной и отходной резки ножами, а также сдвиговая резка.

Импульсная пробивка отверстий с применением энергии взрыва осуществляется по классической схеме с помощью пуансона и матрицы. Для неё характерна высокая производительность (до 5 отверстий в минуту), шероховатость стенок отверстия до $\boldsymbol{R_a}$ 1,25, точность 11-12 квалитетов. Высокоэнергетическими импульсными устройствами, например, пороховыми скобами, пробивают отверстия диаметром 20 мм и более в стальных металлоконструкциях толщиной

более 10 мм. Они могут использоваться как переносное оборудование, развивая при этом энергию, эквивалентную работе 75-тонного пресса. Преимущества пороховых устройств в их мобильности, что особенно важно при работе в полевых условиях и при отсутствии силовых энергетических коммуникаций.

Разделение заготовок из металлопроката и пробивка отверстий в различных материалах может осуществляться импульсным электромагнитным полем с использованием оснастки, построенной по одно- или двухконтурной, индукторной или безиндукторной схемам. В производственных условиях могут быть эффективными импульсные установки, использующие другие известные энергоносители.

Примером разделения материала воздействием импульсной энергии является процесс вырубки-пробивки листовых заготовок посредством эластичной среды, используемой в качестве универсального пуансона. Такой процесс может совмещаться с листовой штамповкой.

Разделительные процессы, подобные пробивке отверстий, могут выполняться непосредственным воздействием узконаправленного светового луча большой плотности энергии при работе импульсных лазеров. Эффективность подобных процессов повышается при обработке сверхтвердых материалов.

1.4. ТЕХНОЛОГИИ СОЗДАНИЯ МАТЕРИАЛОВ С ПРОГНОЗИРУЕМЫМИ ПОВЕРХНОСТНЫМИ СВОЙСТВАМИ

Среди многообразия технологий упрочнения и восстановления деталей особое значение приобретает и признано перспективным направлением нанесение покрытия на подложку, обеспечивающее возможность создания уникальных материалов будущего. Нанесение покрытий может производиться в виде обычной плазмы, плазмы низкого давления, электродуговой металлизации, высокоскоростного газоплазменного или детонационного напыления. Из существующих методов газотермического нанесения покрытий наиболее эффективным для упрочнения и восстановления деталей считается детонационно-газовое напыление.

Детонационное нанесение покрытий увеличивает ресурс работы машин и механизмов, работающих в условиях ударного воздействия, повышенных контактных нагрузок, интенсивного эрозионного и фреттинг-коррозионного изнашивания, воздействия высоких температур и агрессивных сред. Высококачественные покрытия, получае-

мые при детонационном напылении, наносятся на деталь без предварительного или последующего её нагрева. Они отличаются высокой адгезией с материалом основы (до 250 МПа), низкой пористостью (0,3 – 1,0%), высокой твердостью (***HRC***$_э$ 60 и более), незначительным нагревом деталей при напылении (до 200^0С), что позволяет наносить покрытия на окончательно обработанные детали. Напылением можно не только улучшить поверхностный слой, а его изменить и получить заранее прогнозируемые свойства детали, исходя из условий эксплуатации машин. Применение широкого круга напыляемых порошков из различных металлов, окислов, тугоплавких соединений, механических плакированных и композиционных смесей дает возможность получать износостойкие, коррозионностойкие, электроизоляционные, электропроводящие, фрикционные, антифрикционные, жаростойкие покрытия, работающие в условиях агрессивных сред, а также другие покрытия со специальными свойствами или с комбинированием перечисленных свойств.

Увеличение затрат на изготовление упрочненных деталей значительно ниже по сравнению с экономией от увеличения срока их службы. Детонационное напыление в ряде случаев заменяет дорогостоящие стали и цветные сплавы на более дешевые недефицитные материалы за счет придания необходимых эксплуатационных свойств только рабочим поверхностям, непосредственно подверженным влиянию неблагоприятных факторов, вместо упрочнения детали в целом. Все вместе это обуславливает получение значительной экономии материальных и энергетических ресурсов, а также улучшение экологической ситуации.

С помощью технологий окончательной обработки (шлифование, хонингование, доводка) могут создаваться необходимые форма и точность поверхности. В случаях, когда традиционные технологии не обеспечивают оптимальное качество и точность поверхностей, целесообразно использовать поверхностное пластическое деформирование (обкатывание, алмазное выглаживание, раскатывание, ударная обработка специальным инструментом).

Детонационно-газовое напыление применяется для производства и восстановления лопаток и других деталей авиационных двигателей, коленчатых и распределительных валов двигателей внутреннего сгорания, торцевых уплотнений валов, роликов валков металлургического производства, форм для литья и штампов, плунжеров дозировочных насосов, кулачков шарниров, арматуры химического маши-

ностроения, режущего, измерительного, медицинского инструмента и т.п.

Так, для эффективной обработки труднообрабатываемых материалов рекомендован ряд покрытий режущих инструментов:

- для жаропрочных деформируемых сплавов и высоколегированных сталей – композиционное покрытие нитридов титан-хром;
- для хромистых нержавеющих и хромо-никелевых сталей и сплавов – композиционное покрытие нитридов цирконий-гафний;
- для титановых сплавов – нитрид циркония.

Нанесение этих покрытий на рекомендуемый справочной литературой режущий инструмент позволяет увеличить его стойкость в 1,6…2 раза. Покрытие кулака шарнира нитридом молибдена, а сопрягаемого упора – нитридом титана, позволяет снизить трение в 3 раза, увеличить чувствительность механизма в 3-4 раза и повысить общую долговечность работы механизма парораспределения турбины почти в 5 раз при работе в среде с температурой 260^0С.

Сущность газо-термических методов нанесения покрытий заключается в образовании направленного импульсного потока мелкодисперсных частиц напыляемого материала при оптимальных значениях температуры и скорости. Механизм формирования прочносцепных покрытий детонационным методом представляет собой многопараметрический процесс со сложной физико-химической природой. Оптимальность процесса формирования качественного покрытия определяется рациональным соотношением скоростных, температурных характеристик, а также химическим составом и физико-механическими свойствами напыляемого порошка и поверхности подложки, концентрацией и размерами напыляемых частиц, их агрегатным состоянием, составами газовой детонационной смеси, их дозами на выстрел и другими параметрами.

Детонационно-газовое напыление реализуется с помощью специальных установок или пушек. Впервые они были разработаны в США в 1955 году, затем в 1969г. в Институте проблем машиностроения АН УССР (Киев). В 1970 – 1980-х годах разрабатывались и нашли промышленное внедрение ряд установок: «Союз», «Молния», «Днепр», «Катунь», «Азов», «Корунд», «Прометей», «Обь» и др.

В настоящее время научно-инженерный цент Новочеркасская фирма «АДМ» выпускает промышленные детонационно-газовые установки типа АДМ [89]. Разработаны совместно с США и внедрены в производство автоматизированные детонационно-газовые комплексы с

компьютерным пультом управления, осуществляющим контроль процесса, параметров напыления, движения установки и манипулятора.

В технологиях восстановительных операций, например, изношенных поверхностей деталей сельскохозяйственной техники с успехом может применяться наварка колец или ленты серией импульсов электромагнитного поля, создаваемого магнитно-импульсными установками.

1.5. ОТДЕЛОЧНЫЕ И УПРОЧНЯЮЩИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ

Отделочно-зачистные и упрочняющие операции в машиностроении имеют не только исключительное значение для работоспособности, ресурса, долговечности машин и, следовательно, для их конкурентоспособности, но и к тому же являются весьма трудоемкими. Трудоемкость отделочных работ может составлять более 40% общей трудоемкости изготовления деталей. Объясняется это тем, что такие операции преимущественно выполняются вручную. Среди многих методов зачистки деталей в последнее время обращают на себя внимание термоимпульсные методы удаления заусенцев, зачистки как наружных поверхностей, так и внутренних полостей сложных контуров и каналов.

Зачистка деталей термоимпульсным методом обеспечивает резкое сокращение трудоемкости в 4–20 раз, так как позволяет вообще исключить ручной труд, а длительность рабочего процесса обработки не превышает секунды, подвержена автоматизации, обеспечивает гибкую перестройку технологии в зависимости от сложности деталей, вида и марок материалов. Особенно ощутимы преимущества метода для деталей и агрегатов гидротопливных систем различных машин, которые отличаются сложностью поверхностей и каналов, высокими требованиями к качеству. Метод позволяет удалять заусенцы и очищать сложные каналы с ограниченными сечениями большой протяженности в труднодоступных местах, обеспечивает постоянство размеров фасок и кромок, повышает качество поверхностей.

Сущность метода заключается в импульсном воздействии на помещенную в герметичной камере деталь температуры и давления воспламеняемой горючей смеси. В результате этого мелкие частицы после механической обработки (опилки, стружки, заусенцы и т.п.), имея большее отношение площадей поверхностей к их массам, чем

аналогичное отношение для детали, сгорают или оплавляются. Благодаря интенсивному теплоотводу в массу детали, она нагревается до температуры не выше 140^0С, что не вызывает изменения структуры материала и форм.

Термоимпульсные установки обеспечивают оптимальные параметры и режимы обработки различных материалов (стали, титановые, алюминиевые стали, латуни, бронзы, резины, пластмассы и др.), обладают малой металлоемкостью конструкций, надежностью, высокой производительностью, экономны в использовании энергоносителей, приемлемы для производства по уровню шума и экологии.

Для осуществления процессов очистки, например, внутренних поверхностей отливок от стержневой массы успешно применяется магнитно-импульсный метод. Сущность метода заключается в придании отливке большого ускорения силовым воздействием индуцируемого импульсного магнитного поля (один-три импульса).

Наряду с созданием новых конструкционных и инструментальных материалов, материалов с прогнозируемыми поверхностными свойствами, постоянно совершенствуются высокоэффективные методы упрочнения традиционно применяемых. Для поверхностного упрочнения материалов применяются также и импульсные технологии, например, лазерное излучение.

Технология упрочняющей импульсной лазерной термообработки дает уникальные результаты только в случаях оптимизации и строгого выдерживания технологических параметров и режимов для конкретных обрабатываемых материалов. Параметрами лазерного излучения являются: зависимость энергии импульса по времени, длительность импульса, распределение энергии импульса по радиусу светового пятна. Эффективность лазерного упрочнения зависит от плотности энергия лазерного излучения, длительности экспозиции излучением, шероховатости и оптических свойств обрабатываемого материала, среды, в которой производится обработка, геометрических форм обрабатываемой поверхности, положения центра светового пятна относительно, например, режущей кромки инструмента, коэффициента перекрытия световых пятен.

Технологические процессы импульсного лазерного упрочнения характеризуются простотой выполнения, не требуется специальная среда и подготовка обрабатываемой поверхности (обезжиривание, нанесение специальных покрытий чернящими составами и т.п.), так как обработка осуществляется на воздухе. Преимуществом является

также отсутствие коробления поверхностей и то, что после обработки не ухудшается их качество, высокая производительность и стабильность. Достигается, например, повышение стойкости режущего инструмента из быстрорежущих сталей в 3 раза.

Известны также методы упрочнения материалов взрывом в среде воды или воздуха, причем в среде последнего упрочнение больше. Степень упрочнения проявляется тем ниже, чем выше начальная твердость материала. Так, например, при упрочнении взрывом в воздушной среде поверхностная твердость меди М1 увеличивается на 60%, дюралюминия Д16Т – на 189%. Установлено, что обработка стали 30ХГСА энергией ударной волны, созданной взрывчатым веществом, является эффективным средством увеличения усталостного ресурса материала. Увеличивается на 28% предел выносливости, возрастает время развития усталостных трещин в 1,5…2 раза.

1.6. ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ ДОБЫВАЮЩЕЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ

При использовании высококонцентрированных источников энергии эффективно применение акустических экранов, позволяющих преобразовывать волновые поля с трансформацией силовой нагрузки с механическим воздействием смещающегося экрана или без него. В этой связи может быть предпочтительным использование импульсных энергоисточников для интенсификации процессов добычи нефти и ликвидаций аварий, так как развитие нефте- и газодобывающей промышленности существенно зависит от безаварийности и отсутствия осложнений при бурении и эксплуатации скважин. До 10 – 12% времени, затрачиваемого на бурение скважины, приходится на ремонтные работы, а часть скважин северо-востока Украины безвозвратно потеряны из-за смятия обсадных колонн. Большую экологическую опасность представляют пожары и разрушения нефте- и газопроводов, негерметичность обсадных колонн, усталостные разрушения соединений и др. Потери времени на их ликвидации приводят к уничтожению оборудования, загрязнению окружающей среды, прекращению добычи нефти и газа. Ухудшение условий добычи энергоносителей во многом зависит и от сравнительно малой коррозийной стойкости газового и нефтеоборудования, арматуры, снижения ее пропускной способности из-за образования солевых и гидратных пробок, парафиновых отложений.

Накоплен большой и в ряде случаев уникальный опыт предотвращения и ликвидации аварий. В этой области можно выделить как минимум две основные задачи и направления их решения.

1. В области интенсификации добычи нефти и газа путем повышения проницаемости призабойных зон, создания депрессий и репрессий в скважине, их перфорации с помощью различных способов и устройств.
2. Повышение качества и срока службы оборудования путем улучшения антикоррозионной защиты, ликвидации парафиновых отложений и солевых пробок, выявление перспективных схем оборудования.

Установлено, что в области интенсификации добычи нефти и газа в настоящее время получают преимущественное развитие комбинированные методы, в частности, термотехнические, особенностью которых является использование химических реагентов (кислот, газов, солей, металлов и других веществ, увеличивающих пластовое давление). Однако эти мероприятия экологически небезупречны, вызывают повышенную коррозию обсадных колонн и насосо-компрессорных труб (НКТ), требуют больших затрат на доставку и хранение. Поэтому находят применение физические методы с тепловым и импульсным воздействием на призабойную зону.

Оценивая это направление, можно сделать заключение, что поиск оптимальных методов воздействия на пласт должен быть продолжен с целью совершенствования методов комбинированного воздействия на пласт как в процессе изъятия нефти (при наличии насосного оборудования и арматуры НКТ), так и при возобновлении добычи нефти из уже существующих и законсервированных скважин. Причем в последнем случае эффективность импульсных методов воздействия на призабойную зону может быть наиболее ощутимой при использовании бесштанговых гидронасосных установок. В качестве возможного применения такого подхода можно считать устройства типа малогабаритных камер. В таких устройствах могут найти применение и кумулятивные и нулевые перфораторы, пороховые генераторы и аккумуляторы давления, взрывные пакеты, боковые стреляющие грунтонасосы.

При выборе прогрессивных конструкций необходимо учитывать следующие принципы:

- универсальность узлов и механизмов, возможность их легкого переналаживания и встраивания в технологическое оборудование;

- наличие блоков энерго- и ресурсообеспечения;
- возможность автономного существования;
- совершенствование органов управления в направлении создания роботизированных комплексов с адаптивными системами управления.

Дополнительными принципами проектирования высокоэнергетических устройств считаются:

- наличие узлов для создания электрофизических полей в технологических блоках оборудования с целью интенсификации технологических процессов;
- создание систем для гарантированного управления параметрами внешней нагрузки (их дозирование) и ликвидация нежелательных последствий взрывных процессов (продукты детонации, конфликт с флюидом).

Такой подход позволяет использовать импульсные энергоисточники (ВВ, горючие газовые смеси и др.) не только для локального воздействия на пласт или определенную зону системы "пласт-НКТ-устье", но и для интенсификации добычи нефти (газа).

В соответствии с первым направлением, увеличение добычи (объема) нефти осуществляется усовершенствованием свойства (агрегатного состояния) бурового раствора (или воды), воздействующего на флюиды импульсно-волновым способом. При этом источник энергии - электрический (источники питания, преобразователи энергии в электрическую). Для уменьшения потерь подвод энергии к флюиду (полезному ископаемому) - импульсный; состояние рабочей среды, с помощью которой передается воздействие на флюид, - комбинированное (жидкостно-газовое с твердыми и порошкообразными включениями). Добыча нефти осуществляется общепринятым насосным (штанговым) оборудованием. Процесс добычи сопровождается использованием комбинированных экологических установок.

Второй вариант интенсификации добычи нефти предполагает изменение ее концентрации (одних фракций по отношению к другим) путем целенаправленного воздействия на пласт потоками высоких энергий для организации комбинированных физико-химических преобразований и их последующей реализации по первому варианту.

Третий вариант предполагает добычу флюидов с изменением объема, концентрации и свойств (готовый продукт или полуфабрикат) без побочных отходов (удаляемое вещество отсутствует, так как оно расходуется в пласте и скважине), благодаря комбинированным физико-химическим воздействиям (статическим, импульсным, тепло-

вым, биотехнологическим).

1.7. СПЕЦИАЛЬНОЕ ПРИМЕНЕНИЕ ИМПУЛЬСНЫХ ПРОЦЕССОВ

Специфическое применение находят импульсные процессы, в частности, в сфере оборонной промышленности. Так, британская научно-техническая лаборатория оборонных технологий работает над проблемой защиты бронетехники и ее экипажей от поражающего эффекта противотанковых реактивных снарядов. Учеными предложена система импульсной силовой защиты при помощи так называемой «электрической брони» [111]. Она представляет собой 2-х слойную пуленепробиваемую обшивку из специального сплава с изоляцией, содержит энергорассеивающую проводку и мощные конденсаторы массой до 2-х тонн. Эффект импульсной электрозащиты состоит в том, что кумулятивная струя раскаленной меди боеголовки снаряда прожигает внешнюю обшивку и изоляцию, замыкая на себе ток силой около 1000 А. Благодаря импульсному разряду с мощным электрическим полем и высокой температурой струя «направленного заряда» рассеивается и испаряется, подобно перегоранию предохранителей в бытовых приборах при превышении потребляемого тока.

Следующий пример применения импульсного процесса в оборонных технологиях имеет противоположное, приведенному выше, назначение. При исследовании средств поражения брони было обнаружено странное явление. При внедрении в стальную плиту бронебойного снаряда массой 4кг, вокруг пробоины были обнаружены по цветам побежалости признаки большого нагрева. Исследования на моделях в виде ударников и мишеней показали, что количество выделившегося тепла было в несколько раз больше кинетической энергии ударника. Причем превышение тепловой энергии кинетическую явно выражалось с ростом массы ударника, то есть была замечена роль масштабного фактора. Парадокс – энергия «из ниоткуда»!?

Физическая суть явления объяснялась неизвестными ранее свойствами металла взрываться при определенных условиях. Структурной основой металла является кристаллическая решетка с положительными ионами в узлах. Решетка с ионами сохраняет свою форму благодаря электростатическим силам, создаваемым отрицательными, хаотически движущимися, электронами. Пока существует такая металлическая связь, разноименные частицы пребывают в энергетическом равновесии, и атомы снаряда жестко связаны кристаллической решеткой в единый массив. Когда снаряд, летящий с большой скоростью, ударяет в броню,

решетка резко останавливается, а свободные электроны продолжают направлено двигаться по инерции, образуя поток. Нарушается энергетическое равновесие, которое приводит к тому, что одноименно заряженные ионы, отталкиваясь, покидают узлы решетки, что имитирует взрыв.

Для реализации явления взрыва металлического снаряда при его ударе о жесткую преграду необходима большая скорость, а металл должен иметь максимальную атомную массу и минимальную энергию связи. По этим признакам металлы, способные взрываться, образуют ряд: уран (U^{235}), вольфрам (W^{184}), железо (Fe^{56}). Например, для обычных стальных снарядов замечено выделение избыточной энергии при скоростях перед ударом 990–1390 м/с. Для бронебойных снарядов с использованием урана при скорости 1700 м/с выделение избыточной энергии сопровождается испарением 20% массы снаряда. Таким образом, эффект высоких скоростей и, следовательно, кинетических энергий создал условия для нарушения энергетического баланса металла снаряда при его резком торможении (ударе) о жесткую преграду (броню). Это, в свою очередь, создало предпосылки для реализации нового, неизвестного ранее явления – взрыва металла.

1.8. ПЕРСПЕКТИВЫ И НАПРАВЛЕНИЯ ПРИМЕНЕНИЯ ИМПУЛЬСНЫХ ТЕХНОЛОГИЙ

Вопросы перспектив и эффективности, импульсных высокоэнергетичных технологий в народном хозяйстве и вообще в жизнедеятельности человека нельзя рассматривать изолировано от современных достижений науки и техники, условий цивилизации. Импульсные технологии призваны усиливать преимущества существующих и новых технологий, вместе с тем, комплексно устранять их недостатки, и, благодаря этому, должны быть взаимодополняемыми.

Не касаясь задач и стратегии военно-промышленного комплекса, можно отметить, что импульсным технологиям принадлежит особая роль в обеспечении конкурентоспособности выпускаемой продукции, где решаются актуальные проблемы, связанные с обработкой специальных, как правило, труднообрабатываемых материалов, с получением сложных и точных форм, с созданием новых конструкционных и других прогрессивных материалов, со сборкой изделий.

Целесообразным является рациональное использование известных и открытие новых свойств и возможностей импульсных источников энергий, а также новых явлений. Дальнейшим совершенствованием им-

пульсных технологий может быть сочетание явлений, вызываемых различными по происхождению источниками энергий. Например, новым этапом в области импульсного упругопластического деформирования труднодеформируемых, в частности титановых, сплавов является использование эффекта электропластичности, создаваемого электрическими импульсами тока.

При создании материалов будущего управление свойствами поверхностного слоя деталей возможно не только нанесением различными способами специальных покрытий, но и сочетанием, например, магнитной и лазерной импульсной обработки. Такая комбинированная обработка управляет изменениями в обрабатываемом слое, приводящими либо к значительным разупрочнениям, либо же, наоборот, к упрочнениям материалов, объясняемым релаксацией, как следствия дислокационно-дуффузионного механизма термических и структурных напряжений.

Перспективным является направление получения специальных материалов импульсной плазмой, которая сопровождается высокими мгновенными мощностями, температурами и полями. Такое явление, положившее основу созданию противотанковой «электрической брони», используемое в двухканальных установках, генерирующих импульсную плазму при разряде конденсаторов, обеспечивает обработку газообразного и газодисперсного сырья и получение ультрадисперсных композиционных материалов Mo-TiC, порошков Al_2O_3, плакированных никелем, гранулированных металлических порошков, восстановленных из окислов и т.п. Эта продукция применяется для создания новых материалов со специальными свойствами.

В области формообразования металлов найдут применение эффективные импульсные процессы, для которых тип энергоносителей и передающих рабочих сред (газообразных, жидких, эластичных или твердых тел) будут определяться требованиями и условиями конкретного производства. Для разделительно-разрушающих процессов, например, при резке, пробивке отверстий в сверхтвердых и композиционных материалах, заслуживают внимания гидродинамическая, электрогидроимпульсная обработка, использующая энергию воздействия высоких скоростей струи рабочей среды (до 1000 м/с) и высоких давлений, обработка с помощью излучения ОКГ и др.

Бесспорно, особая роль принадлежит ручному импульсному инструменту ударного действия. Его мобильность, высокая удельная энерговооруженность, высокая производительность создали предпосылки и перспективу для расширения областей его применения за пределами

клепально-сборочного производства. Ручные импульсные устройства открывают новый этап механизации труда, они с успехом могут применяться при выполнении строительных, дорожных, ремонтных, добывающих, монтажных и других работ.

Однако импульсные технологии, использующие различные источники энергии и имеющие различное назначение, не исчерпывают свои возможности в сфере материального производства. Незаменимы импульсные процессы и огромное их значение также для здоровья человека, в области медицины. Импульс электрического разряда может оказаться единственным источником и надеждой на возвращение к жизни человека, например с нарушением деятельности сердца, при инфаркте миокарда (в состоянии шока). Ощутимые эффекты достигаются импульсными воздействиями при управлении физиологическим состоянием организма человека. Мощным фактором формообразовательных процессов является дозированное воздействие на ткани и органы человека и другие биологические системы импульсами определенной частоты и амплитуды. Такое воздействие называется биомеханической стимуляцией. При этом обеспечивается профилактика последствий невесомости и гипокинезии в условиях космических полетов, осложнений послеоперационной реабилитации больных, профессиональных болезней (например, виброболезни), заболеваний опорно-двигательного аппарата; а также сокращение сроков послеполетной адаптации космонавтов, повышение мышечного тонуса и физического состояния организма человека в условиях длительных статических нагрузок и т. п.

Показывают обнадеживающие результаты методики лечения, например, пояснично-крестцового радикулита, неврастении, невралгии, бронхиальной астмы, мигрени и многих других болезней воздействием на кожные проекции рефлекторных зон (точки акупунктуры) импульсным электрическим током с помощью аппаратов типа «Биотонус» и др.

Огромный потенциал самых разнообразных возможностей заложен в импульсных процессах, которые сопровождаются высокими скоростями, температурами и давлением, интенсивными электрическими и магнитными полями, излучениями и радиацией и другими явлениями. Бесчисленное множество можно было бы привести примеров эффективного (и немало негативного) применения импульсных технологий. Человеческая мысль, его разум не будут стоять на месте. Но человек, на решение каких бы задач не вдохновлялся, должен на первое место ставить цель не навредить последствиями своей гениальности себе самому, обществу, цивилизации.

ГЛАВА 2

ИМПУЛЬСНАЯ ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАЗОВАНИЯ ВЫСОКОРЕСУРСНЫХ ЗАКЛЕПОЧНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

Повышение надёжности и долговечности планеров самолётов в последние годы достигается применением новых конструкционных материалов, технологий выполнения соединений, а также совершенствованием конструкций крепежа. Так, например, применяемая на фирме «Джемкор» автоматическая клепка стержнями, получила распространение на фирмах «Боинг» (В-707, В-727, В-737, В-747, В-757, В-767), «Дуглас» (ДС-9, ДС-10) и др. На этих же фирмах и на фирмах «Мартин», «Конвер» используют вид клепки с осаживанием замыкающей головки в потайное гнездо склепываемого пакета. Зарубежными фирмами давно и повсеместно используются заклёпки с модифицированными формами их закладных головок. Такие конструкции крепежа впервые были предложены фирмой «Локхид» [142, 230-235].

На предприятиях стран СНГ находят внедрение специальные заклёпки типа ЗВУКК, ЗПК, ЗУК, ЗУКК, ЗУГ и другие (ОСТ 134040-79, АНУ–0300, ОСТ 1.12020-75, ОСТ 1.34052-85), содержащие на их закладных головках избыток материала в виде различных по конструкции и форме выступов (или впадин), называемый «компенсаторами». Такие пластически деформируемые в процессе клепки компенсаторы создают благоприятное течение материала и возможность управления радиальными натягами, величина и характер распределения которыми являются важнейшими технологическими факторами повышения герметичности и ресурса соединений. Осваиваются также технологические процессы клепки стержнями, универсальными заклепками (УЗ) с образованием потайных замыкающих головок (ПЗГ), повышенным давлением (КПД) в замкнутом объёме (КЗО), импульсная клепка [32, 67, 177, 178] и др.

2.1. ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА ИМПУЛЬСНОЙ КЛЕПКИ

2.1.1. ОСОБЕННОСТИ ОБРАЗОВАНИЯ СОЕДИНЕНИЯ ЗАКЛЕПКАМИ С КОМПЕНСАТОРАМИ ИМПУЛЬСНОЙ КЛЕПКОЙ

Механизм образования соединения заклепкой с компенсатором при импульсной клепке представим схемой, показанной на рис.2.1.

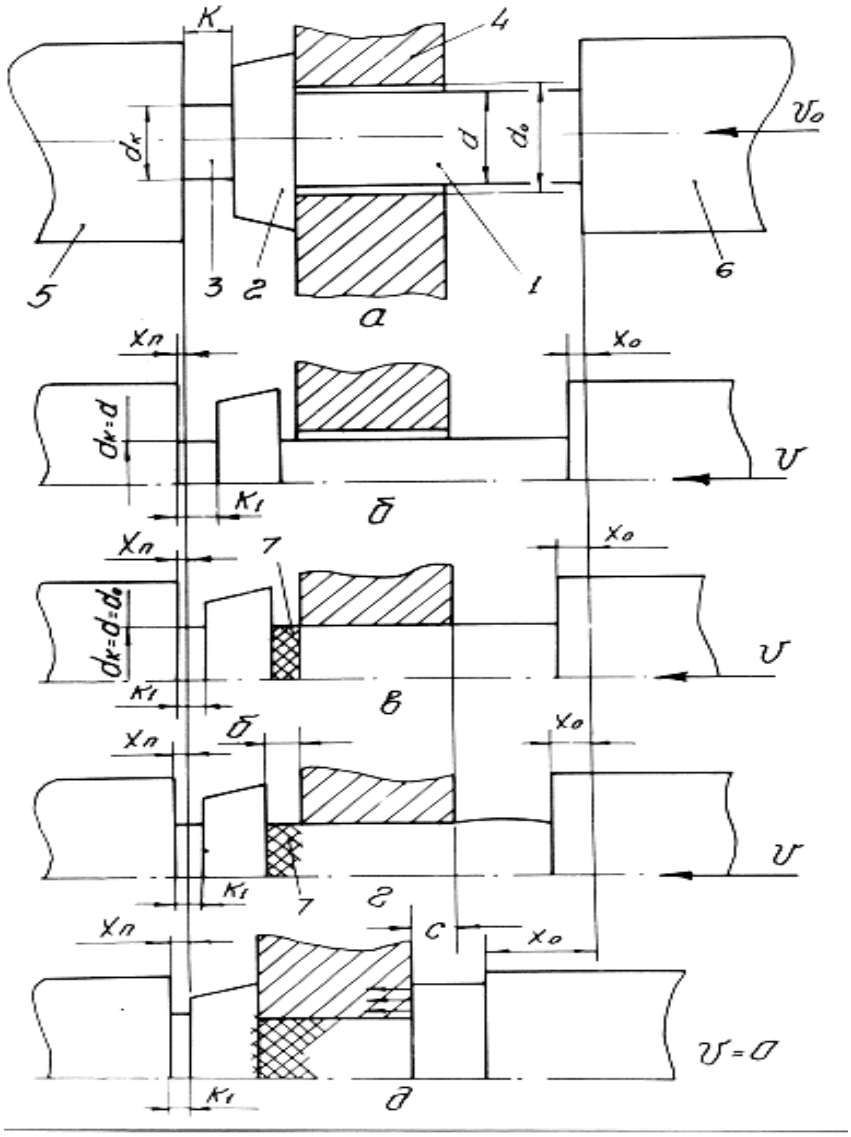


Рис.2.1. Схема образования соединения заклепкой с компенсатором при импульсной клепке.

Заклепка 1 с выступающей закладной головкой 2 и компенсатором 3 установлена в отверстии диаметром d_0 пакета 4 и удерживается поддержкой 5. Пластически деформируемый компенсатор 3 показан в виде цилиндра высотой k и диаметром $d_к$. Условие $(d \geq d_к)$, то есть площадь контакта компенсатора с поддержкой меньше, чем площадь поперечного сечения стержня заклепки, соответствует как конструкциям большинства существующих заклепок с компенсаторами, так и реальным условиям клепки. Практически всегда имеет место некоторое отклонение от перпендикулярности рабочей поверхности поддержки относительно оси заклепки и, следовательно, их неплотный контакт.

Под действием технологического усилия P компенсатор 3 осаживается на величину ($f = k - k_1$), а заклепка 1 и поддержка 5 приходят в движение. Пренебрегая силами контактного трения между компенсатором и рабочей поверхностью поддержки, а также деформационно-скоростным упрочнением, можно считать, что деформирование стержня заклепки начнется с момента, когда площадь контакта компенсатора с поддержкой станет равной площади поперечного сечения стержня (условно $d_к \geq d$, рис. 2.1, б). При этом заклепка 1 и поддержка 5 продолжают перемещаться, а пакет 4 сохраняет непо-

движность. В дальнейшем, по мере движения обжимки, осаживаемый стержень заклепки заполняет кольцевой зазор между стенкой отверстия пакета 4, компенсатор 3 продолжает деформироваться. На рис. 2.1,в показан момент, когда диаметр стержня заклепки равен диаметру отверстия, этой же величине (с учетом допущения) равен и диаметр компенсатора ($d = d_0 = d_к$).

В результате осадки компенсатора $f = k - k_1$ и перемещения поддержки X_n заклепка к этому времени перемещается относительно пакета на величину δ, называемую первоначальным зазором

$$\delta = f + X_n = (k - k_1) + X_n. \qquad (2.1)$$

С момента, показанного на рис. 2.1,г, начинается образование замыкающей головки. На этом первый этап клепки, характеризуемый образованием максимального первоначального зазора δ, переходит во второй, в течение которого формирующаяся замыкающая головка воздействует на пакет 4 и перемещает его в направлении удара. Так как в зоне замыкающей головки заклепки скорость перемещения ее материала выше, чем в зоне закладной головки, то пакет 4 под воздействием усилия, передаваемого через замыкающую головку, «догоняет» закладную головку заклепки, зазор δ уменьшается. Поддержка 5 и пакет 4 продолжают перемещаться, а компенсатор 3 осаживается, так как усилие клепки возрастает по мере увеличения диаметра замыкающей головки заклепки. Часть материала 7 стержня заклепки под ее закладной головкой (рис. 2.1,в,г) и компенсатора 3 «вминаются» в пакет 4, способствуя повышению в нем радиального натяга, первоначальный зазор устраняется, процесс клепки завершается (рис. 2.1,д).

Из изложенного следует, что непременными условиями обеспечения качественного соединения являются обеспечение требуемого избытка материала стержня (первоначального зазора) под головкой заклепки и, вместе с тем, достаточная податливость склепываемого пакета. В случае недостаточной податливости возможно частичное сохранение первоначальных зазоров под закладными головками заклепок, что недопустимо. С другой стороны, для податливых пакетов при значительных величинах первоначальных зазоров δ, устранение последних будет сопровождаться остаточной деформацией пакета (его поводками) в зоне постановки заклепок, что также регламентируется определенными допусками на отклонение поверхности наружного

контура клепаемого агрегата. Кроме того, осадка компенсатора и перемещение поддержки продолжаются и в течение второго этапа клепки, что дополнительно прогибает пакет в направлении удара.

2.1.2. ДОПУЩЕНИЯ, ВЫБОР МЕТОДА, РАСЧЕТНАЯ СХЕМА ИССЛЕДОВАНИЙ

Процесс импульсной клепки в общем случае представляется соударением трех тел (бойка 1, обжимки 2 и поддержки 4), рис. 2.2,а. Будем считать соударяющиеся тела жесткими стержнями, а деформируемую заклепку 3 – податливым элементом, лишенным массы. Так как площадь поперечного сечения стержня заклепки значительно меньше площади поперечных сечений деформирующих ее тел, а прочностные свойства материала последних существенно выше, то предположение об абсолютной жесткости соударяющихся тел можно считать справедливым. Пренебрежение массой заклепки также можно считать вполне допустимым, так как она неизмеримо меньше масс обжимки и поддержки.

Из схем, представленных на рис. 2.1,б,в,г, нетрудно убедиться в том, что в первый момент удара обжимка и поддержка практически не имеют плотного контакта с деформируемой заклепкой. Плотным контактом будем считать такой, при котором площади контакта заклепки с рабочими поверхностями обжимки и поддержки будут равны площадям соответствующих торцевых поверхностей заклепки. Предположим, что к моменту достижения такого контакта произойдет полная передача энергии бойка обжимке, которые из соображений максимума КПД передачи энергии выполняются из условия равенства их масс. Приведенное предположение, подтверждаемое в дальнейшем экспериментально, позволяет считать, что процесс клепки осуществляется обжимкой самостоятельно без влияния бойка.

Пренебрегаем влиянием в процессе удара внешних сил воздействия давления и веса энергоносителя, сил трения и др. сил.

Предположим, что при клепке имеет место центральный удар обжимки и поддержки, то есть линия действия векторов их сил совпадает с осью стержня заклепки, и проходит через центры масс указанных тел.

На первом этапе не учитываем также влияние на процесс клепки жесткости пакета соединяемых деталей.

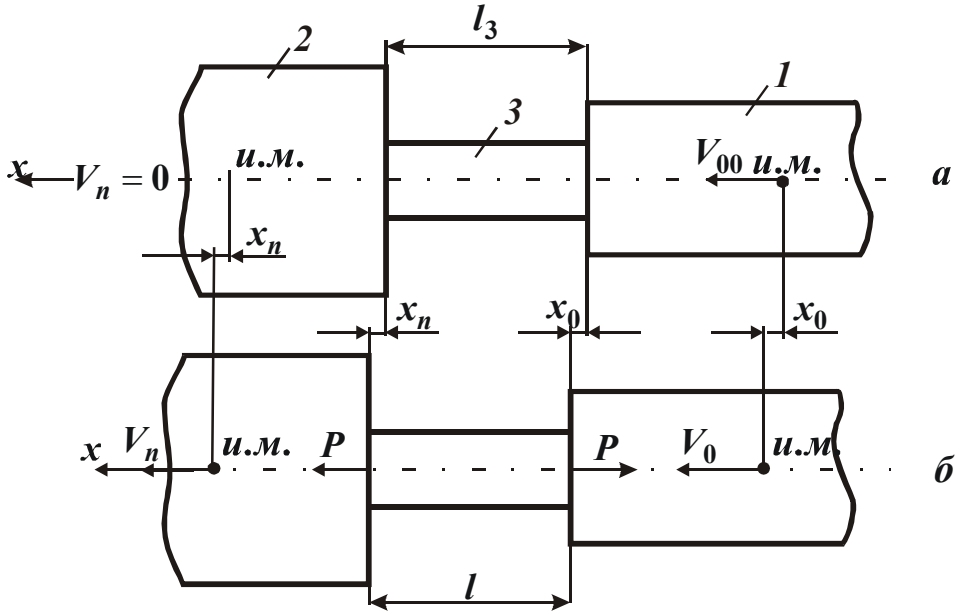


Рис. 2.2. Расчетная схема импульсной клепки.

Обычно полагают, что для практических задач волновыми явлениями, сопровождающими ударные процессы и существенно усложняющими их математическое описание, можно пренебречь, если соблюдается критерий применимости методов классической теории удара [3, 21, 52, 92, 129, 145]

$$\frac{t_\partial}{T} > 3. \qquad (2.2)$$

Ориентировочно оценивая длительность клёпки $t_\partial \approx 20 \cdot 10^{-5}$с [100], определив наибольший период собственных колебаний T соударяющихся тел, исходя из отношения фактической длины поддержки l_n и скорости распространения волн α (для инструментальных сталей α=5,1·10^{3}м/с) $T = 2l_n / \alpha \approx 3{,}9 \cdot 10^{-5} c$, находим

$$\frac{t_\partial}{T} = \frac{20 \cdot 10^{-5} c}{3{,}9 \cdot 10^{-5} c} > 3. \qquad (2.3)$$

Это дает возможность при исследованиях представить процесс импульсной клепки упрощенной расчетной схемой классической механики соударения двух жестких тел (рис. 2.2,б) с учетом силовых зависимостей деформируемого ними промежуточного элемента (заклепки).

2.1.3. ИССЛЕДОВАНИЕ ДВИЖЕНИЯ ПОДДЕРЖКИ В ПРОЦЕССЕ ИМПУЛЬСНОЙ КЛЕПКИ

На рис. 2.2,а показан момент, соответствующий приобретению

обжимкой требуемой начальной скорости V_{oo} после соударения ее с бойком и наличия плотного контакта обжимки 1 и поддержки 2 с заклепкой 3. Считаем, что к этому моменту поддержка сохраняет состояние покоя, а заклепка – исходную длину $l_з$. Соударяющиеся обжимка и поддержка имеют массы m_o и m_n, соответственно. Допущение о несжимаемости обжимки и поддержки дает основание считать перемещение их рабочих поверхностей X_o и X_n равными перемещениям центров масс.

Обозначив текущую длину заклепки во время ее деформирования l, согласно рис. 2.2,б, запишем

$$l_з = X_o + l - X_n, \tag{2.4}$$

откуда деформация заклепки

$$\alpha = l_з - l = X_o - X_n. \tag{2.5}$$

Вследствие инерционного сопротивления поддержки массой m_n на поверхностях контакта заклепки 3 с обжимкой 1 и поддержкой 2 возникает сила ударного взаимодействия P, деформирующая заклепку и зависящая от величины ее деформации:

$$P = f(\alpha). \tag{2.6}$$

Приняв за положительное направление скорость обжимки V_{oo}, запишем дифференциальные уравнения движения соударяющихся тел

$$m_0 \frac{d^2 x_0}{dt^2} = -P = -f(\alpha),$$

$$m_n \frac{d^2 x_n}{dt^2} = P = f(\alpha). \tag{2.7}$$

Интегрируя выражения (2.7) при принятых начальных условиях t=0, V_o=0, V_n=0, получим

$$m_0 \int_{V_{00}}^{V_0} dV_0 = -\int_0^t P dt, m_0(V_0 - V_{00}) = -\int_0^t P dt,$$

$$m_n \int_0^{V_n} dV_n = \int_0^t P dt, m_n V_n = \int_0^t P dt, \tag{2.8}$$

где V_o и V_n – текущие скорости обжимки и поддержки.

Приравнивая левые части (2.8), запишем аналитическое выражение закона сохранения количества движения для ударной системы

$$m_0 V_{00} = m_0 V_0 + m_n V_n. \tag{2.9}$$

Из этого выражения

$$V_0 = \frac{dX_0}{dt} = V_{00} - \frac{m_n}{m_0} \cdot \frac{dX_n}{dt}. \qquad (2.10)$$

Дифференцируем выражение (2.5) по времени

$$\frac{d\alpha}{dt} = \frac{dX_0}{dt} - \frac{dX_n}{dt}, \qquad (2.11)$$

откуда

$$\frac{dX_n}{dt} = \frac{dX_0}{dt} - \frac{d\alpha}{dt}, \qquad (2.12)$$

а с учетом значения $\frac{dX_0}{dt}$ по (2.10)

$$\frac{dX_n}{dt} = V_{00} - \frac{m_n}{m_0} \cdot \frac{dX_n}{dt} - \frac{d\alpha}{dt} = \frac{m_0}{m_0 + m_n}\left(V_{00} - \frac{d\alpha}{dt}\right). \qquad (2.13)$$

Дифференцируем выражение (2.13) по времени

$$\frac{d^2X_n}{dt^2} = -\frac{m_0}{m_0 + m_n}\frac{d^2\alpha}{dt^2}, \qquad (2.14)$$

подставляем его в (2.7)

$$m_n \frac{d^2X_n}{dt^2} = -\frac{m_0}{m_0 + m_n}\frac{d^2\alpha}{dt^2} = f(\alpha). \qquad (2.15)$$

Запишем (2.15) в виде обычного дифференциального уравнения

$$\frac{d^2\alpha}{dt^2} + \frac{m_0 + m_n}{m_0 \cdot m_n} f(\alpha) = 0 \qquad (2.16)$$

или

$$\alpha'' + \frac{m_0 + m_n}{m_0 \cdot m_n} f(\alpha) = 0. \qquad (2.17)$$

После преобразования получим

$$d\left[(\alpha')^2\right] = -2\frac{m_0 + m_n}{m_0 \cdot m_n} f(\alpha) d\alpha. \qquad (2.18)$$

При t=0

$$\frac{dX_0}{dt} = V_{00}, \quad \frac{dX_n}{dt} = 0,$$

$$\alpha' = \frac{d\alpha}{dt} = V_{00} - 0 \quad \text{, тогда} \quad (\alpha')^2 = V_{00}^2.$$

Интегрируя (2.18), находим

$$\int_{V_{00}}^{(\alpha')^2} d\left[(\alpha')^2\right] = -2\frac{m_0+m_n}{m_0\cdot m_n}\int_0^{\alpha} f(\alpha)d\alpha,$$

$$(\alpha')^2 - V_{00}^2 = -2\frac{m_0+m_n}{m_0\cdot m_n}\int_0^{\alpha} f(\alpha)d\alpha,$$

$$\alpha' = \frac{d\alpha}{dt} = \sqrt{V_{00}^2 - 2\frac{m_0+m_n}{m_0\cdot m_n}\int_0^{\alpha} f(\alpha)d\alpha}. \qquad (2.19)$$

Разделяя переменные и интегрируя, получим

$$t = \int_0^{\alpha}\left(V_{00}^2 - 2\frac{m_0+m_n}{m_0\cdot m_n}\int_0^{\alpha} f(\alpha)d\alpha\right)^{-\frac{1}{2}} d\alpha. \qquad (2.20)$$

Заметим, что полной осадке соответствует условие экстремума $d\alpha/dt$=0, то есть

$$\frac{d\alpha}{dt} = \left(V_{00}^2 - 2\frac{m_0+m_n}{m_0\cdot m_n}\int_0^{\alpha_m} f(\alpha)d\alpha\right)^{-\frac{1}{2}} = 0, \qquad (2.21)$$

откуда

$$\int_0^{\alpha_m} f(\alpha)d\alpha = \frac{m_n}{m_0+m_n}\cdot\frac{m_0\cdot V_{00}^2}{2} = A_{\partial}, \qquad (2.22)$$

где A_{∂} – энергия деформирования заклепки.

Исходя из этого, запишем выражение (2.20) зависимости осадки α по времени t в общем, виде

$$t = \frac{1}{V_{00}}\int_0^{\alpha}\left(1 - \frac{1}{A_{\partial}}\int_0^{\alpha} f(\alpha)d\alpha\right)^{-\frac{1}{2}} d\alpha. \qquad (2.23)$$

Подставив в (2.23) выражение (2.30), отражающее характер силовой зависимости $f(\alpha)$, введя безразмерный параметр – относительную посадку – $z = \alpha/\alpha_m$, и подставив в качестве верхнего предела интегрирования z=1, получим полное время процесса клепки

$$t_{\partial} = \frac{\alpha_m}{V_{00}}\cdot\int_0^1\left(1 - \frac{1{,}3}{A_{\partial}}\sum_{i=1}^{4}\frac{b_i\alpha_m^i z^{i\,i}}{i}\right)^{-\frac{1}{2}} dz. \qquad (2.24)$$

Обозначив $\frac{b_i \alpha_m^i}{iA_\partial} = B_i$, имеем

$$t_\partial = \frac{\alpha_m}{V_{00}} \cdot \int_0^1 \left(1 - 1{,}3 \sum_{i=1}^{4} B_i \cdot Z^i\right)^{-\frac{1}{2}} dz. \qquad (2.25)$$

Характер зависимости осадки заклепки по времени, как видно из (2.25), определяется интегральным выражением. Используя установленную ниже аппроксимированную зависимость (2.5), запишем

$$t = \frac{\alpha_m}{V_{00}} \left(1{,}07 tg 0{,}93 z\right). \qquad (2.26)$$

Из выражений (2.13) и (2.12) с учетом (2.26) находим:
– перемещение поддержки

$$X_n = \frac{1}{1+n} \alpha_m \left(1{,}07 tg 0{,}93 z - z\right), \qquad (2.27)$$

– перемещение обжимки

$$X_0 = \frac{1}{1+n} \alpha_m \left(1{,}07 tg 0{,}93 z + zn\right), \qquad (2.28)$$

где $n = m_n / m_0$.

Перемещение поддержки, соответствующее моменту максимального зазора, определяется из (2.27) подстановкой $z = z_\delta = \alpha_\delta / \alpha_m$.

2.1.4. ИССЛЕДОВАНИЕ ОСНОВНЫХ ИСХОДНЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ИМПУЛЬСНОЙ КЛЕПКИ

2.1.4.1. ЭНЕРГОСИЛОВЫЕ ЗАВИСИМОСТИ

Предполагаем, что характер статической силовой зависимости с учетом коэффициента динамичности k_∂ отражает характер импульсного нагружения [21]. Коэффициент динамичности, как известно, зависит от материала заклепки, конкретных условий и характера деформации. Для материала заклепок В65 принимаем k_∂=1,3 [100].

Полученные экспериментально на испытательной электромеханической машине ZD 10/90 статические зависимости для ряда типов заклепок и форм замыкающих головок аппроксимированы выражением

$$P = f(\alpha) = \sum_{i=1}^{n} b_i \alpha^{i-1}, \qquad (2.29)$$

где b_i - коэффициенты полинома аппроксимации, n - показатель степени полинома с учетом свободного члена.

Удовлетворительную точность показала аппроксимация силовой зависимости кубическим полиномом (n=4), значения коэффициентов которого для исследуемых заклепочных соединений получены на ЭВМ.

Интегрируя зависимость (2.29) при полной осадке α_m с учетом коэффициента динамичности $k_д$=1,3, получим требуемую энергию клепки

$$A_д = 1{,}3\int_0^{\alpha_m}\left(\sum_{i=1}^{n} b_i\alpha^{i-1}\right)d\alpha = 1{,}3\sum_{i=1}^{4}\frac{b_i\alpha_m^i}{i}. \qquad (2.30)$$

Согласно классической теории удара, кинетическая энергия, затрачиваемая на деформирование [3],

$$A_д = \frac{m_0 m_n\left(1-k_в^2\right)}{2\left(m_0+m_n\right)}V_{00}^2, \qquad (2.31)$$

где $k_в$ – коэффициент восстановления, для заклепок из сплава В65 $k_в$=0,1.

Исходя из выражений (2.31) и (2.30), обозначив $n = m_n/m_0$, учитывая коэффициентом φ энергию, поглощаемую пакетом склёпываемой конструкции, определим начальную скорость обжимки

$$V_{00} = \sqrt{\frac{2{,}6\sum_{i=1}^{4}\frac{b_i\alpha_m^i}{i}\left(1+\varphi\right)\left(n+1\right)}{m_0 n\left(1-k_в{}^2\right)}}. \qquad (2.32)$$

Из (2.32) видно, что начальная скорость обжимки V_{00} определяется требуемой энергией деформирования $A_д$ с учетом доли энергии φ, поглощаемой конструкцией, массой обжимки m_0, соотношением масс n, а также коэффициентом восстановления $k_в$.

2.1.4.2. ВЕЛИЧИНА ОСАДКИ ЗАКЛЕПКИ

Величину полной осадки заклепки α_m, необходимую для определения требуемой энергии деформирования по выражению (2.30), представим в виде разности исходной и конечной длины заклепки. Допуская, что в процессе клепки сохраняется постоянной толщина

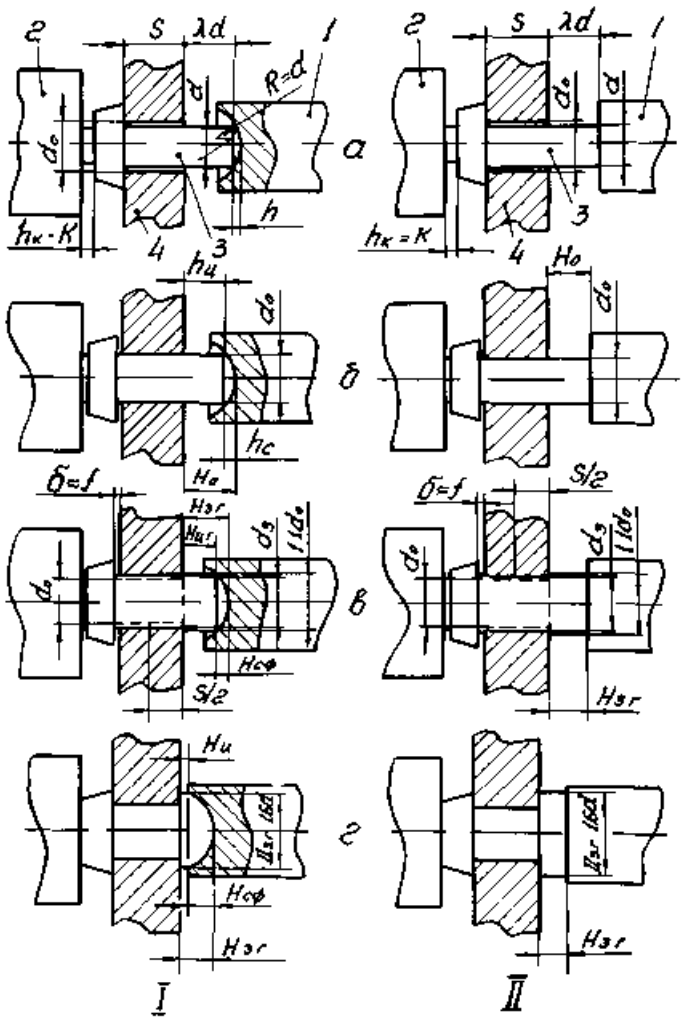


Рис. 2.3. Схемы образования соединений заклепками с выступающими закладными головками (I –с полукруглыми, II – с плоскими замыкающими головками).

склепываемого пакета S, а деформируется лишь стержень и закладная головка заклепки (компенсатор), используя обозначения рис. 2.3, запишем:

$$\alpha_m = \lambda d - H_{З.Г.} + \\ + h + k + \alpha_n, \quad (2.33)$$

где λ – коэффициент припуска стержня заклепки для образования ее замыкающей головки (λ=1,1…1,3, до 1,5) [67].

Так как рекомендуется радиус лунки обжимки $R_{сф} = d$, находим:

$$h = d - \sqrt{d^2 - \frac{d^2}{4}} \approx 0{,}13d. \quad (2.34)$$

В общем случае, например, при клепке с образованием полукруглой замыкающей головки ее высота представляется суммой высот цилиндрической $H_Ц$ и сферической $H_{СФ}$ частей:

$$H_{З.Г.} = H_Ц + H_{СФ}. \quad (2.35)$$

Высота сферической части замыкающей головки при ее номинальном диаметре $D_{З.Г.}$=1,6d составит:

$$H_{СФ} = d - \sqrt{d^2 - \left(\frac{1{,}6d}{2}\right)^2} = 0{,}4d. \quad (2.36)$$

Высота цилиндрической части замыкающей головки

$$H_Ц = \frac{4V_Ц}{\pi D_{З.Г.}^2} = \frac{4\left(V_{З.Г.} - V_{СФ}\right)}{\pi\left(1{,}6d\right)^2}, \quad (2.37)$$

где $V_Ц$ – объем цилиндрической части замыкающей головки; $V_{СФ}$ – объем сферической части замыкающей головки

$$V_{C\Phi} = \pi H_{C\Phi}^2 \left(d - \frac{1}{3} H_{C\Phi} \right) \approx 0{,}14\pi d^3 . \qquad (2.38)$$

В процессе осадки стержня заклепка перемещается относительно пакета на величину первоначального зазора δ. Как будет установлено ниже, величину этого зазора из-за малости перемещений поддержки можно принять равной величине зазорообразования ($\delta \approx f$). Из-за перемещения заклепки, объем части ее стержня для формирования замыкающей головки уменьшается. Вместе с тем, часть объема V_Δ материала стержня расходуется на создание радиального натяга в пакете в области замыкающей головки. Из условия сохранения деформируемого объема стержня расходуемый на формирование замыкающей головки заклепки объем материала определится выражением

$$V_{З.Г.} = V_C - \frac{\pi d_0^2}{4}(S + f) - V_\Delta , \qquad (2.39)$$

где V_C – объем исходного стержня заклепки, который равен

$$V_C = \frac{\pi d^2}{4}(S + \lambda d). \qquad (2.40)$$

Толщину склепываемого пакета S удобно представить в долях диаметра стержня заклепки

$$S = sd . \qquad (2.41)$$

В выражении (2.39) диаметр отверстия в пакете под заклепку

$$d_0 = \beta d , \qquad (2.42)$$

где β – коэффициент, учитывающий превышение диаметра отверстия над диаметром заклепки, с учетом допускаемых отклонений отверстия [67] может быть принят $\beta \approx$ 1,02..1,05.

Выражения для определения величин податливости f (f_0 - для податливых и f_1 - для жестких пакетов) заклепок представлены в параграфе 2.1.5.

Принимаем, что при осадке заклепки радиальный натяг равномерного характера будет создаваться в половине пакета, прилегающей к замыкающей головке. Во второй половине пакета, в области закладной головки, натяг создается за счет материала компенсатора и подголовочного избытка материала стержня, определяемого первоначальным зазором δ. Тогда объем материала стержня, расходуемый на создание требуемого среднего радиального натяга

$$V_{\Delta} = \left(\frac{\pi d_3^2}{4} - \frac{\pi d_0^2}{4} \right) \cdot \frac{S}{2} \approx \frac{\pi d^3 \beta^2 s \Delta}{4} \ . \qquad (2.43)$$

Относительная величина радиального натяга

$$\Delta = \frac{d_3 - d_0}{d_0} \ . \qquad (2.44)$$

Таким образом, выражение (2.33) для заклепок с выступающей закладной и полукруглой замыкающей головками с учетом (2.34), (2.36), (2.37) после преобразований будет иметь вид:

$$\alpha_m = d\left(\lambda - 0{,}04\left(1 + 10\left(s + \lambda - \beta^2 \left(s(1+\Delta) + \frac{f}{d} \right) \right) \right) \right) + k + \alpha_n . \qquad (2.45)$$

Следуя этой методике, определяется полная осадка при клепке различных типов заклепок и форм их замыкающих головок. В целях упрощения и удобства в пользовании выражение для определения полной осадки, используя соответствующие коэффициенты, представим в виде

$$\alpha_m = d\left(\lambda - A\left(B + C\left(s + \lambda - H - \beta^2 \left(s(1+\Delta) - H + \frac{f}{d} \right) \right) \right) \right) + k + \alpha_n . \qquad (2.46)$$

Коэффициенты: $A, B, C, H,$ а также k и α_n, входящие в данное выражение, определяются аналогично вышеприведенным рассуждениям. Коэффициент H представляет отношение высоты потайной закладной головки $H_Г$ к диаметру стержня заклепки d

$$H = \frac{H_Г}{d} \ . \qquad (2.47)$$

Прочие деформации α_n определяются конструктивными особенностями закладных головок заклепок или условиями их деформирования. Так, например, для заклепок типа ЗПК и ЗВУКК величиной α_n учитывается осадка подголовного компенсатора в виде конструктивно выполненного поднутрения под закладной головкой заклепки (α_n=0,044d). При клепке заклепок с выступающими головками, не содержащими компенсаторов, величину α_n составляет частичная деформация закладной головки. Такая деформация наблюдается, например, при клепке заклепками типа ЗП с применением поддержки с плоской рабочей поверхностью. Она зависит от жесткости склепываемого пакета, формы, степени осадки замыкающей головки и допускается до 0,1d [67].

Аналогично методике определения полной осадки α_m, не прибегая к громоздким определениям слагаемых, находим величину осадки заклепки α_δ, соответствующую моменту наибольшего зазорообразования под ее закладной головкой. Будем иметь в виду, что этому моменту при клепке податливых пакетов $S \le (1{,}5...2)d$, соответствует заполнение стержнем отверстия под заклепку. При клепке более жестких пакетов $S \ge (1{,}5...2)d$ указанный момент, как будет в дальнейшем принято (параграф 2.1.5), соответствует формированию замыкающей головки диаметром $D_{З.Г.} \approx 1{,}1d_0$.

Общий вид выражения для определения величины осадки, соответствующей максимальному первоначальному зазору,

$$\alpha_\delta = d\left(\lambda - A_1 - B_1\left(\frac{s+\lambda-H-C_1}{\beta^2} + s(1+\Delta) + H\right)\right) + Mf \,. \quad (2.48)$$

2.1.5. ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ КОМПЕНСАТОРОВ ЗАКЛЕПОК НА ВЕЛИЧИНУ ПЕРВОНАЧАЛЬНОГО ЗАЗОРА

Увеличение первоначального зазора, вызванное перемещением заклепки за счет посадки ее компенсатора, происходит до момента начала перемещения пакета. Перемещение податливых пакетов (условно $S \le (1{,}5...2)d$) в процессе клепки начинается уже с момента заполнения стержнем заклепки отверстия под действием сил трения между деформирующимся стержнем и стенками отверстия пакета. При клепке же более жестких пакетов ($S \ge (1{,}5...2)d$) следует ожидать несколько больших первоначальных зазоров, так как перемещение заклепки продолжается до момента частичного формирования замыкающей головки, при котором возникают усилия, достаточные для перемещения пакета. Как показывают эксперименты по исследованию на отрыв замыкающих головок, заклепки «продергиваются» через отверстие пакета при диаметре их замыкающих головок менее $D_{З.Г.} \approx 1{,}1d_0$. Поэтому можно считать, что перемещение заклепки относительно пакета, а, следовательно, и увеличение зазора под закладной головкой будет продолжаться до момента образования указанного выше диаметра замыкающей головки.

Исследуем зазорообразование на примере заклепки с компенсатором в форме усеченного конуса (рис. 2.4). О величине зазора будем судить, как приняли выше, по осадке компенсатора и стержня за-

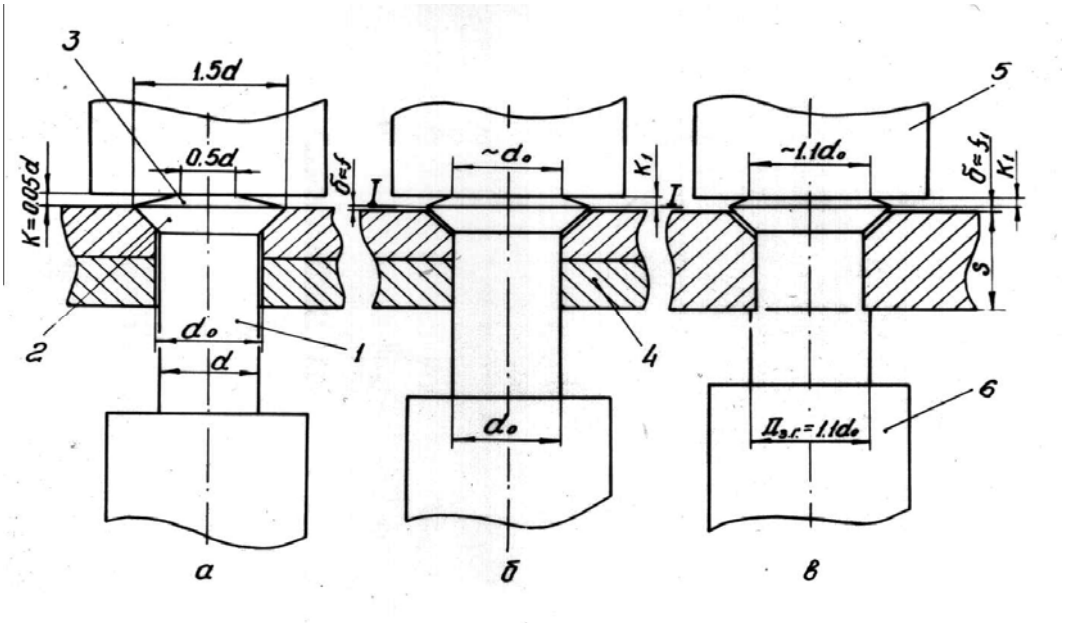


Рис.2.4. К определению величины первоначального зазора: 1 – заклепка; 2 – закладная головка (I-I – ее торцевая плоскость); 3 – компенсатор; 4 – пакет; 5 – поддержка; 6 – обжимка.

клепки до диаметра, равного диаметру отверстия $d_0 = \beta d$ (для податливых пакетов, рис. 2.4,а,б), или до $D_{З.Г.} \approx 1{,}1 d_0$ (для жестких пакетов, рис. 2.4,в). При этом будем основываться на принятых ранее допущениях, кроме того, допустим, что на этапе клепки, соответствующем образованию зазора, деформируется лишь компенсатор и частично стержень заклепки, закладная же головка, обладая по сравнению с компенсатором значительно большей жесткостью, не деформируется. Считаем, что на данном этапе материал компенсатора обладает свойством идеальной пластичности, а также не вминается в массив закладной головки, что позволяет говорить о постоянстве деформируемого объема материала компенсатора. Отмеченное допущение позволяет величину перемещения заклепки на этапе зазорообразования отсчитывать по перемещению торца, например, I-I закладной головки заклепки (рис. 2.4,б).

Предположим, что поверхность меньшего основания конуса компенсатора полностью контактирует с рабочей поверхностью поддержки, которая условно считается неподвижной. Перемещение заклепки за счет осадки компенсатора осуществляется до момента заполнения стержнем заклепки отверстия в пакете. С учетом принятых допущений к указанному моменту площадь поверхности компенсатора, контактирующая с поддержкой, будет также равна площади сечения отверстия. Следуя принципу сохранения объема до и после деформации, запишем

$$\frac{1}{3}0{,}05\pi d\left(\left(\frac{0{,}5d}{2}\right)^2+\frac{0{,}5d}{2}\cdot\frac{1{,}5}{2}+\left(\frac{1{,}5d}{2}\right)^2\right)=$$
$$=\frac{1}{3}k_1\pi\left(\left(\frac{\beta d}{2}\right)^2+\frac{\beta d}{2}\cdot\frac{1{,}5d}{2}+\left(\frac{1{,}5d}{2}\right)^2\right) \quad (2.49)$$

Откуда высота деформированного компенсатора

$$k_1=\frac{0{,}07d}{0{,}44\beta^2+0{,}66\beta+1}. \quad (2.50)$$

Таким образом, деформация компенсатора, вызывающая перемещение заклепки относительно пакета (величина податливости), характеризует жесткость компенсатора и определяется разностью

$$f=k-k_1=0{,}05d-\frac{0{,}07d}{0{,}44\beta^2+0{,}66\beta+1}=$$
$$=0{,}05d\left(1-\frac{1{,}4}{0{,}44\beta^2+0{,}66\beta+1}\right). \quad (2.51)$$

Аналогичным образом, учитывая конструктивные формы компенсаторов и заменяя при необходимости сложные более простыми эквивалентными, были получены величины податливости других заклепок. Сравнения результатов вычислений показывают, что величина зазорообразования при импульсной клепке податливых пакетов, например, заклепками типа ЗУКК, ЗУГ, ЗПК (d=4мм, β=1,02) составляет f_0=0,035…0,1мм и значительно больше (f_0=0,53мм) – для заклепок ЗУК. Колебания диаметров отверстий под заклепки в допустимых пределах (β=1,01…1,1) размеров вызывают изменения величин податливости (f_0 и f_1), не превышающие 7,7 %.

2.1.6. ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОГИБОВ ПАКЕТА

Для образования качественного соединения при импульсной клепке, как установлено ранее, пакет должен иметь достаточную величину прогиба X_C, удовлетворяющую условию $X_C \geq X_n+(k-k_1)$.

Анализ конструкций планеров самолетов и условий их стапельной сборки показывает, что клепка осуществляется вдоль силового набора, например, стрингеров 1, подкрепляющих обшивку 2 (рис.

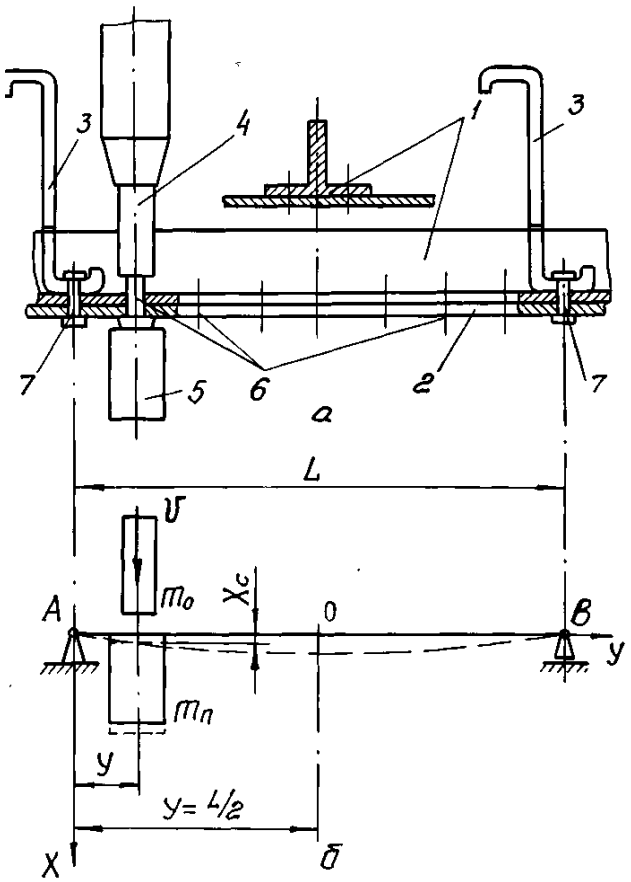


Рис.2.5. Схема процесса (а) и расчетная схема (б) исследования прогибов пакета при импульсной клепке продольных швов.

2.5,а). В свою очередь, стрингеры опираются и присоединены к шпангоутам 3 технологическими фиксаторами 7 или прижимаются рубильниками стапеля. Поэтому для приближенной оценки прогибов склепываемого пакета используем предложенный Рэлеем способ определения прогибов горизонтально расположенной и свободно опертой на концах балки под действием падающего с определенной высоты груза [92, 129].

Для упрощения решения задачи введем допущения:

1) в конструкции при ударе возникают только упругие деформации;

2) соударяющиеся тела после контакта перемещаются совместно;

3) другие явления и потери энергии при ударе не учитываются.

Считая сначала, что балка не обладает массой, запишем закон сохранения энергии

$$\frac{m_0 V^2}{2} + m_0 g X_C = \frac{P_{уд} \cdot X_C}{2}. \qquad (2.52)$$

Из приведенного закона следует, что кинетическая энергия обжимки (груза) $m_0 V^2 / 2$ и работа ее силы тяжести $m_0 g X_c$ переходят в потенциальную энергию деформации пакета $P_{уд} X_c / 2$.

$P_{уд}$ – эквивалентная сила, которая при ее статическом действии вызывает такой же прогиб X_c как при ударе.

Наибольший прогиб (стрела прогиба) возникает посередине балки (в т. 0, рис. 2,5,б), он равен [129]

$$X_C = \frac{P_{уд} \cdot L^3}{48EI}, \qquad (2.53)$$

где EI – жесткость балки.

Из выражения (2.53) находим

$$P_{уд} = \frac{48EIX_C}{L^3}, \tag{2.54}$$

тогда (2.52) приобретает вид

$$X_C^2 - \frac{2m_0gL^3X_C}{48EI} - \frac{m_0V^2L^3}{48EI} = 0. \tag{2.55}$$

Приняв что значение корня полученного квадратного уравнения, имеет физический смысл, находим

$$X_C = \delta_C\left(1 + \sqrt{1 + \frac{V^2}{g\delta_C}}\right), \tag{2.56}$$

где δ_C – прогиб, вызываемый статически действующей силой тяжести обжимки,

$$\delta_C = \frac{m_0gL^3}{48EI}. \tag{2.57}$$

При горизонтальном направлении удара (клепка боковых швов) в выражении (2.52) исключается составляющая работы силы тяжести обжимки m_0gX_c, и величина прогиба пакета определится выражением

$$X_C = \sqrt{\frac{V^2}{g}\delta_C}. \tag{2.58}$$

Следуя решению подобной задачи Коксом [92, 129], учитывающему массу балки, рассмотрим массы стрингера 1 и обшивки 2 (рис. 2.5,а) как приведенную массу пакета M_n, сосредоточенную с массой m_n поддержки 5 в местах постановки заклепок 6. Представим прогиб X_c в виде

$$X_C = \sqrt{\frac{V^2}{g\left(1 + \frac{M_n + m_n}{m_0}\right)}\delta_C}. \tag{2.59}$$

Приведенная масса пакета M_n распределяется вдоль стрингера согласно зависимости

$$M_n = 2\int_0^{L/2} \overline{M}(y)\cdot\left(\frac{3L^2y - 4y^3}{L^3}\right)dy, \tag{2.60}$$

где y – координата точки приложения нагрузки, отсчитываемая от левой опоры; $\overline{M}(y)$ – интенсивность распределенной массы пакета.

При $\overline{M}(y)$=*const* общая масса M_0 пакета (масса стрингера и присоединенной обшивки) равна

$$M_0 = \overline{M}(y)L. \tag{2.61}$$

Предварительные расчеты с использованием выражения (2.60) показывают, что значения приведенной массы пакета изменяются от $M_n = 17/35\,M_0$ в средине ($y = L/2$) до пренебрежимо малых значений $M_n = 2\cdot 10^{-4} M_0$ на минимальном расстоянии от шпангоута, равном шагу заклепок шва (например, y=0,02м).

В связи с этим, поскольку определяющими являются места клепки с минимальным прогибом пакета, то есть вблизи опор (шпангоутов), выражение (2.59) упростится

$$X_C = \sqrt{\frac{V^2}{g(1+n)}\delta_C}, \tag{2.62}$$

где $n = m_n / m_0$.

Статический прогиб δ_C пакета в любой точке приложения нагрузки $m_0 g$ определяется по известным из курса сопротивления материалов выражениям, которые преобразуем к виду

$$\delta_C = \frac{m_0 g y^2 (L-y)^2}{3EIL}. \tag{2.63}$$

Отношение V^2 / g в выражениях (2.56), (2.58), (2.59) и (2.62) является эквивалентом удвоенной приведенной высоты падения груза $h_0 = V^2 / g$ [92]. При этом скорость обжимки V_0 определяется по выражению (2.32), исходя из энергии, расходуемой на прогиб пакета.

Из выражения (2.62) с учетом (2.63) и (2.32) находим, что коэффициент φ, учитывающий энергию, расходуемую на обеспечение требуемой величины прогиба X_c пакета конструкции, будет равен

$$\varphi = EI\,\frac{3X_C^2 Ln\left(1-k_в{}^2\right)}{2A_д y^2 (L-y)^2}. \tag{2.64}$$

Анализируя (2.64), убеждаемся, что для обеспечения прогибов X_c пакета одинаковой величины энергетические затраты возрастают от минимальных при клепке в средней части межопорного пролета

шва до максимальных значений вблизи опор. Поэтому при осуществлении процесса импульсной клепки с постоянной энергией ударов, энергия деформирования, по мере приближения к шпангоуту, уменьшается за счет увеличения доли энергии, расходуемой на прогиб пакета. Предварительные расчеты показывают, что контролируемые параметры замыкающих головок заклепок, например, их диаметры, сохраняются в допустимых пределах при изменении энергии деформирования в диапазоне (1…1,3) $A_д$.

В связи с этим целесообразно коэффициент, учитывающий расходуемую на прогиб пакета энергию, ограничить пределами

$$0< \varphi <0{,}2\ldots0{,}3. \qquad (2.65)$$

Расчеты показывают, что при импульсной клепке с исходными данными, характерными для заклепочных швов фюзеляжа и для большинства стыковых швов: $E = 0{,}7 \cdot 10^{10}$ кг/м^2, $I \le 5 \cdot 10^{-8}$ м^4, $L = 0{,}5$м, $n = 10...16$, $k_в = 0{,}1$, $A_д = 50...100$Дж, коэффициент энергии, расходуемой на обеспечение минимального требуемого прогиба $X_C = 4 \cdot 10^{-4}$ м (y=0,02 м), составляет φ =0,05…0,16. Указанный коэффициент при клепке образцов, используемых в дальнейшем для высокоскоростной киносъемки и исследования силовых зависимостей, пренебрежимо мал и не превышает φ=0,003 (0,3%).

Следует также отметить, что расхождения в значениях величин прогибов пакета вблизи опор (y=0,02 м), определяемых по выражениям (2.56) и (2.58), не превышает 0,15…0,8%. Это подтверждает пригодность (2.62) и (2.64) для исследования прогибов пакетов при импульсной клепке с произвольным конструктивным расположением заклепочных швов.

2.2. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА ИМПУЛЬСНОЙ КЛЕПКИ

2.2.1. МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ

Целью экспериментальных исследований является подтверждение предполагаемого механизма образования соединения заклепками с компенсаторами (параграф 2.1.1), а также принятых предпосылок, допущений, расчетной схемы и теоретических зависимостей, полученных в параграфе 2.1.2.

Экспериментальные исследования динамики быстропротекающего процесса импульсной клепки осуществлялись с помощью съемки сверхскоростной фоторегистрирующей установкой СФР. Она является надежной и удобной в работе, обладает большой разрешающей способностью (частота съемки в режиме лупы времени $2{,}5\cdot10^4$ …$2{,}5\cdot10^6$ кадр/с) и высокой точностью обеспечения фиксированных скоростей съемки (не менее 0,1%) [163].

Принцип действия исследуемых импульсных клепальных устройств, работающих от сжатого воздуха, затрудняет возможность использования предусмотренной в СФР цепи инициирования явления командным импульсом высокого напряжения и открытия в нужный момент затвора входного объектива камеры. В связи с этим штатная методика осуществления высокоскоростной съемки была неприемлемой. Учитывая реальную возможность совпадения моментов, соответствующих началу процесса клепки и началу экспонирования фотопленки отраженным от вращающегося зеркала СФР лучом, съемку осуществляли в затемненном помещении с открытым затвором объектива при высвечивании процесса клепки импульсным источником света [104].

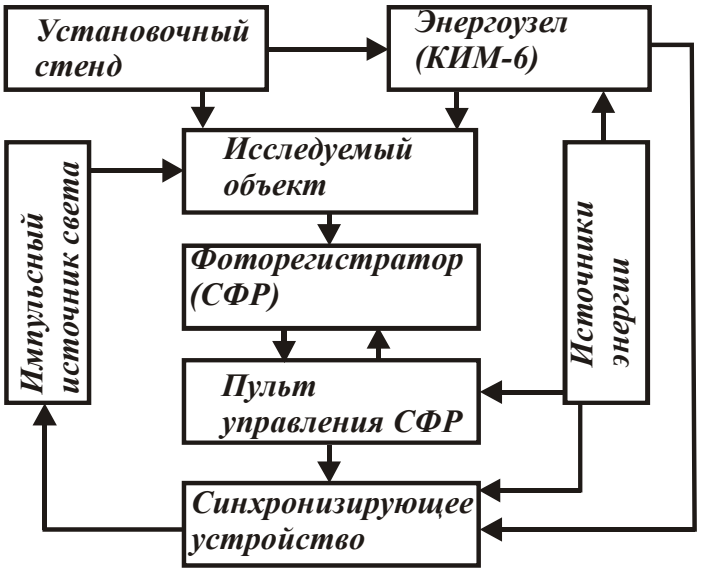
С этой целью было разработано контактное устройство, обеспечивающее синхронное срабатывание импульсных вспышек в момент начала процесса клепки. Длительность световой вспышки $t_{всп}$ подбирали превышающей продолжительность процесса клепки $t_д$, ограничивая ее периодом вращения $T_з$ зеркала, с тем, чтобы исключить повторное экспонирование пленки

$$t_д < t_{всп} < T_з . \qquad (2.66)$$

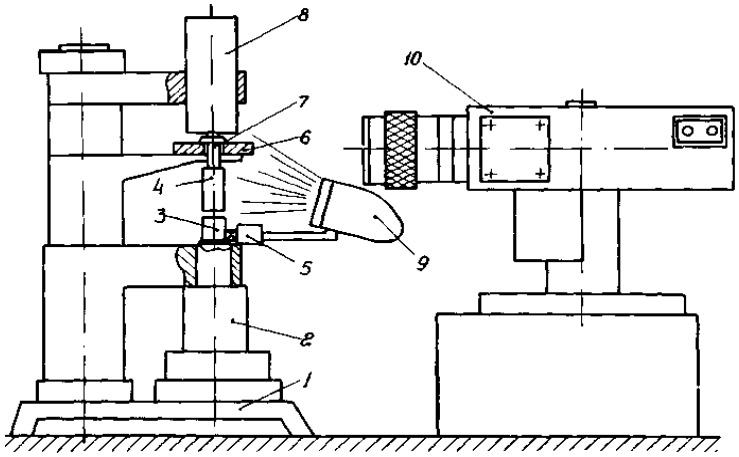
Частота съемки определялась отношением количества кадров, предназначенных для изучения процесса, и возможностями СФР (порядка 30 кадров на киногрaмме) к продолжительности клёпки ($t_д \approx 20\cdot10^{-5}$с)

$$N = \frac{30\text{кадр}}{20\cdot10^{-5}\,c} = 1{,}5\cdot10^{-5}\text{, кадр/с.} \qquad (2.67)$$

При исследованиях была принята ближайшая фиксированная частота съемки $N = 1{,}2\cdot10^5$ кадр/с, которой соответствует режим съемки СФР с частотой вращения зеркала камеры $n_з = 15\cdot10^3$ об/мин и периодом $T_з = 1/n_з = 4\cdot10^{-3}$ с. Исходя из этого применялись импульсные фотовспышки типа «Луч-М» и «Луч-70» (общей мощно-



а



б

Рис.2.6. Блок-схема (а) и принципиальная схема (б) экспериментального стенда для исследования процесса импульсной клепки.

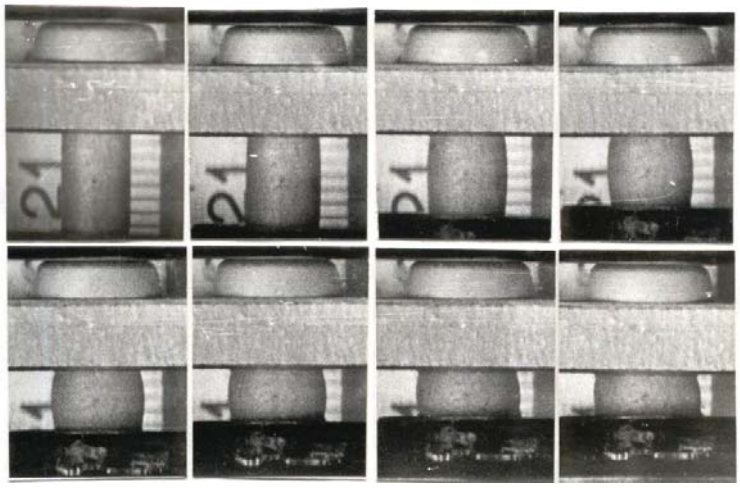
стью 200 Дж) с длительностью интенсивной световой вспышки $t_{всп} = (1...2) \cdot 10^{-3}$ с, что удовлетворяет условию (2.66). Вспышки устанавливались на расстоянии 0,15 … 0,25 м от объекта, применялась пленка чувствительностью 130 или 250 ед. ГОСТ.

Подготовка к исследованиям камеры, пульта управления СФР и установочного стенда осуществлялись в соответствии с требованиями инструкции [163]. Установка СФР использовалась в режиме лупы времени с применением двухрядной линзовой вставки, позволяющей получить на фотопленке 60 кадров с их линейным размером Ø 10мм.

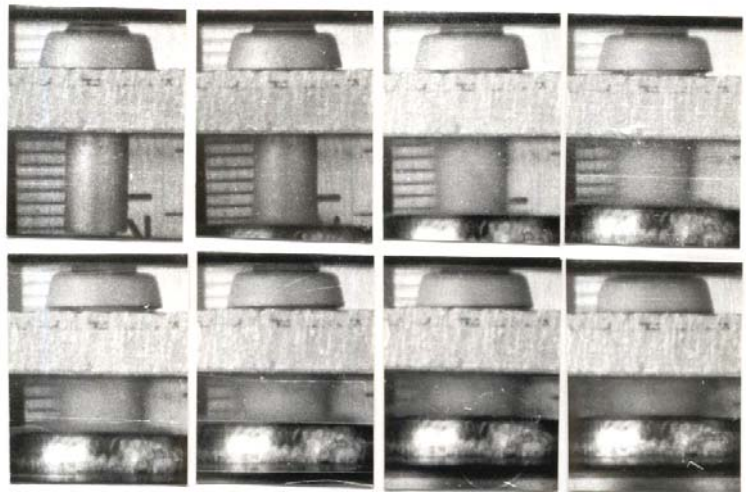
Нужный масштаб изображения объекта в поле зрения объектива достигался подбором и постановкой специальных колец к входному объективу «И-51».

Блок-схема и принципиальная схема экспериментального стенда для исследования процесса клепки представлены на рис.2.6,а,б.

Съемка осуществлялась в такой последовательности. В стенд 1 (рис. 2.6,б) устанавливался импульсный молоток 2, содержащий боек 3 и обжимку 4, закреплялись синхронизирующее устройство 5, склепываемый пакет 6 с заклепкой 7, устанавливалась поддержка 8. Монтировались и подключались к синхронизирующему устройству 5 световые вспышки 9. Камера 10 СФР заряжалась фотопленкой. Устанавливалась частота съемки $N = 1{,}2 \cdot 10^5$ кадр/с (контроль осуществлялся



а



б

Рис.2.7. Фрагменты кинограмм процесса импульсной клепки: заклепка ЗП-5-12 (а), заклепка ЗПК-5-12 (б).

по электронно-лучевому тахоскопу). После этого помещение лаборатории затемняли, открывали затвор камеры 10, и осуществляли процесс клепки. В момент контакта бойка 3 с обжимкой 4 посредством синхронизирующего устройства 5 и вспышек 9 зона клепки освещалась. Съемка повторялась до полного использования пленки, затем её проявляли.

Для большей наглядности процесса клепку осуществляли обжимкой с плоской рабочей поверхностью. Пакет склепываемых деталей имитировался полосой из материала Д16АТ толщиной S=5 мм, шириной 25 мм, отверстия под заклепки выполняли сверлом-разверткой (d_0=5,07…5,10мм, β=1,02). Полосу закрепляли на кронштейне стенда на расстоянии 150 мм.

На рис. 2.7 показаны фрагменты кинограммы импульсной клепки (заклепки ЗП-5-12 и ЗПК-5-12).

Для установления количественных параметров производили расшифровку кинограмм и кадровый анализ полученных результатов. Временной интервал между изучаемыми кадрами, зафиксированного на пленке процесса при $N = 1{,}2 \cdot 10^5$ кадр/с, составляет

$$t_k = \frac{1}{N} \cdot (\gamma + 1) = 0{,}834 \cdot 10^{-5}(\gamma + 1), \qquad (2.68)$$

где γ – количество кадров кинограммы между изучаемыми кадрами.

Расшифровку кинограмм осуществляли с помощью микроскопа МБС-9 с использованием реперных точек отсчета в виде шкалы меток на фоне исследуемого объекта. Коэффициент масштаба определяли по аттестованным мерным элементам или по шкале линейки, запечатленным в кадрах. Погрешность измерений составляла ±0,025 мм. При этом средние экспериментальные значения начальных скоростей обжимки $\overline{V_{00}}$ определяли отношением среднего ее перемещения $\overline{X_{OH}}$ в начальный период клепки к соответствующему интервалу времени t_H

$$\overline{V_{00}} = \frac{\overline{X}_{OH}}{t_H}. \qquad (2.69)$$

Перемещение заклепки и образование под её закладной головкой первоначального зазора отсчитывались по торцевой плоскости головки.

2.2.2. АНАЛИЗ РЕЗУЛЬТАТОВ ИССЛЕДОВАНИЙ ПРОЦЕССА ИМПУЛЬСНОЙ КЛЕПКИ

При соударении боек передает энергию обжимке, как показал анализ кинограмм, практически мгновенно (менее $1 \cdot 10^{-4} c$), при этом поддержка сохраняет состояние покоя. В дальнейшем весь процесс деформирования заклепки осуществляется обжимкой самостоятельно (боек с момента контакта его с обжимкой практически прекращает свое перемещение). При условии равенства масс ($m_б = m_0 = 0{,}2 кг$) подтверждается справедливость принятой расчетной схемы (рис. 2.2.).

Такая расчетная схема не приемлема, когда массы соударяющихся тел не равны между собой. Так, при $m_б$=0,2 кг, а m_0=0,05 кг ($m_б / m_0$=4) передача энергии бойка обжимке в процессе клепки происходит за три-четыре последовательных соударения.

Анализ экспериментальных зависимостей (рис. 2.8), построенных, например, для заклепок ЗПК и ЗУК, полностью подтверждает предполагаемый механизм образования соединения при импульсной клепке заклепками с компенсаторами. В начальный момент клепки перемещается заклепка за счет деформации компенсатора, под ее головкой образуется зазор. Величина первоначального зазора, характе-

ризуемая перемещением заклепки $X_з$ (кривая 2) до момента сохранения пакетом неподвижности, составляет $\delta \approx f \approx X_з \approx 0{,}1$мм при $t \approx 4 \cdot 10^{-5}$с (для заклепки ЗПК, рис. 2.8,а) и $\delta \approx f \approx X_з \approx 0{,}73$мм при $t \approx 6 \cdot 10^{-5}$с (для заклепки ЗУК, рис. 2.8,б). Промежутку времени до указанного момента соответствует первый этап клепки. В течение него перемещение поддержки на кинограмме не фиксируется. По мере перемещения пакета, первоначальный зазор (ординаты между кривыми 2 и 3, рис. 2.8) уменьшается. При $t \approx 7{,}5 \cdot 10^{-5}$с (см. рис. 2.8,а) кривые 2 и 3 пересекаются, что свидетельствует об устранении первоначального зазора. Дальнейшее превышение величины перемещения пакета (кривая 3) на величину перемещения заклепки (кривая 2) говорит о деформации самой закладной головки. Причем, начиная с момента пересечения указанных кривых, из-за деформации закладной головки заклепки, количественная оценка ее перемещений имеет погрешности.

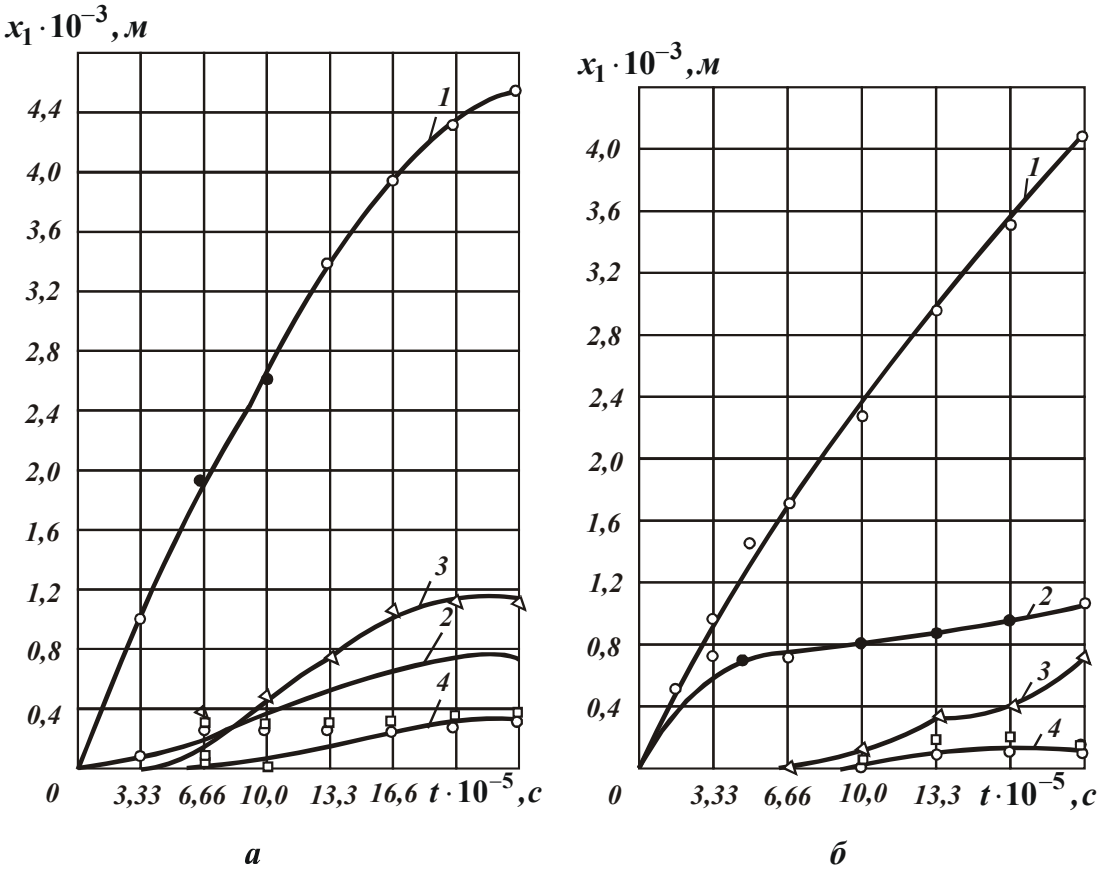


Рис.2.8. Экспериментальные зависимости перемещений обжимки (1), заклепки (2), пакета (3) и поддержки (4) в процессе импульсного деформирования.

Обращает на себя внимание характер перемещения заклепки ЗУК (кривая 2, рис. 2.8,б), особенно в начальный момент клепки, что

свидетельствует о существенном влиянии жесткости компенсатора на образование первоначального зазора. Так как кривые 3 и 2 не пересекаются, следовательно, превышение величины выступания закладной головки заклепки ЗУК над поверхностью пакета сохраняется до конца процесса клепки (условно $X_З - X_C \approx 0{,}3$мм при $t = t_д \approx 20 \cdot 10^{-5}$с).

Перемещения поддержки X_n зафиксированы с момента $t \approx 6 \cdot 10^{-5}$с (рис. 2.3,а) и $t \approx 9 \cdot 10^{-5}$с (рис. 2.8,б). Сравнение кривых 4 и 3 (рис. 2.8,а,б) показывает, что к моменту окончания процесса клепки большие перемещения имеют поддержка и пакет при клепке с поддержкой меньшей массы $X_n \approx 0{,}35$ мм, $X_C \approx 1{,}1$ мм (при $m_n = 0{,}7$ кг) и $X_n \approx 0{,}1$ мм, $X_C \approx 0{,}7$ мм (при $m_n = 3{,}2$ кг).

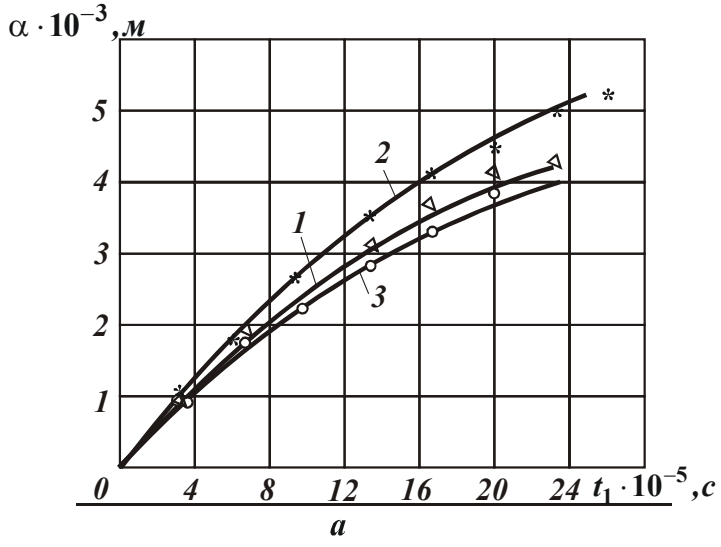
Для проверки теоретических зависимостей, полученных в параграфе 2.1.3, первоначально по разработанной методике был произведен расчет параметров конкретных заклепочных соединений, силовые характеристики которых исследовались на испытательной электромеханической машине ZD 10/90. Расчетные значения начальных скоростей обжимки V_{00} при различных сочетаниях значений ее массы m_0 и соотношений масс $n = m_n / m_0$ получены счетом на ЭВМ.

Характер зависимости осадки заклепки по времени, как видно из (2.25), определяется интегральным выражением $J = f(z)$, подынтегральная функция которого имеет особенность в точке $z = 1$. Полный интеграл определяется интегрированием функции типа $f(x)$ с весом $(1 - x^2)^{-\frac{1}{2}}$ по квадратурным формулам Гаусса-Якоби [99]. На промежутках $(z < 1)$ интеграл определяется численно по методу Симпсона [25]. С помощью ЭВМ зависимость $J = f(z)$ была аппроксимирована выражением

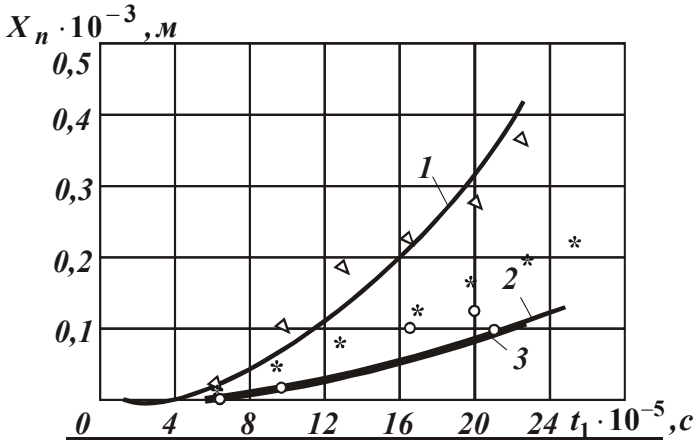
$$J = 1{,}07 tg 0{,}93 z. \qquad (2.70)$$

Аппроксимированное выражение (2.70) имеет удовлетворительное совпадение со значениями указанных интегралов для импульсной клепки исследуемых типов заклепочных соединений. Максимальные расхождения наблюдаются при $z = 0{,}1 \ldots 0{,}2$ и составляют не более 9,3% (для заклепок ЗУГ-5-16).

Для наглядности сравнения теоретических и экспериментальных значений деформаций заклепок и перемещений поддержки, на рис.2.9,а,б представлены соответствующие графики. При этом экспе-



а



б

Рис. 2.9. Теоретические зависимости и экспериментальные значения деформаций заклепок α (а) и перемещений поддержки X_n (б) по времени осадки t: 1 – ЗПК-5-12, $n = m_n / m_0$=3,5; 2 - ЗПК-5-12, $n = 16$; 3 - ЗУК-5-12, $n = 16$.

риментальные значения деформации заклепок определялись по (2.5).

Из графиков (рис. 2.9,а) видно, что максимальная величина расхождения теоретических и экспериментальных зависимостей деформации по времени не превышает 4,5%. Сравнительный анализ зависимостей $\alpha = f(t)$, сопоставление теоретических и экспериментальных значений перемещений поддержки X_n (рис.2.9,б) и других параметров подтверждают правильность предпосылок, допущений, расчетной схемы, кинематики процесса, пригодность теоретических исследований.

Из анализа основной теоретической зависимости

$$t = \frac{\alpha_m}{V_{00}}\left(1{,}07 tg\, 0{,}93 z\right), \quad (2.71)$$

характеризующей процесс импульсной клепки, вытекает следующее: время деформирования (клепки) $t_д(z=1)$ пропорционально полной осадке α_m и обратно пропорционально начальной скорости обжимки V_{00}.

При обеспечении постоянной энергии деформирования $A_д$, время клепки возрастает с увеличением как масс обжимки m_0, так и отношений масс поддержки и обжимки $n = m_n / m_0$ (рис. 2.10,а,б). Характер роста времени деформирования $t_д$ с увеличением массы обжимки m_0 (в исследуемых пределах m_0=0,1…0,5кг) явно выражен для всех отношений n (рис. 2.10,а,в). Однако рост $t_д$ с увеличением

n>10…16 для всех значений указанных масс m_0 обжимки мало заметен (рис. 2.10,б). Так, например, при энергии деформирования $A_д$=87 Дж, n=10…16, m_0=0,2кг время процесса клепки $t_д$ находится в пределах $t_д \approx 25{,}5...26 \cdot 10^{-5} c$ (рис. 2.10,б) и хорошо согласуется с методикой, применяемой в [231].

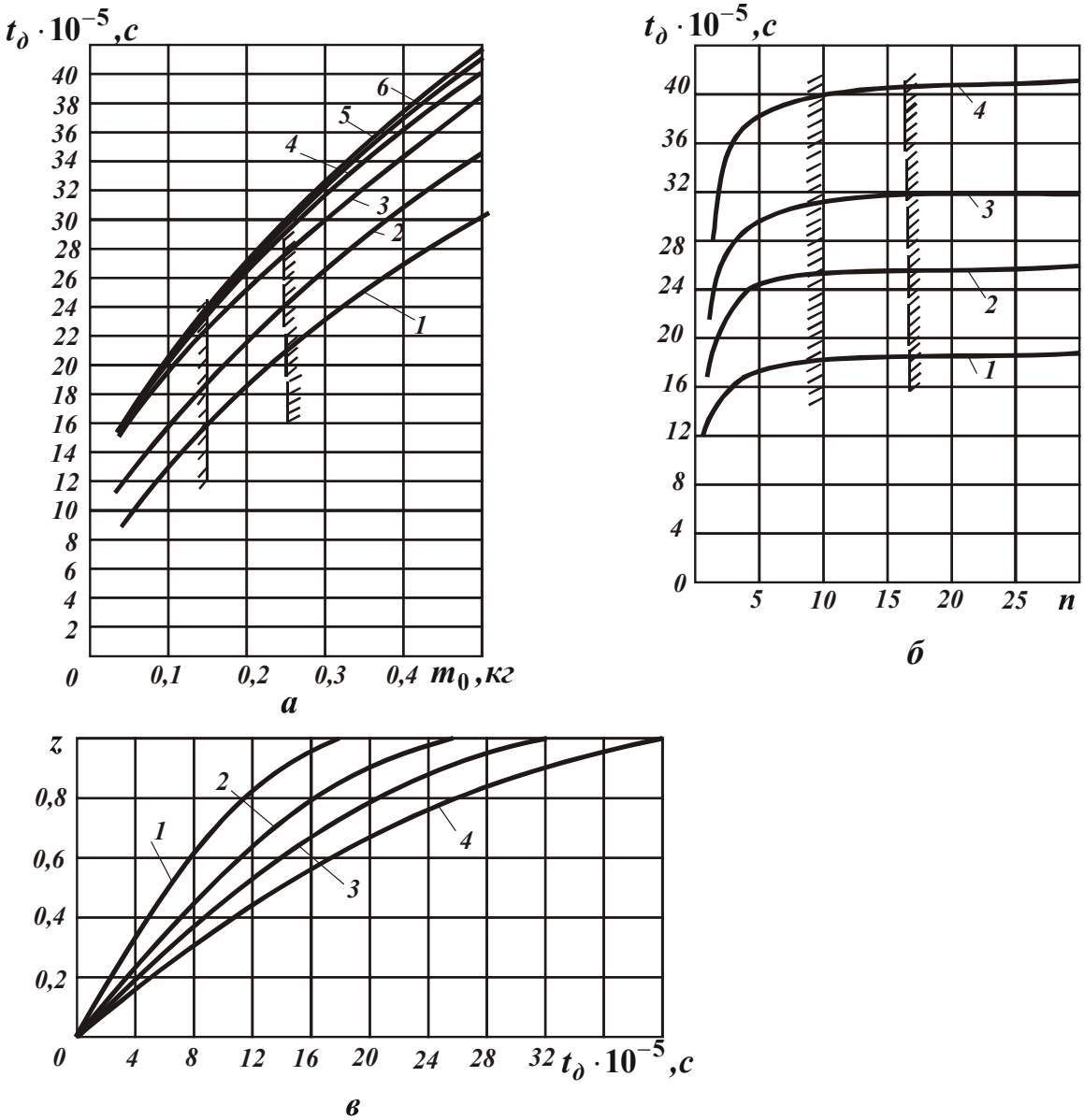


Рис.2.10. Влияние массы обжимки m_0 (а, в) и соотношений масс поддержки и обжимки n (б) на продолжительность процесса импульсного деформирования $t_д$ заклепки ЗПК–5-12 ($A_д$=*Const*=87 Дж, α_m=5,29 мм): а - 1-n=1; 2 - n=2; 3 - n=5; 4 - n=10; 5 - n=16; 6 - n=30; б, в – 1 - m_0=0,1 кг; 2 - m_0=0,2 кг; 3 - m_0=0,3 кг; 4 - m_0=0,5 кг; в- n=16.

Общеизвестно, что из соображений максимума КПД деформирующего удара отношение масс поддержки и обжимки должно быть максимальным ($n = m_n / m_0 \to \infty$). Однако увеличение массы под-

держки m_n ограничивается условиями труда подручного. Желаемое уменьшение массы обжимки m_0, обеспечивающее повышения КПД и улучшение условий труда клепальщика (за счет уменьшения отдачи молотка), также ограничивается. С одной стороны – возможностями конструктивного выполнения обжимки и бойка, с другой – ограничением начальной скорости обжимки ($V_{00} \leq$ 30…50м/с) в целях предотвращения локализации зон пластических деформаций и образования трещин замыкающей головки заклепки. Для энергий $A_д$=100…120 Дж, достаточных для деформирования заклепок Ø 4…5мм из сплава В65, указанным выше условиям удовлетворяет масса обжимки m_0= 0,015…0,25кг (рис. 2.10,а,б).

Изложенное дает основание рекомендовать при импульсной клепке массу поддержки m_n= 1,5…4кг, исходя из отношения n= 10…16. Увеличение соотношения более 10…16 не целесообразно, так как это не дает существенных изменений ни энергетических (КПД), ни улучшения условий труда.

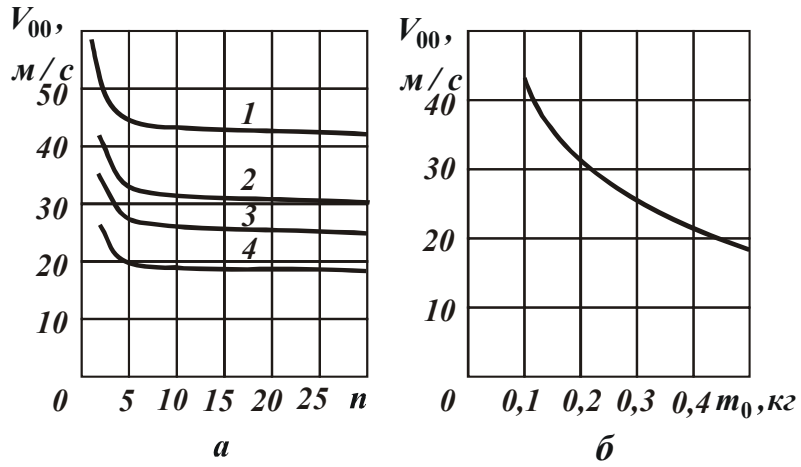


Рис.2.11. Влияние соотношений масс поддержки и обжимки n (а) и массы обжимки m_0 (б) на величину требуемой начальной скорости обжимки V_{00} (заклепка ЗПК–5-12, $A_д$=*Const*=87 Дж, α_m=5,29 мм): 1 - m_0=0,1 кг; 2 - m_0=0,2 кг; 3 - m_0=0,3 кг; 4 - m_0=0,5 кг.

По графикам (например, рис. 2.11,а,б), видно, что требуемая начальная скорость обжимки V_{00} для обеспечения постоянной величины энергии деформирования возрастает как с уменьшением массы самой обжимки m_0, так и с уменьшением соотношений масс n. Это согласуется с приведенными выше зависимостями времени деформирования $t_д$ от указанных параметров m_0 и n.

Характер изменения начальной скорости обжимки с ростом отношений масс n наиболее резко проявляется также при значениях n<10. При значениях n> 10…16 уменьшение начальной скорости обжимки V_{00} для исследуемых ее масс (m_0=0,1…0,5кг) незначитель-

но.

Выражения (2.27) и (2.28) свидетельствуют о том, что при обеспечении постоянной энергии деформирования, перемещения поддержки X_n и обжимки X_0 в процессе клепки не зависят от начальной скорости обжимки V_{00}. Указанные перемещения X_n и X_0 определяются установленной аппроксимированной зависимостью (2.70), максимальной осадкой заклепки α_m, степенью осадки z и соотношением масс n.

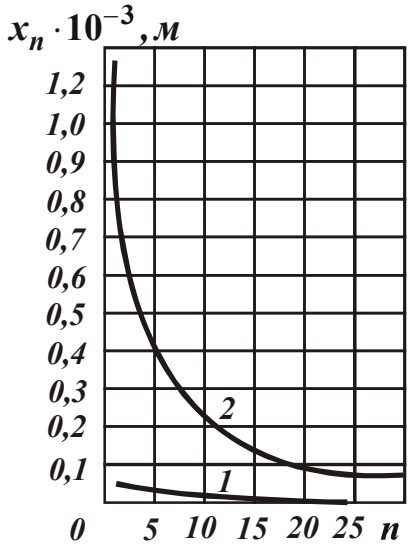


Рис.2.12. Зависимость перемещений поддержки X_n от соотношений n (заклепка ЗПК–5-12): $A_д$=87Дж, m_0=0,2кг, α_m=5,29 мм.

Графики (рис. 2.12) показывают, что ожидать существенного влияния перемещения поддержки X_n (кривая 1) на величину первоначального зазора в исследуемом интервале соотношений деформирующих масс n=1…30 не следует. Перемещение поддержки к моменту образования максимального зазора ($z = z_д$=0,32) составляет $X_n \approx 0{,}03$ мм (при n=1), а при соотношениях n=10…16 такие перемещения ничтожно малы. Перемещение же поддержки X_n к моменту завершения процесса клепки (рис. 2.12, кривая 2) может оказаться определяющим с точки зрения его влияния на поводки пакета (параграф 2.1.6). Как видно из графика (рис. 2.12, кривая 2), для приведенных условий клепки перемещение поддержки X_n к моменту окончания клепки при n=10…16 находится в пределах $X_n \approx$ 0,14…0,22мм. В общем случае, используя выражение (2.27), нетрудно установить, что при условии осуществления процесса клепки с параметрами: $A_д$=80…120Дж; m_0=0,15…0,25кг; α_m=3,0…5,5мм; n= 10…16 можно ожидать перемещения поддержки:

– $X_n \approx$ 0,003…0,008 мм – к моменту образования максимального зазора ($z = z_д \le 0{,}4$);
– $X_n \approx$ 0,077…0,22 мм – к моменту окончания процесса (z=1,0).

Из приведенного выше следует, что влиянием перемещения поддержки X_n на величину первоначального зазора δ можно пренебречь.

2.3. ИССЛЕДОВАНИЯ КАЧЕСТВА ИМПУЛЬСНОЙ КЛЕПКИ ВЫСОКОРЕСУРСНЫМИ ЗАКЛЕПКАМИ

Целью исследований является отработка технологических режимов импульсной клепки высокоресурсными заклепками с компенсаторами (ЗВУКК–ОСТ 1.34040-79, ЗПК–АНУ–0300, ЗУК–ОСТ 1.12020-75, ЗУКК–ОСТ 1.34052-85, ЗУГ), и сравнение их качества с качеством соединений, получаемых с помощью многоударных молотков по существующей технологии.

Определяющим качество заклепочных соединений, был принят общепризнанный критерий ресурса и герметичности – величина радиального натяга и характер его распределения [1, 96, 113, 179, 194, 241-243 и др.].

Исследовались поводки обшивки, сжатие склепываемых деталей, прилегание закладных головок заклепок к поверхности обшивки, проводились также макро- и микроструктурные исследования соединений.

2.3.1. ОБЩАЯ МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ

Для исследований применялись образцы, представляющие панели размерами 400х600 мм, подкрепленные стрингерным набором в виде уголковых или тавровых профилей. Толщина пакета $S = d = 4$мм, материал деталей – Д16Т, заклепок – В65. Такие образцы имитируют типовые конструкции продольных заклепочных швов фюзеляжей, панелей крыльев и соответствуют наиболее распространенным сочетаниям материалов пакетов и заклепок, применяемых в самолетостроении. Экспериментальную панель закрепляли по ее периметру на жестком каркасе. Клепку выполняли импульсными молотками МПИ-90 с обжимкой ($m_0 = 0{,}16$кг, $R_{СФ} = d = 4$мм) и многоударными КМП-23, применяя традиционный при стапельной сборке обратный метод клепки. Для сравнения клепались также образцы на прессе КП-204М.

Отверстия в пакете выполнялись сверлом-разверткой Ø 4,05Н9 с последующим зенкованием потайных гнезд. Припуск стержня под замыкающую головку был равным 5 мм (λ=1,25). Образцы подвергались комплексному исследованию радиальных натягов и поводок, оценивалось их качество по средним значениям измерений для 15...28 заклепок.

2.3.2. МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ РАДИАЛЬНЫХ НАТЯГОВ ЗАКЛЕПОЧНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

Методика исследования величины радиального натяга и характера его распределения в цилиндрической части отверстия пакета заключалась в следующем. Индикаторным нутромером с точностью 0,05 мм измерялись средние диаметры $\bar{d}_0$ отверстий (во взаимно перпендикулярных направлениях) на нескольких уровнях. После клепки, заклепки извлекали из пакета и измеряли индикаторным приспособлением с той же точностью средние диаметры их стержней $\bar{d}_3$ на соответствующих уровнях. Величина радиального натяга на конкретном уровне определялась выражением [207]

$$\Delta = \frac{\bar{d}_3 - \bar{d}_0}{\bar{d}_0} \cdot 100\%. \qquad (2.72)$$

Для потайных соединений, в гнездах которых исследования натягов всегда представляли известные трудности, предложена и опробована специальная методика. Ее сущность заключается в том, что измерения диаметров конического гнезда на нескольких уровнях производились, как и обычно, до и после клепки и извлечения закладных головок заклепок. Для измерения диаметров гнезда на его нескольких уровнях использовались комплекты калибров в виде аттестованных шариков различных диаметров. Диаметры шариков $Д_ш$ выбирались таким образом, чтобы линии их контакта с поверхностью гнезда лежали на выбранных уровнях измерений. Принималось допущение, что изменение угла конуса 2α гнезда после клепки по сравнению с исходным гнездом незначительно. При определении радиальных натягов в коническом гнезде на интересующем уровне использовалось выражение

$$\Delta = \frac{2(H - H_1)tg\alpha}{Д_ш \cdot \cos\alpha} \cdot 100\%. \qquad (2.73)$$

Таким образом, определение натяга сводится к измерению превышения (H и H_1) соответствующего калибра-шарика над поверхностью пакета до и после клепки приспособлением с опорными ножками и индикатором часового типа.

2.3.3. МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ ПОВОДОК ОБШИВКИ

Предварительные исследования показывают, что деформации

обшивки при клепке носят в основном локальный характер, сохраняя общую геометрическую форму. В связи с этим качество поверхности клепаемых обшивок оценивалось по результатам исследований, так называемых, поводок (утяжки и выпучивания). Для измерения величин утяжки δ_y и выпучиваний $\delta_в$ обшивки применяли устройство, содержащее две опорные ножки, расположенные на базовом расстоянии A в одной плоскости с наконечником индикатора. Предварительно индикатор устанавливали на нуль на эталонной поверхности. Измерения осуществлялись в двух диаметрально противоположных точках в плоскостях измерения, расположенных по одну или по обе стороны головок в непосредственной их близости (~0,3...0,5 мм). Поводки обшивки оценивались по средним значениям в точках измерений. База измерений A выбиралась большей максимального размера зоны исследуемых поводок и ограничивалась значениями, исключающими влияние зон поводок от смежных заклепок шва. Для образцов с шагом постановки заклепки 25мм (d=4 мм) база измерения была принята равной A=15...18 мм.

2.3.4. ИССЛЕДОВАНИЯ РАДИАЛЬНЫХ НАТЯГОВ ЗАКЛЕПОЧНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

Первоначально для исследования влияния на величину и на характер распределения радиального натяга, массы поддержки выполнялись соединения заклепками ЗП–4-9 с поддержками массой $m_п$=0,7 и 25 кг. В целях уменьшения дополнительного влияния пластических деформаций закладных головок применялись поддержки с лунками по форме головок, ограничивающими деформации последних в процессе клепки. Было установлено, что при близких к номинальным степеням осадки заклепок ($\overline{Д}_{з.г.} \approx$ 6,35...6,38 мм), незначительных осадках закладных головок ($\overline{\alpha}_п <$ 0,02 мм) средняя величина ради-

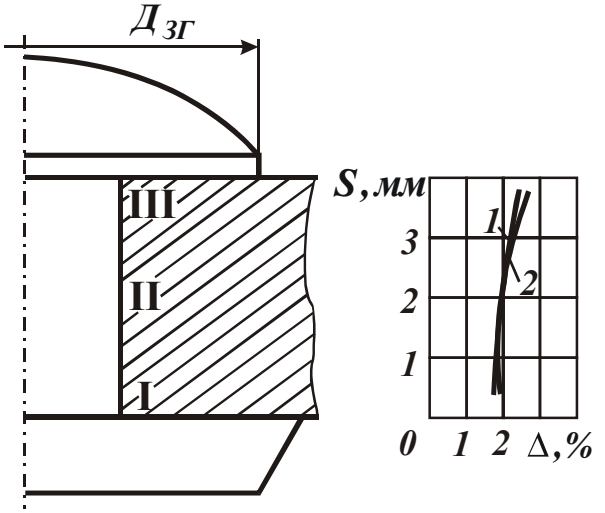


Рис.2.13. Влияние массы поддержки на распределение радиального натяга в соединениях, выполненных импульсной клепкой, (заклепка ЗП–4-9).

альных натягов в пакетах для исследуемых случаев сохраняется в пределах $\overline{\Delta} \approx 2...2{,}1\%$ (рис. 2.13). Наблюдалось незначительное увеличение натяга в области закладных головок при клепке с минимальной массой поддержки ($m_п$=0,7 кг, $n = \frac{m_п}{m_0} = 4{,}4$). Однако расхождение в натягах при клепке поддержками, с отличающимися более чем в 30 раз массами ($m_п$=0,7кг – кривая 1 и $m_п$=25 кг – кривая 2, рис. 2.13), незначительно, и практического интереса не представляет.

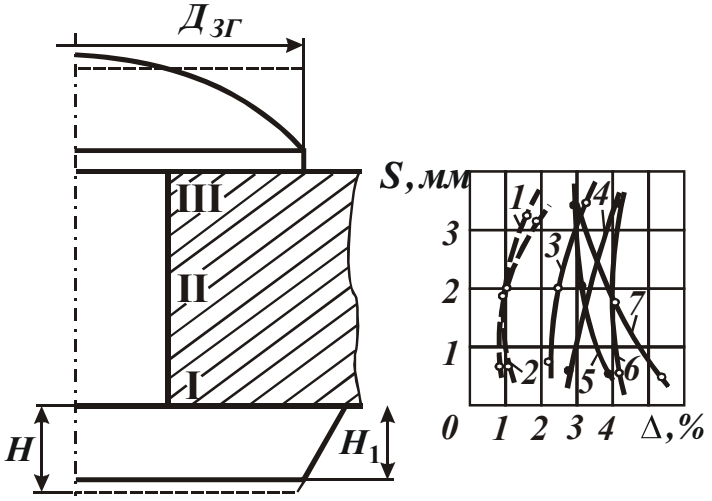


Рис.2.14. Распределение радиального натяга в соединениях, выполненных заклепками ЗП–4-9: 1 – многоударной клепкой $Д_{з.г.}$=6,4 мм; 2 – прессовой $Д_{з.г.}$=6,44 мм; 3 и 4 – импульсной (поддержка с лункой ЗП) $Д_{з.г.}$=6,45 мм и $Д_{з.г.}$=6,56 мм; 5, 6 и 7 – импульсной клепкой, соответственно: $Д_{з.г.}$=6,43 мм, $Д_{з.г.}$=6,59 мм и $Д_{з.г.}$=6,8 мм.

Приведенные результаты исследования согласуются с полученными теоретическими зависимостями и результатами высокоскоростной съемки. Как видно (рис. 2.12), перемещение поддержки массой вплоть до равной массе обжимки ($n = 1$) на этапе образования первоначального зазора не существенно ($X_п$<0,03 мм), что не может оказывать решающего влияния на увеличение радиального натяга в области закладной головки заклепки. Влияние массы поддержки, изменяемой в широких пределах, на величину натяга исследованиями не установлено.

Поэтому при исследованиях качества соединений применялись поддержки массой $m_п$=2...2,5 кг, приемлемой по условиям труда и удовлетворяющей рекомендуемым ранее пределам ($m_п$= 1,5...4кг).

Анализ результатов, представленных на рис. 2.2 и 2.3, показывает, что импульсная клепка обеспечивает повышение радиального натяга для заклепок типа ЗП в 2...4 раза, а для ЗУ – до 2,5 раз по сравнению с многоударной (обратным методом) и прессовой клепкой.

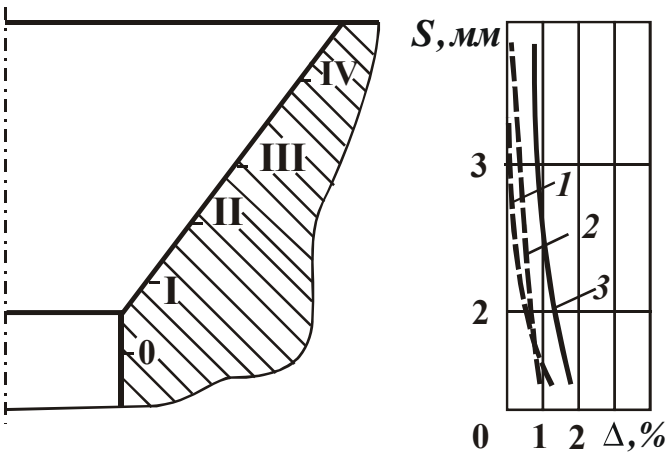


Рис.2.15. Распределение радиального натяга в области потайного гнезда для соединений, выполненных заклепками ЗУ–4-9: многоударной клепкой ($Д_{з.г.}$=6,38 мм) –1; прессовой клепкой ($Д_{з.г.}$=6,3 мм) –2; импульсной клепкой ($Д_{з.г.}$=6,34 мм) – 3.

Применение при импульсной клепке заклепками ЗП поддержки с лункой, ограничивающей деформирование закладной головки, снижает величину радиального натяга в ее области в 1,5 раза по сравнению с натягом в области замыкающей головки (рис. 2.15, кривая 3). Клепка ЗП с поддержкой, содержащей гладкую рабочую поверхность, при образовании полукруглых замыкающих головок за счет повышения технологического усилия их стесненного деформирования сопровождается значительной деформацией закладных головок (допускается до $\alpha_n = 0{,}1d$). Благодаря этому повышается радиальный натяг в области закладных головок, улучшается равномерность его распределения в пакете (рис. 2.14, кривые 5 и 6). Убедительно иллюстрируют влияние деформации закладной головки заклепки на распределение радиального

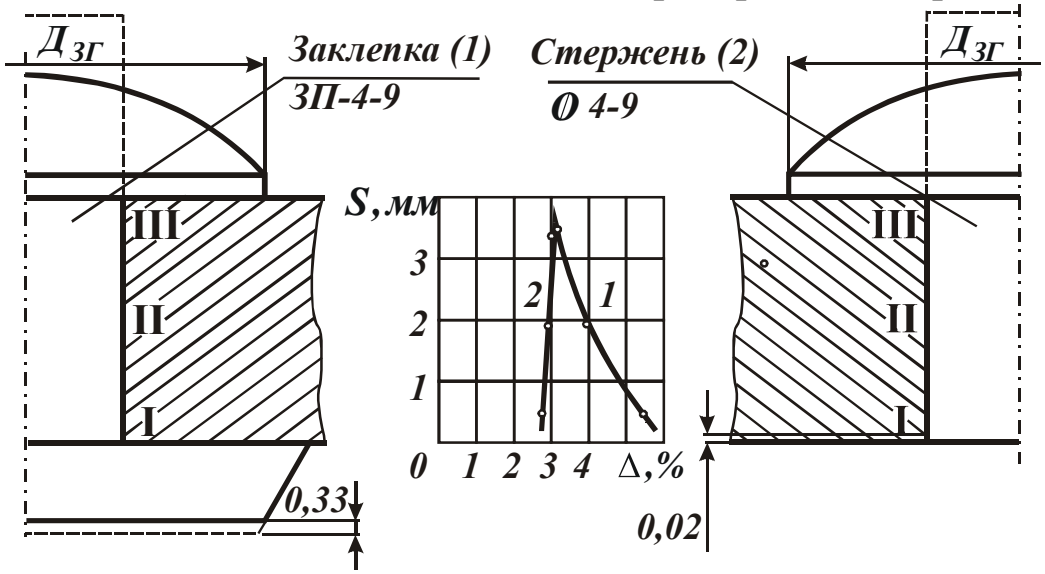


Рис.2.16. Влияние деформации закладной головки заклепки на распределение радиального натяга при импульсной клепке (m_n =2,5 кг $Д_{з.г.}$ = 6,8м,): 1 – ЗП-4-9; 2 – стержень ∅4-9.

натяга графики (рис. 2.16), построенные по результатам исследований импульсной клепки заклепками ЗП–4-9 и соответствующими стерж-

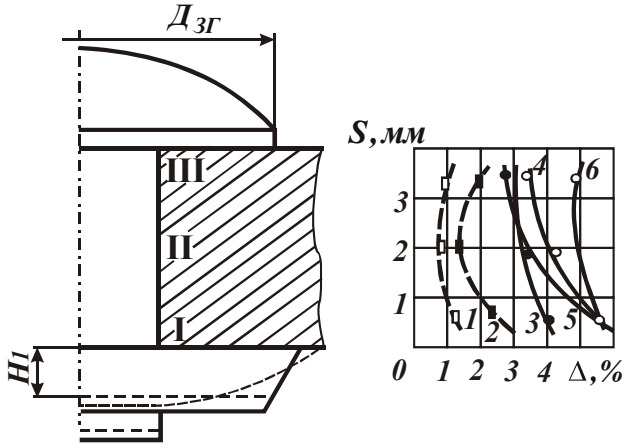


Рис. 2.17. Распределение радиальных натягов в соединениях, выполненных: многоударной клепкой (ЗПК–4-9, $\overline{Д}_{з.г.}$=6,34 мм) –1; многоударной клепкой (ЗВУКК–4-9, $\overline{Д}_{з.г.}$=6,43 мм) – 2; импульсной клепкой (ЗВУКК–4-9, $\overline{Д}_{з.г.}$=6,02 мм) – 3; импульсной клепкой (ЗВУКК–4-9, $\overline{Д}_{з.г.}$=6,24 мм) – 4; импульсной клепкой (ЗПК–4-9, $\overline{Д}_{з.г.}$=6,36 мм) – 5; импульсной клепкой (ЗПК–4-9, $\overline{Д}_{з.г.}$=6,66 мм) – 6.

нями Ø4мм. При клепке применялась поддержка с плоской рабочей поверхностью ($m_п$=2,5 кг), форма замыкающей головки – полукруглая ($Д_{з.г.}$ **=6,8**мм). Из гра-фиков видно, что импульсная клепка обеспечивает практически равномерное распределение натяга для стержня (кривая 2), деформация же закладной головки ЗП ($\overline{\alpha}_п$=0,33 мм) способствует дополнительному росту натяга в ее области на 2,5 %. Таким образом, на величину и характер распределения радиального натяга, наряду с высокими скоростями течения стержня заклепки, определяющее влияние оказывает пластическая деформация ее закладной головки. Это подтверждает правильность направления совершенствования соединений применением заклепок с деформируемыми компенсаторами.

Экспериментальным подтверждением сказанному является прирост радиального натяга в области закладных головок заклепок с компенсаторами (ЗПК, ЗВУКК, ЗУКК, ЗУГ, ЗУК) как при многоударной, так и при импульсной клепке, как для непотайных, так и для потайных соединений по сравнению с клепкой обычными заклепками типа ЗП и ЗУ.

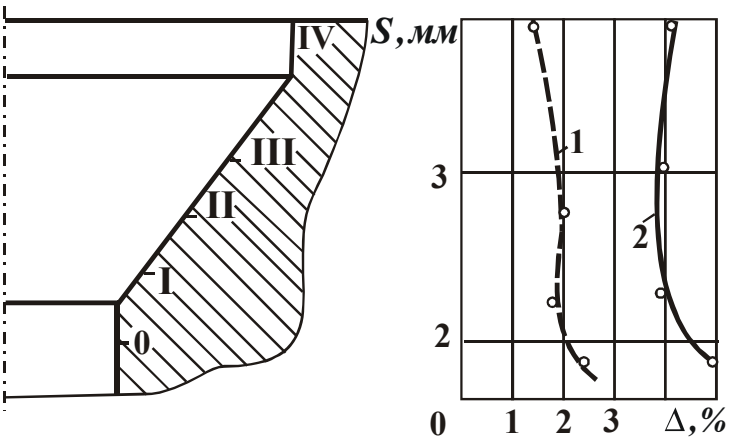


Рис.2.18. Распределение радиального натяга в области потайного гнезда для соединений, выполненных заклепками ЗУКК–4-9: многоударной клепкой ($\overline{Д}_{з.г.}$=6,24 мм) – 1; импульсной клепкой ($\overline{Д}_{з.г.}$=6,36 мм) – 2.

Близкие по конструкции заклепки ЗПК и ЗВУКК для непотайной

клепки показывают равнозначные по характеру распределения натяга в пакете результаты (рис. 2.17). Импульсную клепку податливых пакетов ($S = (1...1{,}5d)$) заклепками ЗВУКК с применением поддержек с плоской рабочей поверхностью необходимо осуществлять с ограниченной степенью осадки $Д_{з.г.} = (1{,}5 + 0{,}05)d$ в целях предотвращения чрезмерной деформации закладных головок (из условия $H_{з.г.} \geq 0{,}4d$) и получения более равномерного распределения натяга (рис. 2.17, кривая 3).

Для заклепок ЗПК, наоборот, повышение равномерности распределения натяга с одновременным ростом его величины наблюдается при увеличении степени осадки до $\overline{Д}_{з.г.}$=6,6 мм (кривая 6), не вызывающей превышение допустимой деформации закладных головок. При этом средний радиальный натяг равномерного характера находится в пределах $\overline{\Delta}$=5...5,5%.

В потайных соединениях, для которых всегда слабым местом было неплотное заполнение гнезда под закладные головки, применение заклепок с компенсаторами ЗУКК, ЗУК, ЗУГ обеспечивает значительное повышение радиального натяга в области гнезда (рис. 2.18...рис.2.20).

По характеру распределения натяга в потайном гнезде предпочтение можно отдать соединениям, выполненным заклепками ЗУКК (рис. 2.18). Причем удовлетворительная равномерность распределения натяга соблюдается при импульсной ($\overline{\Delta} \approx 4\%$) и при многоудар-

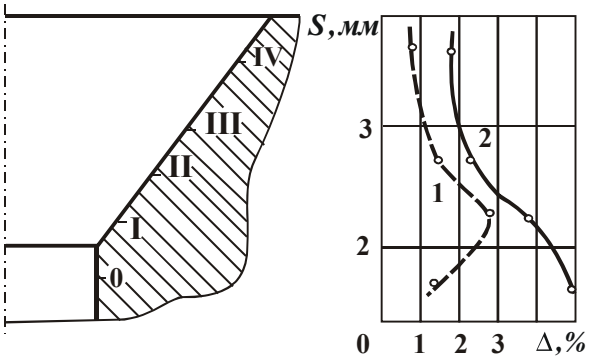


Рис.2.19. Распределение радиального натяга в области потайного гнезда для соединений, выполненных заклепками ЗУК-4-9: многоударной клепкой ($\overline{Д}_{з.г.}$=6,26 мм) – 1; импульсной клепкой ($\overline{Д}_{з.г.}$=6,24 мм) – 2.

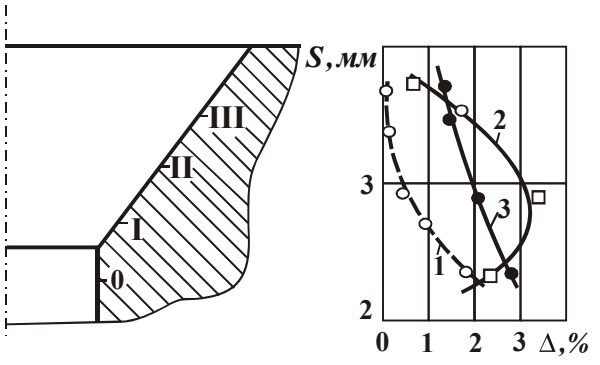


Рис.2.20. Распределение радиального натяга в области потайного гнезда для соединений, выполненных: заклепками ЗУГ-4-9 ($\overline{Д}_{з.г.}$=6,37 мм) многоударной клепкой – 1; заклепками ЗУГ-4-9 ($\overline{Д}_{з.г.}$=6,2 мм) импульсной клепкой – 2; специальными заклепками ($\overline{Д}_{з.г.}$=6,42 мм) импульсной клепкой – 3.

ной ($\overline{\Delta} \approx 2\%$) клепке. Очевидно, этому способствует удачная конструкция компенсатора заклепки и соответствующая ей форма гнезда в пакете.

Отличаются ростом радиального натяга в месте перехода гнезда в отверстие соединения заклепками ЗУК ($\overline{\Delta}$=1,8...5%, рис. 2.19) и ЗУГ ($\overline{\Delta}$=0,5...3,2%, рис.2.8). Импульсная клепка заклепками ЗУК при степени осадки меньшей номинальной ($\overline{Д}_{з.г.}$=6,24 мм) сопровождается значительным выступанием их закладных головок над поверхностью обшивки (0,23...0,35мм и более).

Удовлетворительный характер распределения радиального натяга в потайном гнезде ($\overline{\Delta}$=1,3...2,7%, рис. 2.20) показывают соединения, выполненные специальной конструкцией заклепки (кривая 3).

2.3.5. ИССЛЕДОВАНИЯ ПОВОДОК ОБШИВКИ

Влияние массы поддержки на поводки оценивались по соединениям, выполненным импульсной клепкой заклепками ЗП–4-9 с поддержками массой $m_п$=0,7 и 25 кг. Дополнительное влияние деформаций закладных головок заклепок ограничивались применением поддержек с соответствующими лунками ЗП. При одинаковых степенях осадки заклепок ($\overline{Д}_{з.г.}$=6,35...6,38 мм), с уменьшением массы поддержек средние значения выпучивания обшивки увеличиваются от $\delta_в$=0,003 мм ($m_п$=25 кг) до $\delta_в$=0,042 мм ($m_п$=0,7 кг). Поддержка меньшей массы, перемещаясь в процессе импульсной клепки на большую величину (рис. 2.12, кривая 2), вызывает большие прогибы обшивки, что способствует ее локальным остаточным деформациям (выпучиванию). Тенденция роста величины выпучивания обшивки при клепке с поддержками минимальной массы ($m_п$=0,7 кг) наблюдается также и для потайных заклепок с компенсаторами ЗУКК и ЗУГ.

Исследования поводок обшивки при клепке с поддержкой массой $m_п$=2,5 кг, приемлемой для работы и находящейся в рекомендуемых ранее пределах, показали удовлетворительные результаты. Выпучивание обшивки для непотайных заклепок ЗП и ЗВУКК при клепке с плоской рабочей поверхностью поддержки составляет $\delta_в$=0,04 мм и $\delta_в$=0,086 мм, соответственно. При этом импульсная клепка заклепками ЗВУКК требует применения поддержек с соответствующей лункой или ограничения осадки $Д_{з.г.} = (1{,}5 + 0{,}05)d$ не только из-за

чрезмерного деформирования закладных головок, но и для уменьшения поводок обшивки.

Поводки обшивки для соединений, выполненных заклепками ЗУКК, даже при осадке, превышающей номинальную осадку ($\overline{Д}_{з.г.}$= 6,54 мм), находятся в допустимых пределах ($\overline{\delta}_{в}$=0,06 мм). Соединения же, выполненные заклепками ЗУГ и ЗУК, отличаются некоторыми особенностями. Для заклепок ЗУГ характерны утяжки обшивки ($\overline{\delta}_{у}$=-0,052 мм, $m_{п}$=25 кг), определяющиеся жесткостью компенсатора, степенью осадки заклепки, кинематикой процесса. Устранению утяжек способствует применение поддержек минимальной массы. Так, при клепке с поддержкой массой $m_{п}$=0,7 кг поводки приобретают даже форму выпучивания ($\overline{\delta}_{в}$=0,002 мм). При применении поддержки массой $m_{п}$=2,5 кг утяжки обшивки частично сохраняются ($\overline{\delta}_{у}$=-0,032 мм).

Выпучивание обшивки при незначительных степенях осадки заклепок ЗУК ($\overline{Д}_{з.г.}$=6,24 мм) составляет $\overline{\delta}_{в}$=0,06 мм, однако выступание их закладных головок над поверхностью пакета находится в пределах 0,23...0,35 мм. С увеличением степени осадки ($\overline{Д}_{з.г.}$=6,68 мм) выступание закладных головок уменьшается (до 0,17 мм), но увеличивается выпучивание обшивки $\overline{\delta}_{в}$=0,28 мм. Это объясняется малой жесткостью компенсатора заклепки ЗУК, что способствует значительному ее перемещению и прогибу пакета в процессе деформирования (рис. 2.8, б).

Предложенная специальная заклепка с компенсатором повышенной жесткости обеспечивает не только благоприятное распределение радиального натяга (рис. 2.20), но и минимальные поводки обшивки ($\overline{\delta}_{в}$=0,02 мм при $m_{п}$=2,5 кг, $\overline{Д}_{з.г.}$=6,42 мм).

При многоударной клепке обратным методом поводки для всех соединений имеет форму утяжек ($\overline{\delta}_{у}$=-0,046...-0,098 мм).

2.3.6. ИССЛЕДОВАНИЯ КАЧЕСТВА СОЕДИНЕНИЙ ПРИ ИМПУЛЬСНОЙ КЛЕПКЕ С ГРУППОВОЙ ПОДДЕРЖКОЙ

2.3.6.1. ПРЕДПОСЫЛКИ ПРИМЕНЕНИЯ И КОНСТРУКЦИЯ ГРУППОВОЙ ПОДДЕРЖКИ ДЛЯ ИМПУЛЬСНОЙ КЛЕПКИ

Применение групповых поддержек при клепке многоударными молотками известно и объяснялось, прежде всего, стремлением к

улучшению условий труда за счет уменьшения числа клепальщиков, подвергающихся вибрации. Совершенствование методов сборки планера позволили значительно упростить конструкцию приспособления, уменьшить количество его рубильников. В связи с этим применение групповых поддержек, закрепляемых на рубильниках, стало невозможным из-за сложности и громоздкости первых.

Попытки механизации клепальных работ с помощью переносных устройств типа ПКУ и ГКУ [28] не имели успеха из-за низкой стойкости стержней фиксаторов, предназначенных для закрепления траверс.

Однако, несмотря на то, что данные решения не прижились в производстве, они заслуживают внимания, так как способствуют улучшению условий труда клепальщиков, повышению качества соединений за счет гладкости поверхности шва, повышению производительности труда. Указанные преимущества и особенности импульсной клепки послужили предпосылками разработки групповой поддержки для данного процесса.

При импульсном нагружении, во-первых, за счет инерционности поддержки уменьшается усилие на стержни фиксаторов, что позволяет надежно ее удерживать на клепаемом агрегате. Во-вторых, закрепление поддержки на агрегате ограничивает ее перемещение и величину прогиба обшивки за счет увеличения ударной жесткости путем присоединения дополнительной массы, а, следовательно, уменьшает локальные деформации; повышается гладкость обтекаемого контура планера. В-третьих, применением групповой поддержки исключаются проблемы в слаженности работы клепальщика и подручного в связи с освобождением последнего от непосредственного участия в процессе клепки.

Особенностью предложенной конструкции групповой поддержки для импульсной клепки [18] является сосредоточение ее массы преимущественно на концах вблизи быстросъемных фиксаторов. Это позволяет получить качественные замыкающие головки всего охватываемого ряда заклепок, снижает нагрузку на стержни фиксаторов и на клепаемый агрегат. Наличие универсальных опор, разнесенных относительно фиксаторов, обеспечивает правильную установку поддержки в рабочем положении, поджатие заклепок как с выступающими, так и с потайными головками. Длина групповой поддержки, в частности, расстояние между ее фиксаторами определяется кратностью шага заклепок в шве и по возможности корректируется по шагу

силового набора агрегата. Исходя из предусмотренных ОСТ 1.00016-71 шагов заклепок 12,5; 15; 17,5; 20; 25; 30; 35; 40; 50 и 60 мм кратность для всего ряда обеспечивают расстояния между фиксаторами 280 и 300 мм. Предусмотренные конструкцией перемещения фиксаторов 20...40 мм вдоль пазов групповой поддержки обеспечивают ее универсальность для заклепочных швов с любым шагом заклепок установленного ряда. Количество заклепок, охватываемых групповой поддержкой, определяется ее длиной, шагом заклепок в шве и составляет 15шт и более в одном ряду. Масса групповой поддержки равна 4...6 кг. Её применению необходимо отдавать предпочтение при клепке продольных и поперечных одно- и многорядных швов с постоянными радиусами кривизны.

2.3.6.2. РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ КАЧЕСТВА ИМПУЛЬСНОЙ КЛЕПКИ С ГРУППОВОЙ ПОДДЕРЖКОЙ

Исследования осуществлялись на аналогичных, ранее применяемых образцах для потайных заклепок с компенсаторами ЗУКК–4-9 и ЗУГ–4-9. Для сравнения производилась также экспериментальная импульсная клепка обычных заклепок ЗУ–4-9 и ЗП–4-9 с двухрядной групповой поддержкой 2ПГ-4.

Анализ графиков (рис. 2.21) показывает, что заклепки ЗУКК и ЗУГ обеспечивают радиальный натяг в области потайного гнезда в пределах 1,5...3,5% и удовлетворительную равномерность его распределения.

Сравнение по величине натяга и характеру его распределения с соединениями, выполненными заклепками ЗУ, подтверждает положительное влияние компенсаторов на повышение радиального натяга в потайном гнезде. Большая величина и равномерность радиального натяга заклепок ЗУКК и ЗУГ проявляется даже при меньших степенях осадки замыкающих головок, чем для обычных заклепок ЗУ (рис.2.21).

Исследования соединений, выполненных заклепками ЗП, показывают не только возможность применения универсальной групповой поддержки при непотайной клепке, но и хорошее качество таких соединений (рис. 2.22). Дополнительным подтверждением положительного влияния деформации закладной головки заклепки ЗП ($\alpha_n = H - H_1$=0,21 мм) на характер распределения натяга является

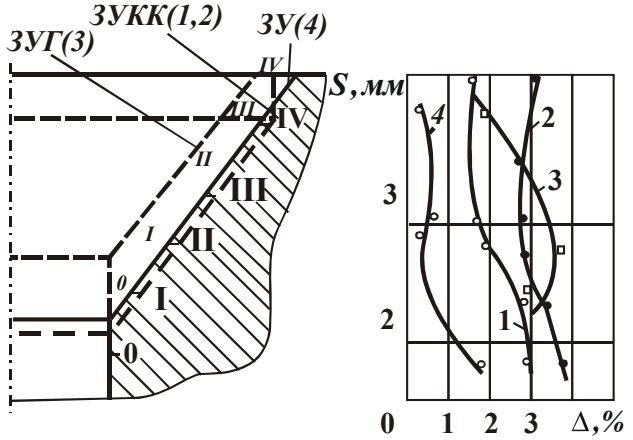


Рис.2.21. Распределение радиального натяга в потайных соединениях, выполненных импульсной клепкой с групповой поддержкой: заклепок ЗУКК ($\overline{Д}_{з.г.}$ = 6,07 мм) – 1; заклепок ЗУКК ($\overline{Д}_{з.г.}$=6,22 мм) – 2; заклепок ЗУГ ($\overline{Д}_{з.г.}$=6,24 мм) – 3; заклепок ЗУ ($\overline{Д}_{з.г.}$~ 6,42 мм) – 4.

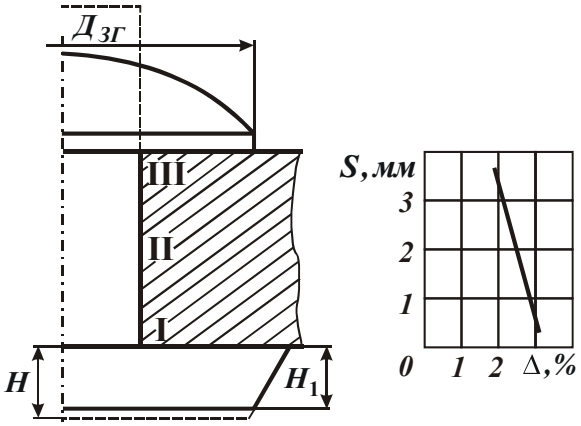


Рис. 2.22. Распределение радиального натяга в соединениях, выполненных импульсной клепкой заклепками ЗП–4-9 с групповой поддержкой ($\overline{Д}_{з.г.}$=6,43 мм).

превышение более чем на 1% его величины в области закладной головки по сравнению с натягом в области замыкающей головки.

Импульсная клепка с применением групповой поддержки обеспечивает хорошую гладкость поверхности заклепочного шва. Незначительные локальные поводки обшивки имеют различный для заклепок ЗУКК и ЗУГ характер аналогично импульсной клепке с обычной поддержкой. Для заклепок ЗУКК характерно выпучивание обшивки в области закладной головки $\delta_в$=0,03...0,09 мм, что в среднем для охватываемых групповой поддержкой заклепок составляет $\overline{\delta}_в$≈0,052 мм.

Иной характер поводок обшивки для заклепок ЗУГ. Их утяжки в среднем не более $\overline{\delta}_у$=-0,007 мм. Выпучивания обшивки для заклепок ЗУ и ЗП составляют $\overline{\delta}_в$=0,002 мм и $\overline{\delta}_в$=0,033 мм, соответственно.

Исследования показали, что импульсная клепка потайных и непотайных швов, выполненных заклепками ЗУКК, ЗУГ, ЗУ, ЗП с применением групповой поддержки обеспечивает гладкость шва, высокий и равномерный радиальный натяг в соединениях, улучшение условий труда исполнителей, облегчение вставки заклепок в отверстия пакета.

2.3.7. ИССЛЕДОВАНИЕ СЖАТИЯ ПАКЕТА ПРИ ИМПУЛЬСНОЙ КЛЕПКЕ

Исследования сжатия склепываемых деталей пакета при импульсной клепке производились на образцах, имитирующих типовые конструкции швов фюзеляжа. Для обеспечения перед клепкой исходного зазора δ_1 в пакете между профилем и листами обшивки и исследуемых образцов устанавливались прокладки толщиной b=0,8; 1,0; 1,2; 1,5 и 2,0 мм. Минимальное расстояние от оси заклепки до прокладки было приблизительно равно шагу заклепок в шве.

Исследованиями клепки заклепками ЗП–4-9 и ЗПК–4-9 установлено, что во всех случаях, кроме образцов с прокладками толщиной b=2,0 мм, имело место плотное сжатие деталей в зоне силовых точек. Объективными показателями сжатия деталей служили также характерные четкие и равномерные отпечатки закладных головок заклепок на обшивке, а также зона плотного контакта ее внутренней поверхности с профилем. Это говорит о том, что при импульсной клепке пакетов толщиной $S = 1d$, у которых зазор между деталями не превышает 1,5 мм, обеспечивается надежное сжатие склепываемых деталей.

Способствует сжатию деталей, как известно, правильно выбранная схема последовательности клепки. Целесообразно клепку начинать от технологического фиксатора, где детали практически плотно прилегают друг к другу. Расклепывание первой заклепки обеспечивает сжатие деталей, а в зоне рядом расположенной заклепки зазор также устраняется.

Для клепки жестких пакетов ($S > (1{,}5...2)d$), а также при значительных зазорах между его деталями (δ_1~2 мм и более) может быть рекомендован способ импульсной клепки со сжатием деталей. Способ заключается в том, что инструментом со стороны образования замыкающей головки заклепки посредством упругого элемента (например, полиуретановой шайбы) воздействуют некоторым усилием на детали перед началом и в процессе клепки. Усилие упругого элемента передается на детали, через заклепку замыкается на поддержку, что обеспечивает сжатие деталей пакета и плотное прилегание его к закладной головке заклепки.

Схемы предложенного способа клепки могут быть реализованы импульсными устройствами, расширяющими их технологические возможности. Способ импульсной клепки, обеспечивая большее перемещение пакета, позволяет устранять возможные зазоры, управлять

поводками обшивки, то есть способствует улучшению качества выполняемых соединений.

Экспериментальная клепка многоударными молотками образцов, аналогичных предыдущим, с исходными зазорами между деталями показала, что при клепке прямым методом даже незначительные зазоры (δ_1<0,8мм) не устранялись без специальной "натяжки пакета". При чаще применяемом в производстве обратном методе клепки частичное устранение исходных зазоров сопровождалось значительными местными утяжками обшивки ($\bar{\delta}_y$=-0,5 мм и более) в области закладных головок заклепок, выходящими за допустимые пределы.

2.3.8. МЕТАЛЛОГРАФИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ КАЧЕСТВА ЗАКЛЕПОЧНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

Макроструктурным исследованиям подвергались образцы заклепочных соединений, аналогичных применяемым при исследованиях радиальных натягов и поводок обшивок. Сравнивались шлифы высокоресурсных заклепочных соединений, выполненных традиционными многоударными и импульсными молотками.

Исследования показали, что при импульсной клепке, в отличие от клепки многоударной, характерно более плотное и равномерное заполнение материалом заклепки отверстия пакета, плотное прилегание ее закладной головки к пакету (для непотайных соединений) и заполнение гнезда (для потайных соединений), сжатие соединяемых деталей в зоне клепки. Это является предпосылкой получения качественных заклепочных соединений повышенного ресурса и герметичности.

Локализация зон пластических деформаций материала заклепки при импульсной клепке, как известно, проявляется с увеличением скорости деформирования и степени деформации.

Сравнения макрошлифов соединений заклепками типа ЗУКК, импульсная клепка которых требует энергии деформирования до $A_д$=80...100Дж, (V_{00}=30...35м/с, m_0=0,16кг) показывают, что при степени деформации ~0,66 локализация зон пластических деформаций ни в области замыкающей головки заклепки, ни в области ее закладной головки явно не проявляется. Микроструктура характерной зоны шлифа (переход стержня заклепки в ее замыкающую головку) показывает, что расслоений и других нарушений сплошности материала заклепки, способствующих образованию трещин, не наблюдается.

Улучшению течения материала стержня заклепки при формировании замыкающей головки и предотвращению растрескивания способствует также придание ей полукруглой формы, что увеличивает диапазон допускаемых начальных скоростей деформирования до V_{00}=50м/с.

2.3.9. ДОЛГОВЕЧНОСТЬ СОЕДИНЕНИЙ, ВЫПОЛНЕННЫХ ИМПУЛЬСНОЙ КЛЕПКОЙ ВЫСОКОРЕСУРСНЫМИ ЗАКЛЕПКАМИ С КОМПЕНСАТОРАМИ

Проведенные исследования показали, что импульсная клепка высокоресурсными заклепками с компенсаторами обеспечивает высокие радиальные натяги, способствует их стабильности, равномерности, предоставляет возможность управления характером распределения натягов. Далеко неполные возможности высокоресурсных заклепок и технологии импульсной клепки в создании высоких радиальных натягов в соединениях следуют из результатов, приведенных в параграфе 2.3.4:

ЗВУКК–4-9 – Δ=3,5...5,5% ($Д_{з.г.}$=6,24 мм);
ЗПК–4-9 – Δ=3...5,5% ($Д_{з.г.}$=6,36 мм);
ЗУКК–4-9 – Δ=3,8...5% ($Д_{з.г.}$=6,36мм);
ЗУГ–4-9 – Δ=1...3% ($Д_{з.г.}$=6,2мм);
ЗУК–4-9–Δ=2...5% ($Д_{з.г.}$=6,24мм); – Δ=1,5...2,8% ($Д_{з.г.}$=6,42мм).

Хотя до настоящего времени у специалистов нет единого мнения об оптимальных величинах радиальных натягов, их положительное влияние на усталостную долговечность болтовых и заклепочных соединений доказано многочисленными исследованиями и является общепризнанным [1, 113, 179, 194, 241-243].

Исследования соединений с радиальными натягами вплоть до предельно-допустимых значений (Δ=17...28% для материала пакета Д16Т) показывают, что их влияние на долговечность заклепочных соединений можно иллюстрировать графиками (рис.2.23 и рис.2.24).

Приведенные зависимости дают основание ожидать повышения усталостной долговечности в 4...6 раз и более при выполнении заклепочных соединений с радиальными натягами до Δ=5...6%.

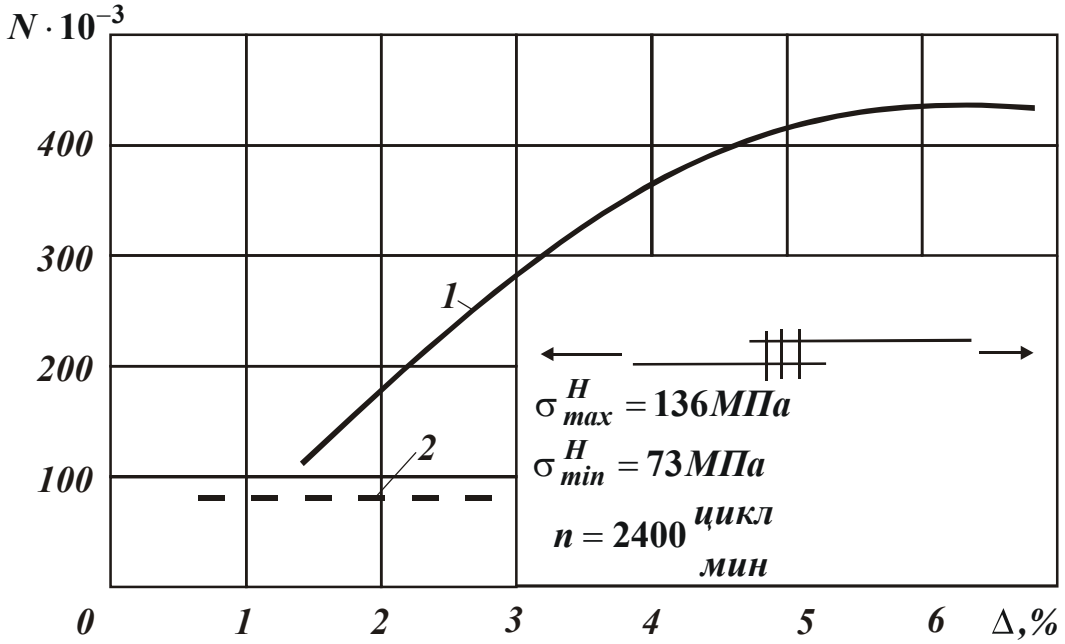


Рис.2.23. Влияние радиального натяга на выносливость заклепочных соединений (пакет Д16АТ, заклепка В65).

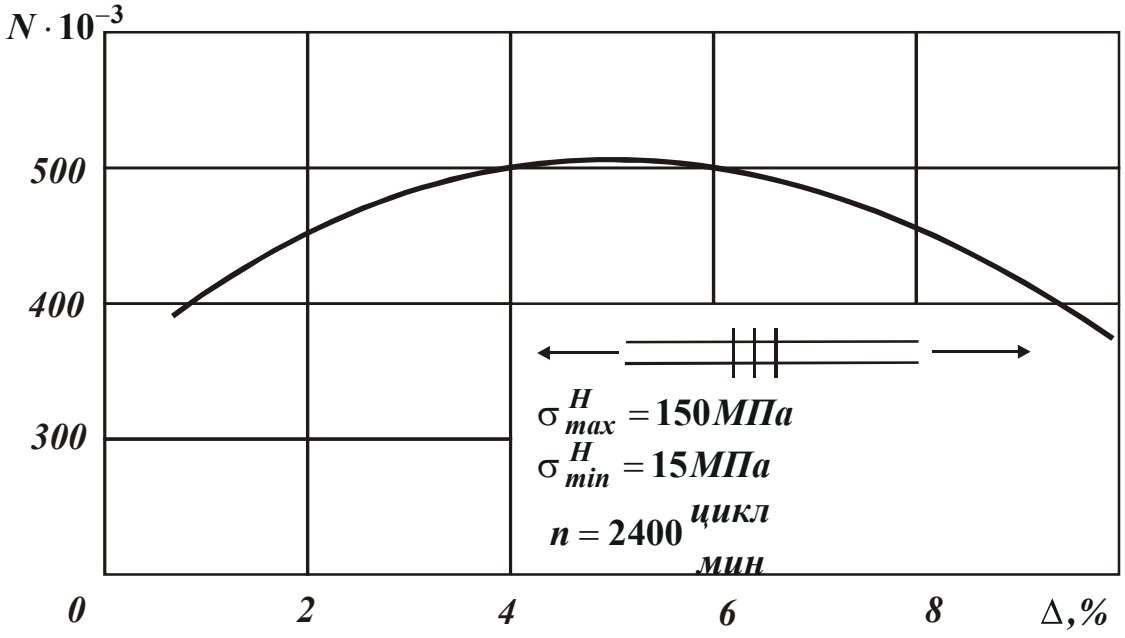


Рис.2.24. Влияние радиального натяга на выносливость соединений при клепке КПДО стержневыми заклепками (материалы: пакета – Д16АТ, заклепок – В65).

Для высокоресурсных соединений заклепками с компенсаторами считается, что повышению ресурса в 2...3 раза способствуют радиальные натяги в основном сечении Δ=4±1%. Как отмечалось, технология импульсной клепки заклепками с компенсаторами обеспечивает высокие радиальные натяги, находящиеся в рекомендуемых пределах. Радиальный натяг в основном сечении соединений заклепками ЗВУКК, например, $\Delta \approx 4\%$, ЗПК – $\Delta \approx 5\%$ (рис. 2.17, кривые 4 и 6). Равномерностью распределения натяга в потайном гнезде отличаются

соединения заклепками ЗУКК (Δ=3,8...4%, рис. 2.18, кривая 2). В связи с этим есть основание ожидать повышения усталостной долговечности соединений, выполненных импульсной клепкой. Об этом также свидетельствуют исследования ресурса соединений, на основании которых ЦАГИ рекомендовал применение импульсной технологии с образованием полукруглых ($R_{сф} = d$) замыкающих головок взамен клепки многоударными молотками.

В целях проверки эффективности повышения долговечности соединений, выполненных высокоресурсными заклепками с компенсаторами при импульсной клепке, были проведены сравнительные усталостные испытания. Для сравнения испытания проводились для наиболее распространенных заклепок ЗВУКК и обычных ЗП многоударной и импульсной клепкой.

Выбор типа образцов и технология их подготовки, описание режимов и методики испытаний подробно изложены в работе [148].

Анализ результатов испытаний (рис. 2.25) показывает эффективность применения заклепок с компенсаторами ЗВУКК по сравнению с обычными ЗП. На первом уровне нагружения ($\sigma^{бр}_{max}$=150МПа) наблюдается увеличение долговечности в 1,4 раза при многоударной клепке и в 3 раза при импульсной, на втором ($\sigma^{бр}_{max}$=131МПа) – в 1,3 и в 3,3 раза, соответственно.

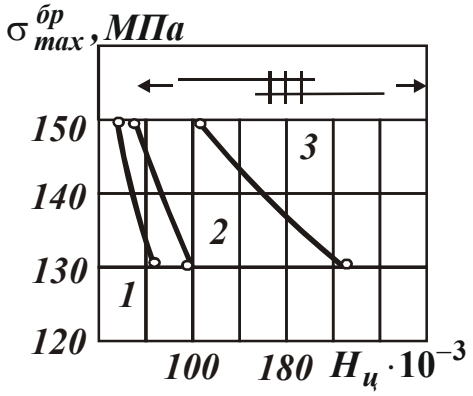


Рис.2.25. Усталостная долговечность односрезных заклепочных соединений.

Значительный эффект повышения долговечности соединений заклепками с компенсаторами показала импульсная клепка (кривая 3) по сравнению с многоударной (кривые 1 и 2): на 110% (первый уровень) и на 150% (второй уровень). Очевидно, что при более низком уровне нагружения эффект будет выше. Повышение ресурса соединений при импульсной клепке объясняется увеличением радиальных натягов с Δ=1,5...2,5% ($Д_{з.г.}$=6,43 мм) до Δ=3...4% ($Д_{з.г.}$=6,02 мм) (рис. 2.17).

Следует отметить значительно меньший разброс результатов испытаний при импульсной клепке, что говорит о стабильности качества и возможности прогнозирования долговечности соединений.

Результаты сравнительных испытаний убеждают, что радиаль-

ный натяг является эффективным средством повышения усталости. Импульсная клепка высокоресурсных заклепок с компенсаторами, гарантируя высокие и стабильные натяги, повышает усталостную долговечность соединений не менее чем в 2...2,5 раза по сравнению с многоударной клепкой.

2.4. РАЗРАБОТКА СХЕМ И КОНСТРУКЦИЙ ПНЕВМАТИЧЕСКИХ ИМПУЛЬСНЫХ КЛЕПАЛЬНЫХ МОЛОТКОВ

2.4.1. ОСНОВНЫЕ ТЕХНИЧЕСКИЕ ТРЕБОВАНИЯ, ПРЕДЪЯВЛЯЕМЫЕ К РУЧНОМУ ИМПУЛЬСНОМУ КЛЕПАЛЬНОМУ ИНСТРУМЕНТУ

Широкое и долговременное применение для клепально-сборочных работ многоударных пневматических молотков объясняется достаточной надежностью их работы, высокой производительностью, простотой конструкции, широкими технологическими возможностями, что удобно при эксплуатации и обслуживании.

Импульсный клепальный инструмент является более перспективным инструментом и призван заменить традиционные виброопасные многоударные молотки, вызывающие профессиональные заболевания клепальщиков. В связи с этим важнейшим и актуальным требованием к импульсному инструменту является улучшение условий труда, повышение культуры производства.

Большое значение при разработке инструмента имеет преемственность конструкции вновь создаваемого инструмента существующему в производстве. Преемственность избавляет от необходимости в создании новых систем энергоснабжения и служб обслуживания инструмента, позволяет использовать сложившийся опыт эксплуатации.

Создаваемый импульсный клепальный инструмент должен быть надежным, обладать стабильностью работы, высокой цикличностью, достаточной энергией единичного удара, возможностью ее регулирования. Надежности, как известно, способствует простота конструкции, которая, кроме того, определяет технологичность инструмента, его стоимость. При импульсной клепке стабильность энергии ударов инструмента, его цикличность определяют качество соединения, а также стабильность и производительность выполнения процесса клепки в целом. Причем немаловажно и то, что стабильность энергии ударов инструмента снижает влияние на качество заклепочных

соединений индивидуальных особенностей и квалификации исполнителей. Возможность удобного и плавного регулирования энергии ударов позволяет оперативно в процессе клепки настраиваться на оптимальные режимы.

Для ручного инструмента важны такие эргономические показатели, как минимальное его воздействие на организм клепальщика, приемлемая масса, удобство и простота управления, внешний вид. Эти показатели, обеспечивающие улучшение условий труда, должны находиться в таком сочетании, чтобы клепальщик не чувствовал дискомфорта при эксплуатации, а инструмент внешним видом вызывал отношение, способствующее успешной работе [75]. Вместе с тем инструмент должен соответствовать требованиям техники безопасности.

Наконец, применение механизированного инструмента, облегчающего ручной труд клепальщиков, не мыслимо без удовлетворения требованиям экономичности.

Таким образом, изложенное выше, а также имеющийся опыт эксплуатации и особенности импульсного инструмента позволяют сформулировать следующие основные требования, предъявляемые к разрабатываемым импульсным клепальным молоткам:

- улучшение условий труда исполнителей;
- удобство в эксплуатации и обслуживании в условиях самолетостроительного производства;
- достаточная энерговооруженность, надежность, стабильность и высокая цикличность работы;
- эргономичность;
- технологичность;
- экономичность.

2.4.2. РАЗРАБОТКА СХЕМ ПНЕВМАТИЧЕСКИХ ИМПУЛЬСНЫХ МОЛОТКОВ

Одноударные пневматические молотки, являясь перспективным клепальным инструментом, благоприятно сочетают преимущества многоударных пневматических и импульсных пневмогидравлических молотков в использовании дешевого и удобного в эксплуатации энергоносителя (сжатого воздуха 0,5 МПа) и, вместе с тем, избавлены от характерных для них недостатков.

Разработка принципиальных схем пневматических импульсных (пневмоимпульсных) молотков и работы по дальнейшему совершенствованию их конструкций ведутся с учетом максимального удовлетворения требованиям, предъявляемым производством на этапе внедрения и эксплуатации.

2.4.2.1. ОСОБЕННОСТИ РАЗРАБОТКИ СХЕМ ПНЕВМОИМПУЛЬСНЫХ КЛЕПАЛЬНЫХ МОЛОТКОВ

Сравнительный анализ разработанных пневматических молотков высокого и низкого [17, 124, 135] давления показывает, что более удачными по работоспособности, надежности конструкции, стабильности энергии ударов, технологичнее в изготовлении являются последние, называемые в дальнейшем пневмоимпульсными клепальными молотками. Одна из совершенных, на наш взгляд, схем таких клепальных молотков представлена на рис. 2.26.

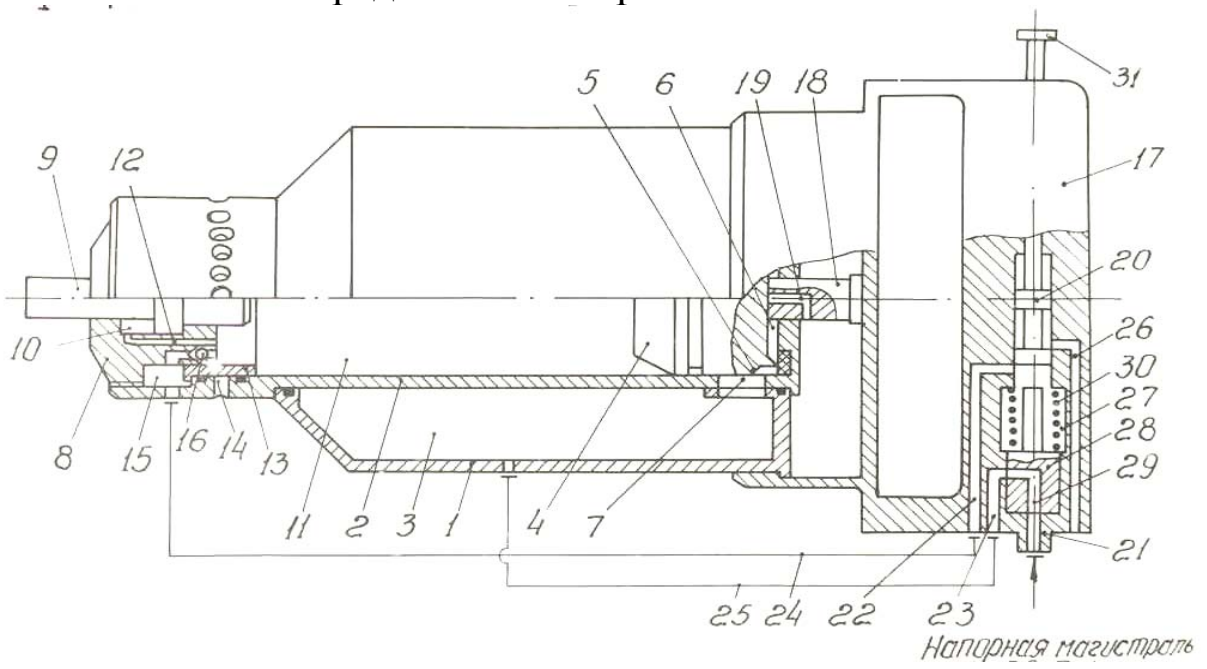


Рис. 2.26. Принципиальная схема пневмоимпульсного клепального молотка.

Достичь существенного повышения энерговооруженности и стабильности энергии ударов и этим создать условия для промышленного применения пневмоимпульсных клепальных молотков, устранив основные недостатки известных [16, 66, 136 и др.], удалось благодаря наличию в предложенной схеме ресивера 3 определенного объема, служащего накопителем сжатого воздуха (рис.2.27). Энергия, которую поступающий из ресивера 3 в ствол 2 сжатый воздух переда-

ет обжимке 9,определяется выражением [78]:

$$A = \eta_1 \cdot \eta_2 \cdot P_Z \cdot V_X \cdot \psi, \qquad (2.74)$$

где η_1 – коэффициент, учитывающий потери энергии при соударении бойка и обжимки, η_1 = 0,9; η_2 – коэффициент, учитывающий потери при передаче энергии, для пневматических установок η_2=0,85...0,95 [78]; P_Z – максимальное давление энергоносителя в ресивере (давление в напорной магистрали P_Z = 0,5 МПа); V_X – объем хода, определяемый из выражения, (рис. 2.27):

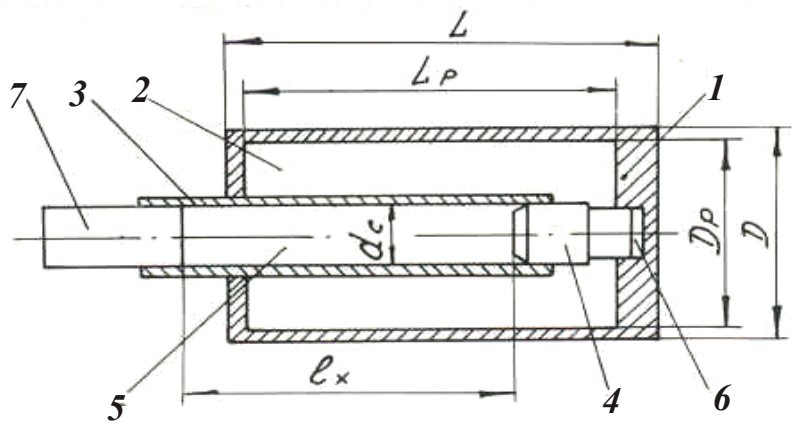


Рис.2.27. Схема энергоузла пневмоимпульсного клепального молотка.

$$V_X = \frac{\pi d_c^{\,2}}{4} l_X, \qquad (2.75)$$

где d_c – диаметр ствола (бойка) молотка; l_X – ход бойка в стволе при его разгоне; ψ – коэффициент, учитывающий степень расширения сжатого воздуха;

$$\psi = \frac{1 - \frac{1}{\varepsilon^{\kappa-1}}}{(\kappa-1)\cdot(\varepsilon-1)}, \qquad (2.76)$$

где κ – показатель адиабаты, κ = 1,41; ε – степень расширения

$$\varepsilon = \frac{V_n}{V_p} = \frac{V_p + V_X}{V_p} = 1 + \frac{V_X}{V_p}, \qquad (2.77)$$

V_n – полный объем, включающий объем ресивера V_p и объем хода бойка V_X.

С учетом особенностей конструкции энергоузла объем ресивера приблизительно равен

$$V_p \approx \frac{\pi}{4}\left(D_p^2 - d_c^2\right)\cdot L_p. \qquad (2.78)$$

Компоновка энергоузла пневмоимпульсного молотка с кольцевым расположением емкости ресивера относительно ствола (рис. 2.27), получившая распространение в схемах [17, 124, 135 и др.],

вполне приемлема с точки зрения доступности инструмента к местам клепки. При такой компоновке габаритные размеры молотка определяются практически внешними размерами ресивера. Предварительные расчеты показывают, что пневмоимпульсный молоток, располагая достаточной для деформирования широко распространенных заклепок энергией удара (90...100 Дж), имеет габаритные размеры энергоузла DxL=80...90 x 200...220 мм. Такие размеры в большинстве случаев удовлетворяет возможностям подходов к местам клепки и не затрудняет удерживание и манипуляцию клепальщиков с инструментом.

Как установлено исследованиями [126], для пневматических машин степень расширения энергоносителя является определяющей не только их габаритные размеры, но и удельную энерговооруженность. Рациональные значения степени расширения для таких машин находится в пределах ε= 1,4...3. Практика показала, что при разработке энергоузлов ручного пневмоинструмента, для которого во многом определяющими возможность его применения являются габаритные размеры, наиболее приемлемы значения ε=1,4...1,6.

Улучшение условий труда клепальщиков достигается исключением (или сведением до минимума) их мышечного усилия нажатия на молоток перед нанесением удара. В разработанной конструкции молотка обеспечивается автоматический возврат обжимки 9 в исходное положение. Это достигается благодаря выполнению обжимки ступенчатой, с площадью ступени со стороны носовой камеры 10, большей в 1,5...1,7 раза площади поперечного сечения хвостовой части, выходящей в полость 11 ствола, и сообщению полости за большей ступенью обжимки с атмосферой (рис. 2.26).

Не вызывает затруднений управление молотком конструкция пускового золотникового воздухораспределителя 20. Он работает при плавных перемещениях, без особого усилия 2...10 Н, нажатием на курковую кнопку 31. К тому же курковый механизм может снабжаться разгрузочным клапаном. Дальнейшим совершенствованием куркового механизма молотка является применение пневматического управления воздухораспределителем, при котором усилие нажатия на курок снижается до минимума (менее 2 Н). Это обеспечивает существенное преимущество пнемоимпульсного молотка по сравнению с молотками [66, 136], требующими значительных и резких усилий нажатия либо на курок, либо непосредственно на молоток. Последнее чрезвычайно утомительно при интенсивной работе клепальщиков, а

также затрудняет центрирование молотков относительно расклепываемых заклепок.

Улучшение условий труда, кроме исключения прижимного воздействия клепальщика на молоток и снижения до минимума усилия нажатия на курок, достигается также демпфированием энергии отдачи. Подвижно монтированный относительно корпуса молотка толкатель 18 является амортизатором, гасящим энергию отдачи. Диаметр толкателя выбирается, исходя из приемлемого усилия воздействия на руку клепальщика при отдаче молотка

$$P_o = P_Z \cdot \frac{\pi \cdot Д_T^2}{4}, \qquad (2.79)$$

где P_o – максимальное усилие отдачи; $Д_T$ – диаметр толкателя, по опыту $Д_T$=I8...20 мм.

В процессе отдачи корпус "откатывается" и толкатель дополнительно сжимает воздух в стволе молотка, что повышает его КПД.

Выполнение в носовой части ствола втулки 13, представляющей собой клапан быстрого сброса давления из предбойковой полости 11 ствола 2 в атмосферу через отверстия 14 обеспечивает также повышение КПД молотка за счет уменьшения противодавления при разгоне бойка 4. Кроме того, при этом повышается цикличность работы пневмоимпульсного молотка.

Вместе с наличием ресивера 3, повышению стабильности энергии ударов и цикличности работы молотка способствует отсечной клапан 28, который автоматически поддерживает постоянное давление сжатого воздуха в ресивере 3 без вмешательства клепальщика.

Конструкция энергоузла пневмоимпульсного клепального молотка является расходной. Расход сжатого воздуха в основном определяется объемом хода V_X бойка, равным объему предбойковой полости 11 ствола 2. Объем сжатого воздуха, находящийся в ресивере 3, стравливается через ограниченное проходное сечение дренажного отверстия 19 в толкателе 18 лишь в процессе возврата бойка 4 в гнездо 6. В процессе же разгона бойка в результате отдачи, обеспечивающей перекрытие дренажного отверстия 19, расхода энергоносителя практически не происходит, что способствует экономичности молотка.

Возможность оперативного и плавного регулирования энергии ударов пневмоимпульсного молотка позволяет вести процесс на оптимальных режимах. Это является удобным в эксплуатации молотка, так как для клепально-сборочного производства характерны различ-

ные конструкции стыковых швов, большая и меняющаяся номенклатура заклепок и их длин, требующих частой подстройки энергии ударов. Регулирование энергии можно осуществлять либо вращением ствола 2 относительно корпуса молотка, меняя проходное сечение окон 7, либо, что предпочтительнее с точки зрения стабильности энергии ударов, с помощью редукционного клапана блока подготовки сжатого воздуха.

Таким образом, улучшение условий труда за счет исключения прижимного усилия при клепке и снижения до минимума усилия нажатия на курок управления, демпфирования энергии отдачи корпуса при ударе, а также повышение стабильности энергии и КПД за счет применения ресивера, клапана быстрого сброса и отсечного клапана, удобство и плавность регулирования энергии и другие особенности выгодно отличают рассматриваемую схему пневмоимпульсного молотка не только от разработанных конструкций, но и от других аналогов такого же назначения.

Примером перспективного применения пневмоимпульсных клепальных молотков может служить разработка устройства для двухсторонней (синхронной) клепки. В качестве силовых головок (в данном устройстве) используются наиболее совершенные конструкции пневмоимпульсных клепальных молотков. Преимущества синхронной клепки связаны с повышением качества заклепочных соединений и расширением области применения импульсной клепки для жестких пакетов. Кроме того, клепка предложенным устройством если не исключает привлечение для осуществления процесса клепальщика и подручного, то, по крайней мере, облегчает слаженность работы, что особенно важно в условиях, затрудняющих их общение и согласованность работы.

Направлением уменьшения габаритных размеров, массы пневмо-импульсных молотков и повышения их энерговооруженности является повышение рабочего давления сжатого воздуха (до 1...1,2 МПа), что может достигаться применением, например, специальных мультипликаторов.

2.4.2.2. УСТРОЙСТВО И ПРИНЦИП РАБОТЫ ПНЕВМОИМПУЛЬСНОГО КЛЕПАЛЬНОГО МОЛОТКА

Совершенствование пневмоимпульсных молотков, направленное на дальнейшее улучшение условий труда клепальщиков, повы-

шение цикличности, КПД, надежности, стабильности работы, вносит ряд конструктивных отличий. Приведенная на рис. 2.26 принципиальная схема является наиболее общей, полностью отражает принцип действия и основные особенности конструкций пневмоимпульсных молотков.

В корпусе 1 молотка размещен с возможностью вращения относительно своей оси ствол 2. Корпус со стволом образуют кольцевую полость – ресивер 3, служащий для накопления сжатого воздуха (0,5 МПа). В стволе 2 подвижно установлен и уплотняется в нем ступенчатый боек 4 с пояском 5. Меньшая ступень хвостовой части бойка входит в гнездо 6, образуя запирающий клапан. В местах сопряжения ствола и корпуса выполнены соответствующие окна 7, через которые сжатый воздух из ресивера 3 поступает в ствол для разгона бойка 4. Вращением ствола относительно корпуса изменяют проходное сечение окон 7, чем обеспечивается возможность регулирования величины энергии удара. В гайке 8, установленной со стороны свободного конца ствола, монтирована ступенчатая обжимка 9. Площадь пояска ступени обжимки со стороны носовой камеры 10 превышает площадь поперечного сечения хвостовой части, выходящей в предбойковую полость ствола 11. Полости 10 и 11 сообщены каналом 12, а полость за пояском обжимки – с атмосферой.

В носовой части ствола молотка установлена втулка 13, перекрывающая дренажные отверстия 14 в стволе. Втулка 13 представляет собой клапан быстрого сброса воздуха из предбойковой полости 11 ствола. В полость 11 воздух для возврата бойка 4 в исходное положение поступает через кольцевую полость 15 и обратный клапан 16, выполненный в гайке 8.

Молоток содержит рукоятку 17 с толкателем 18, в котором выполнено дренажное отверстие 19, соединяющее полость гнезда 6 с атмосферой. В рукоятке 17 выполнена полость для размещения в ней пускового золотникового воздухораспределителя 20. Подвод сжатого воздуха к молотку осуществляется через штуцер 21. Через каналы 22 и 23 и трубопроводы 24 и 25 подводится воздух соответственно в полость 11 ствола и в ресивер 3. Канал 26, выполненный в рукоятке 17, сообщается с атмосферой. В полости 27 рукоятки, между воздухораспределителем 20 и штуцером 21 подвижно монтирован отсечной клапан 28 с соответствующим каналом 29. На клапан воздействует пружина 30. Управление работой пневмоимпульсного молотка осуществляется кнопкой 31, взаимодействующей с пусковым воздухо-

распределителем 20. Отсечной клапан 28 обеспечивает автоматическое переключение подачи сжатого воздуха в ресивер 3 после возврата бойка 4 в исходное положение, а также обеспечивает постоянное пополнение ресивера сжатым воздухом. Кроме того, указанный клапан 28 при отключении напорной магистрали обеспечивает быстрое стравливание воздуха в первую очередь из ресивера, что предотвращает возможность холостого удара по обжимке 9.

Пневмоимпульсный клепальный молоток работает следующим образом. При подключении молотка к напорной магистрали через штуцер 21 под воздействием сжатого воздуха отсечной клапан 28 и воздухораспределитель 29 перемещаются вверх, сжимая пружину 30. При верхнем их положении сжатый воздух через канал 29, полость 27, канал 22, трубопровод 24 поступает в полость 15. Втулка 13 клапана быстрого сброса давления при этом перемещается и перекрывает отверстия 14, а сжатый воздух через обратный клапан 16 поступает в полость 11 ствола и под его воздействием боек 4 перемещается в исходное положение, вытесняя воздух за бойком в ресивер 3. Боек 4 садится своей меньшей ступенью в гнездо 6, воздух из которого через дренажное отверстие 19 стравливается в атмосферу. Одновременно сжатый воздух поступает по каналу 12 в носовую камеру 10. Так как эффективная площадь пояска ступени обжимки 9 со стороны камеры 10 больше площади поперечного сечения ее хвостовика, на который воздействует давление сжатого воздуха полости 11 ствола, а полость за большей ступенью обжимки сообщена с атмосферой, то обжимка автоматически возвращается в исходное положение. При достижении в полости 11 ствола, а, следовательно, и во всем тракте подачи давления в полость 11 давления, равного давлению напорной магистрали, отсечной клапан 28 под действием пружины 30 перемещается вниз. Сжатый воздух из магистрали по каналам 29 и 23,трубопроводу 25 поступает в ресивер и наполняет его полость. Молоток готов для осуществления рабочего цикла. Положение деталей молотка, предшествующее рабочему циклу, показано на рис. 2.26.

Предварительно установив молоток обжимкой на заклепку, удерживаемую поддержкой, нажимают на кнопку 31, которая перемещает воздухораспределитель 20. При этом сжатый воздух из напорной магистрали через канал 29 отсечного клапана 28 и канал 23 продолжает поступать в ресивер 3, где поддерживается давление, равное давлению магистрали (0,5 МПа). Из полости 15 по тракту 24, 22, 26 сжатый воздух стравливается в атмосферу. Воздух, находя-

щийся в предбойковой полости 11 ствола, не может стравливаться в атмосферу по указанному выше тракту, так как этому препятствует обратный клапан 16. Таким образом, поскольку в полости 15, сообщенной с атмосферой, давление резко падает, то под действием сжатого воздуха предбойковой полости 11, втулка 13 клапан сброса перемещается, открывая дренажные отверстия 14. Воздух из полости 11 практически мгновенно стравливается в атмосферу. Так как площадь пояска 5-ступенчатого бойка 4 в несколько (5...8) раз меньше площади его поперечного сечения, а полость гнезда 6, сообщена дренажным отверстием 19 с атмосферой, то боек надежно удерживается в исходном положении. В момент, когда сила давления воздуха из ресивера 3, воздействующая на поясок 5 бойка 4, превысит силу, с которой на него воздействует стравливаемый из предбойковой полости 11 воздух, боек выходит из гнезда 6. Сжатый воздух из ресивера 3 через окна 7 воздействует в дальнейшем на всю площадь бойка 4 и разгоняет его до необходимой скорости. Боек наносит удар по обжимке 9, которая осуществляет процесс клепки. В процессе разгона бойка 4 корпус 1 молотка перемещается в противоположную сторону, в результате чего толкатель 18 рукоятки 17, утапливаясь в полость ресивера 3, демпфирует энергию отдачи. При этом также перекрывается дренажное отверстие 19 и стравливание через него воздуха в атмосферу в процессе разгона бойка не происходит.

После удара кнопку 31 отпускают. Давление воздуха из напорной магистрали возвращает золотниковый воздухораспределитель 20 в исходное положение, отсечной клапан 28 также занимает верхнее положение. В дальнейшем цикл работы молотка продолжается в таком же порядке, который изложен выше. При этом расширившийся в ресивере воздух при разгоне бойка вновь сжимается приблизительно до исходного давления перемещающимся в исходное положение бойком.

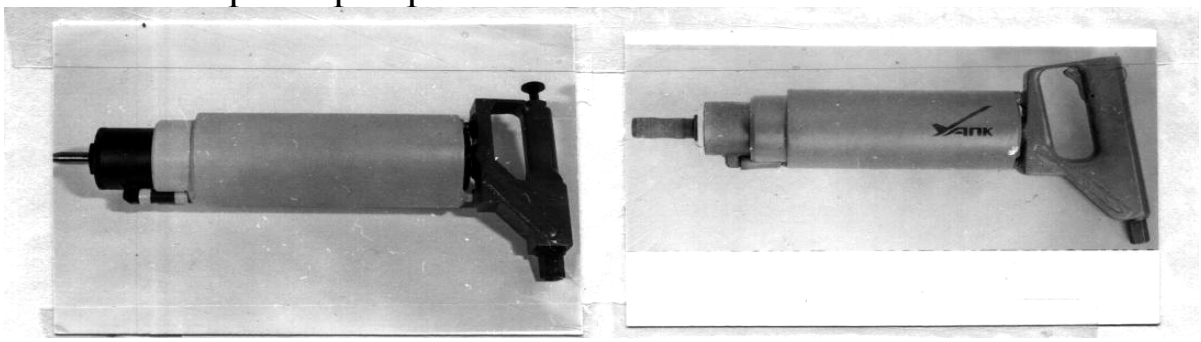
Регулирование величины энергии удара осуществляется вращением ствола относительно корпуса. Окна ствола и корпуса частично перекрываются, уменьшается проходное сечение для перетекания через них воздуха из ресивера, уменьшается скорость разгона бойка и, следовательно, снижается энергия удара. При эксплуатации пневмоимпульсного молотка в условиях, когда давление в напорной магистрали нестабильно целесообразно применение блока подготовки воздуха. Редукционным клапаном блока можно также осуществлять плавное регулирование энергии ударов.

2.4.3. ОПЫТ СОЗДАНИЯ И ВНЕДРЕНИЯ ПНЕВМОИМПУЛЬСНЫХ КЛЕПАЛЬНЫХ МОЛОТКОВ

Проведенные теоретические и экспериментальные исследования процесса импульсной клепки высокоресурсными заклепками, анализ схем пневматических импульсных молотков показали, что наиболее полно соответствует предъявляемым к импульсному инструменту требованиям схема, представленная на рис. 2.26. Однако эффективность применения инструмента зависит не только от того, насколько правильно выбрана принципиальная схема, но и от ее конструктивной реализации, где всегда встают актуальные задачи повышения надежности, стабильности и долговечности работы, технологичности, удобства в эксплуатации, эстетичности внешнего вида и другие прикладные задачи, направленные на непрерывное совершенствование конструкции.

Принципиальная схема (рис. 2.26) реализована с учетом технических заданий и требований «заказчиков» в ряде конструкций пневмоимпульсных молотков МП-4, МП-4Д, МП-80, а также МПИ-90, МПИ-90М (рис. 2.28), продолжается дальнейшее совершенствование конструкций.

Пневматический импульсный молоток МП-4 является первой базовой конструкцией. Он показал работоспособность принципиальной схемы, соответствие энергетических возможностей и основных технических параметров расчетным значениям.



а б

Рис.2.28. Общий вид пневмоимпульсных клепальных молотков МПИ-90 (а) и МПИ-90М (б).

В результате выполненных в Харьковском НИИ гигиены труда и профзаболеваний исследований установлено, что пневматический одноударный клепальный молоток типа МП-4, обладая значительно меньшими, по сравнению с допустимыми, величинами импульсной локальной вибрации улучшает условия труда клепальщиков и реко-

мендован к применению для производственных работ на предприятиях отрасли.

Вместе с тем, опробование в эксплуатации таких молотков показало ряд недостатков. Установлено, например, что на стабильность энергии ударов молотка, на ее величину и на шумовые характеристики определяющее влияние оказывает четкость работы клапана 13 быстрого сброса давления (рис. 2.26). Работоспособность последнего, в свою очередь, определяется условиями опорожнения полости 15 и тракта 24-22-27-26, а также массой и конструкцией втулки клапана 13 (условиями ее перемещения). В пневмоимпульсном молотке МП-4 указанный тракт содержал протяженные каналы и лабиринты, что затрудняло возможность эффективного его опорожнения и управления втулкой клапана быстрого сброса давления, вызывало сбои в работе молотка.

С учетом вышеизложенного был разработан пневмоимпульсный молоток МП-4Д и последующие модификации МП-80, МПИ-90, МПИ-90М.

Опыт эксплуатации пневмоимпульсных молотков показал также неудобства манипуляций клепальщиков с молотками при стапельной клепке из-за наличия воздухоподводящих трубопроводов, соединяющих рукоятку со стволом и ресивером. Учитывая пожелания клепальщиков, в конструкциях моделей пневмоимпульсных молотков МПИ-90 и МПИ-90М подводящие трубопроводы были монтированы скрытыми в корпусах молотков. В молотке МПИ-90М также разработан курковый механизм для управления указательным пальцем. Предложенная конструкция куркового механизма обеспечивает управление воздухораспределителем с помощью сжатого воздуха, что позволило снизить до минимума усилие нажатия на курок. Последнее не только облегчает управление, но и обеспечивает повышение стабильности, цикличности молотка, снижение шума его работы, так как его работоспособность не зависит от интенсивности нажатия на курок клепальщиком.

Снижению шумового эффекта в пневмоимпульсных молотках МП-80, МПИ-90, МПИ-90М при выхлопе сжатого воздуха в процессе удара заметно способствует экранирование выхлопных окон ствола корпусом с шумоизоляционной (например, войлочной) прокладкой.

Практика первоначальной промышленной эксплуатации пневмоимпульсных молотков МПИ-90 и МПИ-90М поставила задачу повышения ударной стойкости рабочего инструмента – обжимки.

Наилучшие результаты показали обжимки, изготовленные из титанового сплава ВТ–22 в состоянии его поставки. Стойкость таких обжимок составляла более 5...7 тыс. заклепок, а в исключительных случаях в несколько раз больше. Это более чем в 10 раз превышает стойкость обжимок, изготавливаемых например, из углеродистых сталей У7, У7А, У8, У8А, У10 с последующей термообработкой до $HRC_э$ 44...46.

Опыт показывает, что благоприятным условием, учитывающим эксплуатацию пневмоимпульсных молотков, является использование блока подготовки воздуха. При этом улучшаются условия работы подвижных и золотниковых элементов молотка, повышаются надежность работы и стабильность энергии, создается возможность обеспечения плавного регулирования энергии ударов с помощью редуктора давления.

Основные технические данные пневмоимпульсных клепальных молотков МП-4 и МПИ-90М приведены в табл. 2.1.

Таблица 2.1

Технические данные пневмоимпульсных клепальных молотков

Параметры	Единицы измерения	Величина	
		МП-4	МПИ-90М
Энергия удара (макс)	Дж	80	90...120
Наибольший диаметр расклепываемой заклепки из сплава В65	мм	4	5...6
Цикличность работы	удар/мин	50...60	50...60
Усилие,прикладываемое к рукоятке молотка	Н	0...5	0...5
Усилие нажатия на курок молотка	Н	2...10	1,0…2,0
Габаритные размеры	мм	400х170х100	420х200х90
Масса	кг	2,2…2,8	2,8…3,2
Расход сжатого воздуха (0,5 МПа) на 1 рабочий цикл	Н3	$(0,3...0,4) \cdot 10^{-3}$	$(0,4...0,5) \cdot 10^{-3}$

Внедрение пневмоимпульсных клепальных молотков на предприятиях нашло широкое одобрение среди рабочих-клепальщиков.

Кроме того, пневмоимпульсная клепка позволила реализовать ряд других преимуществ по сравнению, например, с магнитно-импульсной:

- улучшение условий труда клепальщиков и их морально-психологического состояния из-за исключения применения высокого напряжения и отсутствия воздействия магнитных полей;
- простота конструкции пневмоимпульсного молотка, его надежность, удобства в управлении, обслуживании и эксплуатации;
- отсутствие громоздких массивных приводов и соединительных кабелей, ограничивающих маневренность клепальщиков;
- высокая цикличность работы (в 4...6 раз превышающая цикличность магнитно-импульсных установок), отсутствие регламента на темп клепки;
- незначительные капитальные затраты на изготовление и эксплуатацию пневмоимпульсных клепальных молотков (в 40...60 раз меньше, чем для магнитно-импульсных установок);
- минимальные затраты на энергоноситель, существенная экономия электроэнергии.

В перспективе дальнейшее повышение эффективности применения пневмоимпульсных клепальных молотков и технологии импульсной клепки, улучшение качества соединений, условий труда клепальщиков ожидается в комплексе с обоснованным применением групповых поддержек [18], способа и устройств для импульсной клепки со сжатием пакета, клепки методом ПЗГ, специальных заклепок для импульсной клепки, синхронной клепки.

ОСНОВНЫЕ ВЫВОДЫ И РЕКОМЕНДАЦИИ

1. Теоретические исследования процесса импульсной клепки высокоресурсными заклепками основаны на классической теории соударения двух абсолютно жестких тел (обжимки и поддержки) с учетом аппроксимированной силовой зависимости деформирования ими промежуточного элемента (заклепки). В результате исследований получены основные теоретические зависимости осадки заклепок и перемещений поддержки по времени клепки.
2. Установлены теоретически и подтверждены экспериментально с помощью сверхскоростной киносъемки фоторегистратором СФР кинематические особенности механизма образования соединений

при импульсной клепке высокоресурсными заклепками, заключающиеся в следующем:

- перемещения поддержки в исследуемом диапазоне ее массы $m_n = (1...30)m_o$ на этапе зазорообразования малы (X_n<< 0,04 мм) и поэтому влияния на величину и характер распределения радиального натяга в соединениях практически не оказывают;
- перемещения поддержки к моменту окончания процесса клепки увеличиваются (X_n = 0,08…1,2 мм) по мере уменьшения ее массы и оказывают определяющее влияние на величину прогиба клепаемого пакета;
- дополнительные прогибы (поводки) обшивки и образование первоначального зазора под закладной головкой заклепки зависят от податливости ее компенсатора;
- деформируемый компенсатор является определяющим фактором в образовании радиального натяга в области закладной головки заклепки.

3. Экспериментальными исследованиями процесса импульсной клепки подтверждены теоретически полученные кинематические закономерности осадки заклепки и перемещения поддержки в процессе импульсной клепки. Расхождения основной зависимости процесса - осадки заклепки по времени деформирования - с экспериментальными данными не превышают 4,5%.
4. Установлена взаимосвязь технологических и конструктивных параметров процесса и заклепочного шва, определяющая энергетические затраты на прогиб клепаемого пакета.
5. Разработана инженерная методика расчета и назначения основных технологических параметров процесса клепки с учетом его кинематических особенностей и конструктивных параметров заклепочного шва. Предложенная методика позволяет установить возможность применения импульсной клепки для конкретных соединений и сформулировать предложения по повышению их качества.
6. Исследования качества заклепочных соединений, выполненных высокоресурсными заклепками с компенсаторами, показали, что импульсная клепка обеспечивает гарантированный высокий и равномерный радиальный натяг, допустимые поводки обшивки, плотное сжатие клепаемого пакета конструкции, повышает ресурс соединений в 2...2,5 раза по сравнению с многоударной клепкой.
7. Предложена методика определения радиальных натягов в потай-

ных соединениях, показавшая практическую пригодность ее применения.

8. Теоретико-экспериментальные исследования процесса и исследования качества соединений высокоресурсными заклепками с компенсаторами (ЗВУКК-ОСТ 1.34040-79, ЗПК-АНУ-0300, ЗУК- ОСТ 1.12020-75, ЗУКК-ОСТ 1.34052-85, ЗУГ-ТР 1.4.1220-83) доказали принципиальную возможность их выполнения импульсным способом и послужили научной основой для разработки технологических рекомендаций по импульсной клепке.
9. Пневмоимпульсная клепка высокоресурсными заклепками с компенсаторами обеспечивает сжатие деталей пакета, прилегание закладных головок к обшивке, чему дополнительно способствуют предложенный способ и схемы импульсной клепки со сжатием пакета, а также разработанная конструкция специальной заклепки с компенсатором.
10. При выполнении заклепочных соединений с прямолинейными швами для обшивок с плоскими поверхностями и поверхностями одинарной кривизны целесообразно применение разработанных конструкций групповых поддержек, укрепляемых непосредственно на клепаемом агрегате и обеспечивающих, наряду с повышением качества внешней поверхности обшивки, улучшение условий труда клепальщиков благодаря освобождению подручных от участия в процессе клепки.
11. Наиболее совершенные из разработанных принципиальных схем пневмоимпульсных клепальных молотков получили практическую реализацию в промышленности. Предложенные для производства пневмоимпульсные молотки, обеспечивающие улучшение условий труда клепальщиков-сборщиков, показали высокую производительность, достаточную энерговооруженность, стабильность и надежность работы, они удобны в управлении, эксплуатации и обслуживании, так как используют сжатый воздух заводской сети давлением 0,5 МПа.

Пневмоимпульсные клепальные молотки могут быть использованы в качестве рабочих органов для создания робото-технических комплексов (РТК), а также для выполнения других операций при стапельной сборке.

ГЛАВА 3

ТЕОРИЯ И ТЕХНОЛОГИЯ ГИДРОВЗРЫВНОЙ ШТАМПОВКИ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ТОНКОСТЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ

3.1. СОСТОЯНИЕ И ВОЗМОЖНЫЕ НАПРАВЛЕНИЯ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТОНКОЛИСТОВОЙ ШТАМПОВКИ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ДЕТАЛЕЙ ДВОЙНОЙ КРИВИЗНЫ (ТИПА ДНИЩ)

Важнейшими задачами, стоящими перед технологией машиностроения, являются снижение веса изготавливаемых изделий, улучшение их эксплуатационных и прочностных свойств, устранение доводочных работ, постепенное снижение доли малопроизводительных техпроцессов, таких, как выколотка, обкатка, штамповка составных заготовок и последующая их сборка в специальных приспособлениях на падающих молотах.

Особенно трудоемко получение крупногабаритных деталей из сверхпрочных сплавов при мелкосерийном производстве с частой сменой объекта производства. Это обусловлено отсутствием необходимого оборудования и высокой стоимостью оснастки при прессовой штамповке. Такие же проблемы возникают при изготовлении крупногабаритных деталей беспрессовыми методами, среди которых наиболее эффективно из-за малых капитальных затрат применение импульсных технологических процессов.

Кроме трудностей, связанных с выбором оборудования и оснастки при изготовлении тонкостенных крупногабаритных деталей типа оболочек антенн, возникают проблемы управления процессом формообразования в целях предупреждения возникновения гофров на поверхности деталей и локальных уточнений, превышающих допустимые иногда в 1,5 - 2 раза.

Эти дефекты сводят на нет преимущества методов штамповки из листа, в связи с чем в последние годы все большее применение находят методы получения деталей из пространственных полуфабрикатов, предварительно сваренных или склепанных отдельных элементов одинарной или двойной кривизны. Такой подход исключает изготовление цельноштампованных изделий. Поэтому целесообразна разработка новых методов получения цельных тонкостенных деталей, например, типа оболочек антенны. Важнейшими задачами изготовления оболочек антенн является повышение точности и разработка ме-

роприятий по снижению их материалоемкости, внедрение штамповки с регулированием размеров зон деформации, созданием технологических процессов получения деталей совместно с элементами жесткости.

Все это обуславливает необходимость тщательного изучения имеющегося опыта, изготовления крупногабаритных тонкостенных деталей, анализа научных исследований с целью определения приоритетных направлений совершенствования антенной техники и технологии.

3.1.1. АНАЛИЗ СУЩЕСТВУЮЩИХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ И ОЦЕНКА МЕТОДОВ ПОВЫШЕНИЯ ИХ ЭФФЕКТИВНОСТИ

В промышленности [62, 69, 128, 129] находят широкое распространение осесимметричные детали двойной кривизны, относящиеся, согласно принятой в листовой штамповке классификации, к классу днищ [76, 77, 87, 112, 154].

Их распространение обусловлено геометрическим совершенством формы деталей, благодаря которому улучшаются летно-технические характеристики летательных аппаратов (аэродинамические, весовые, эксплуатационные), условия компоновки узлов и оборудования, возможность распределения в пространстве различных видов энергии (электромагнитной, тепловой, радиационной).

Днища являются, например, базовыми изделиями всевозможных емкостей (баков для горючего и окислителя, шар баллонов и др.), обтекателей, диффузоров, мембран, рефлекторов для радиосвязи со всевозможными объектами на Земле и в Космосе.

Общее количество типовых представителей деталей класса «днище» в зависимости от соотношений геометрических признаков – «борт-стенка», определяющих согласно классификации Исаченкова Е.И. [87] конструктивную и технологическую сложность любых изделий, составляет 278 групп [112]. Большое количество типоразмеров и материалов, из которых изготавливают детали двойной кривизны, обусловливают необходимость постоянного поиска оптимальных технологических процессов и оборудования [62, 69, 76, 77, 86, 128, 168].

Определяющими факторами при выборе рационального технологического процесса на основании общепринятых в технологии ли-

стовой штамповки рекомендаций [107, 132, 153, 201, 212] принято считать:

1) относительную толщину детали или гибкость [68,169];
2) относительную глубину штамповки $\bar{f}$;
3) механические характеристики материала $\sigma = Be_i^m$;
4) требования к качеству изделий, определяемые величиной утонений, размеров гофров и отклонениями от норм, допустимых по техническим условиям.

Таблица 3.1

Оценка технологических возможностей наиболее распространенных методов изготовления крупногабаритных деталей

Способ изготовления	Напряженное состояние при формоизменении заготовки	Максимальные значения факторов			
		гибкости	диаметра, м	относительной глубины	утонения в опасном сечении детали, %
1	2	3	4	5	6
I. Штамповка на прессе жестким инструментом	плоское	не более 100 – 200	2,5	0,5	10 – 20 распределение не равномерное
(для деталей двойной кривизны, внешняя нагрузка действует локально)	объемное	1000 и более	1,0	0,5-0,8	20
II. Беспрессовая штамповка с использованием гидроэластичных пуансонов:					распределение утонений равномерное
1) гидравлическая (равномерно распределенная внешняя нагрузка);	плоское	не более 200–400	любой	0,2–0,5	20 – 40
	объемное: по пуансону или в пакете	1000	0,5 - 1,2	0,5 – 0,7	20

Продолжение табл.3.1

1	2	3	4	5	6
2) гидровзрывная с внешней нагрузкой:	объемное	1000	2 – 3	0,4 – 0,5	20
а) равномерно распределенной по поверхности заготовки без и	объемное	1000	любой	0,4 – 0,5	20
с регулированием длительности действия;	объемное	200-400	любой	0,3-0,5	20-30
б) с изменением характера распределения внешней нагрузки на поверхности заготовки	объемное	200-300	любой	0,4	20-25
3) раздача сварных полуфабрикатов	плоское	1000 и более	не ограничено	любая	20
III. Выколотка	объемное	500–600	до 2-3	0,22	10
IV. Обкатка	объемное	200–400	до 5	0,2-0,7	20 – 40
V. Обтяжка по пуансону	плоское	1000	2 – 6	0,25	20 – 30
VI. Метод ПМН	объемное	1000	любое	0,22	20 – 30

Примечание: для методов III-VI внешние силы локальные, действующие последовательно по участкам заготовки.

С увеличением гибкости λ, относительной глубины штамповки $\bar{f}$ качество деталей снижается, а технологические сложности существующих методов увеличиваются [112, 122, 132, 150, 169, 181, 197].

В табл. 3.1 приведены данные, характеризующие технологические возможности наиболее распространенных схем изготовления днищ с учетом напряженного состояния и характера внешней нагрузки. Трудности изготовления тонкостенных деталей обусловлены потерей пластической устойчивости при формообразовании тонких заготовок [62, 69, 128, 168, 169, 181, 197] в виде гофров на поверхности и локальных утонений на стенках деталей.

Анализ приведенных данных, иллюстрирующих опыт передовых предприятий отрасли и результаты ряда исследований [87, 122,

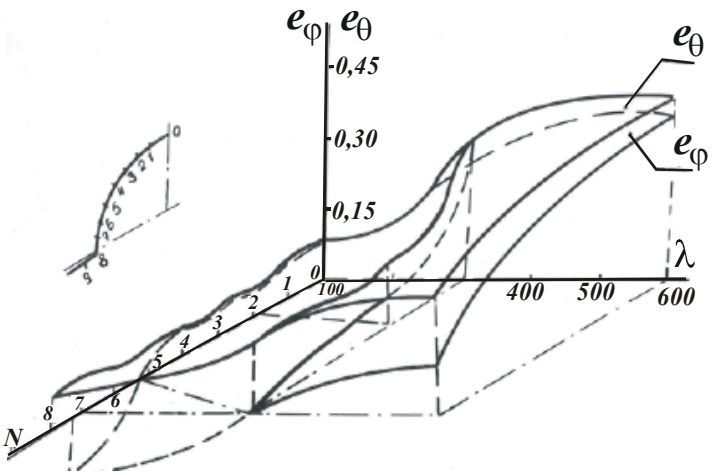


Рис. 3.1. Изменение деформированного состояния деталей при увеличении гибкости λ, e_θ, e_φ – меридиональные и тангенциальные деформации.

150, 168, 212], показывает следующее:

1) при увеличении гибкости изделий λ снижается качество изделий т.е. увеличивается утонение их стенок (относительная глубина $\bar{f} \geq 0{,}25 \ldots 0{,}35$) (рис. 3.1);

2) качество изделий зависит от схемы напряженно-деформированного состояния заготовки при ее формоизменении. Наилучшие результаты (минимальное утонение, максимальная относительная глубина) достигаются при штамповке в условиях объемного напряженного состояния: штамповка гидроэластичной матрицей по жесткому инструменту, штамповка пакета заготовок. В то же время наиболее крупногабаритные детали по технико-экономическим соображениям изготавливаются штамповкой в условиях плоского напряженного состояния: штамповка жестким или эластичным пуансоном, раздачей сварных пространственных полуфабрикатов;

3) при изготовлении тонкостенных деталей имеет место снижение роли штамповки-вытяжки из плоских заготовок по сравнению с методами изготовления тонкостенных деталей из пространственных полуфабрикатов (сварных, клепаных и весьма редко - цельноштампованных);

4) характер распределения внешней нагрузки влияет на качество изделий и тем значительнее, чем сложнее их форма. Применение гидроэластичных пуансонов (гидравлическая и гидровзрывная штамповка) снижает утонение в опасном сечении заготовки, смещая его купольную, более прочную, зону детали;

5) установлено [69, 112, 128, 168], что распространение малопроизводительных, связанных с опасностью профессиональных заболеваний, технологических процессов - обкатки, выколотки, пластических местных нажатий - в условиях современного производства обусловлено отсутствием прогрессивных технологических процессов, обеспечивающих улучшение качества деталей при

минимальных затратах на оборудование и оснастку, а также сложностью управления процессом формоизменения на больших участках заготовки при плоской схеме напряженного состояния [32, 122, 150, 212];

6) по технико-экономическим показателям при изготовлении крупногабаритных деталей наиболее предпочтительны методы гидровзрывной штамповки: для них минимальны капитальные затраты и стоимость оснастки [115, 132, 188].

Однако, применение гидровзрывной штамповки при изготовлении тонкостенных деталей (λ > 200) ограничивается, как и при статических методах, потерей пластической устойчивости - возникновением гофров (рис. 3.2) в сжато-растянутых участках заготовки и местных утонений - в зонах двухосного растяжения [98, 204]. Это особенно очевидно при анализе пространственной диаграммы (рис. 3.1), характеризующей изменения деформированного состояния деталей при увеличении λ. Пространственная диаграмма составлена [32] по известным экспериментальным данным [98, 107, 132, 188, 204, 212] о характере распределения деформаций на стенках изделий, близких по форме к полусфере.

Из диаграммы можно установить, что ухудшение качества деталей (из-за локальных утонений) обусловлено изменением по сравнению с областью λ < 200 условий распределения тангенциальных деформаций e_{φ}- в периферийных зонах (точки 5...9) изделий. В периферийной зоне при λ > 200 тангенциальные деформации близки к нулю или из сжимающих (при λ < 200) становятся растягивающими, способствующими возникновению локальных утонений. Неблагоприятный характер распределения деформаций при λ > 200 обусловлен возникновением гофров в сжато-растянутых (периферийных) участках заготовки (рис. 3.2). В результате этого невозможно (или весьма трудоемко) изготовление штамповкой в условиях плоского напряженного состояния изделий с λ > 200 и $\bar{f}$ < 0,2.

С повышением точностных требований к деталям, как это видно из данных диаграмм, приведенных на рис. 3.1 и рис. 3.3, технологические проблемы еще более возрастают из-за увеличения вероятности возникновения гофров, в то время как допуск на их величину весьма мал – меньше, чем на отклонение по диаметру.

Трудности, возникающие при штамповке изделий с гибкостью λ > 200, обусловлены, прежде всего, следующим:

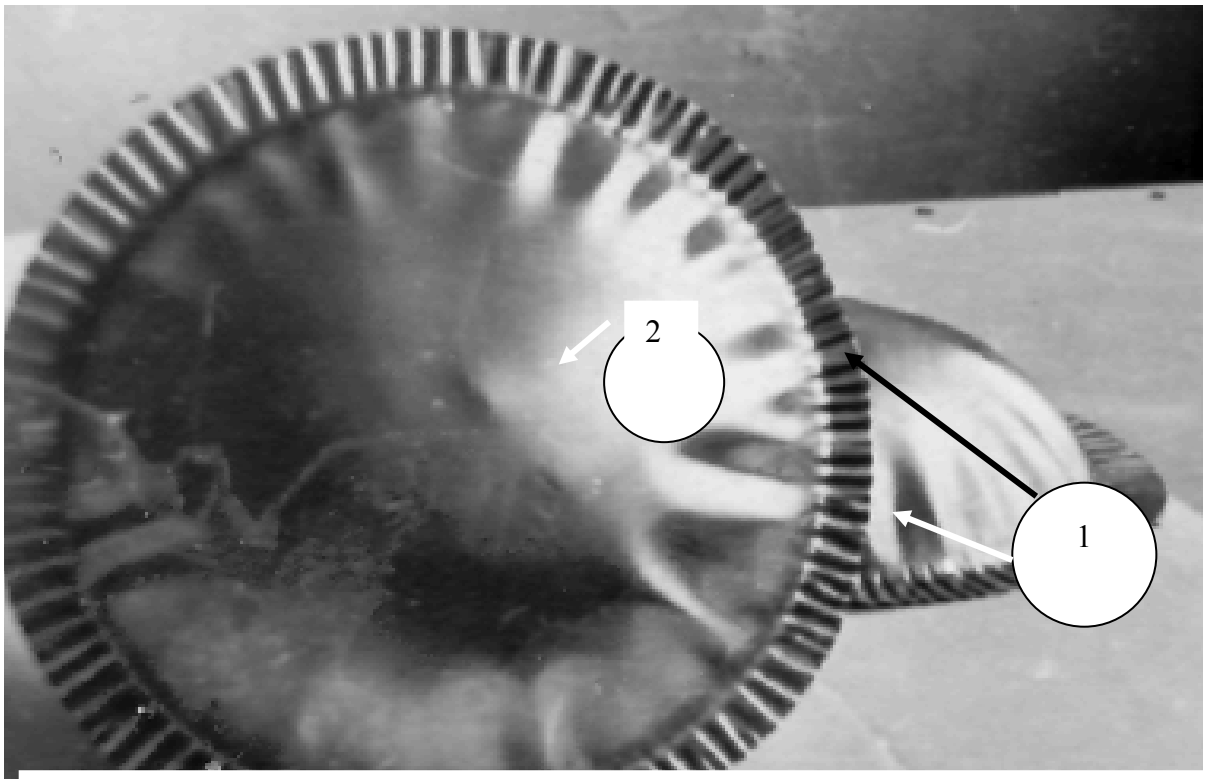
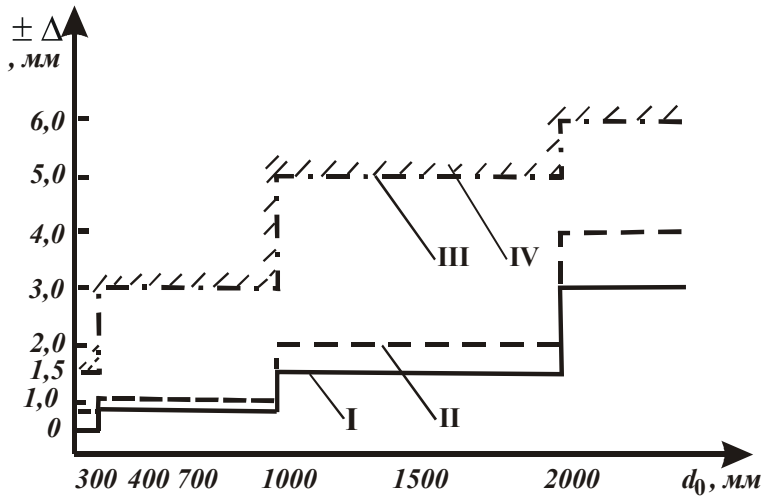


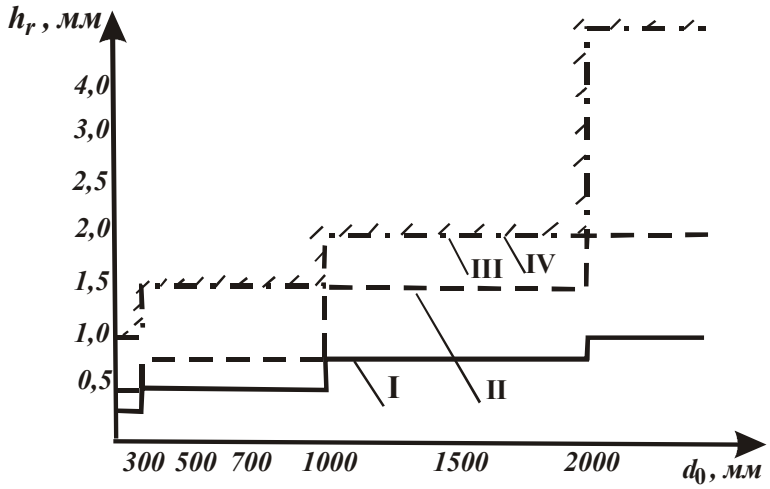
Рис. 3.2. Типичные дефекты в виде гофров, возникающих в сжато-растянутых участках заготовки при изготовлении деталей большой гибкости λ >200.

1) гофры возникают практически при упругих или весьма малых пластических деформациях на больших площадях заготовки [122, 150] непосредственно на начальных стадиях штамповки;
2) предупреждение возникновения гофров вследствие повышения потребных давления прижима ($q_{пр} \rightarrow (0{,}1..1{,}0)\cdot\sigma$) приводит к ухудшению условий вытяжки (увеличиваются силы трения и снижается степень вытяжки ~ в 1,5 ... 1,8 раза), при этом допустимая высота складки на фланце не должна превышать 5-20% толщины материала [112, 122, 150], так как по мере увеличения высоты складки материал заклинивается между прижимным и матричным кольцами, предопределяя разрушение заготовки в опасном сечении;
3) появление гофров на поверхности детали приводит к локализации деформаций и переутонениям материала: при гибкости λ > 200 и относительной глубине детали $\overline{f}$ >0,25 максимальные утонения могут достигать 40%, так как деталь изготавливается преимущественно благодаря двухосному растяжению материала заготовки.

Следовательно, предупреждение потери пластической устойчивости при формообразовании тонкостенных авиационных и, в особенности



а



б

Рис. 3.3. Допустимые отклонения Δ и h_r от точных размеров: а – диаметр и б – формы поперечного сечения детали; h_r - допустимая высота гофров, приведенных для четырех категорий точности: I - особо точной, II - повышенной точности, III - нормальной и за кривой III пониженной (областъ IV) точности изготовления; Δ - отклонения от диаметра при гидровзрывной штамповке.

крупногабаритных деталей связано с повышением их точности, уменьшением до 10% разнотолщинности стенок и исключением опасности появления гофров. Однако отсутствие рациональных технологических методов управления процессом формоизменения тонкостенных изделий приводит как в отечественном, так и зарубежном самолетостроении к решениям [62, 69, 128], одинаково неприемлемым в технико-экономических отношениях: искусственному завышению веса конструкций и применению материалов, менее прочных, но с большой относительной толщиной и массой. Весовой проигрыш при этом существенно (на десятки миллионов гривен в год [199]) снижает экономическую эффективность воздушного транспорта. Для снижения металлоемкости изделий приходится увеличивать объем дополнительных операций: удалять механической обработкой (со снятием стружки) "лишний" материал, реже для этого используется химфрезерование. Однако и удаление материала не приводит к существенным экономическим преимуществам, так как трудоемко и ухудшает механическую прочность изделий. Поэтому в последнее время все большее распространение находят методы штамповки в

условиях объемного напряженного состояния [150, 188]: штамповка жестким инструментом в эластичную матрицу и штамповка из пакета заготовок.

Большее преимущество в условиях мелкосерийного производства отдается штамповке из пакета заготовок. Технологический процесс разработан в лаборатории обработки давлением НИИхиммаша [198]. В соответствии с этим способом тонкостенную заготовку размещают между двумя технологическими прокладками из недорогих материалов с толщиной $S = \frac{d_0}{150}$ (т.е. λ = 150). После штамповки технологические прокладки удаляют. Приведенные в работе [188] результаты исследования показали, что этот метод также эффективен и при гидровзрывной штамповке. Однако его недостатки - большой перерасход материала, увеличение энергозатрат пропорционально объему технологических прокладок, сложность и высокая стоимость оснастки, а в ряде случаев (штамповка деталей диаметром $d_0 > 1$м) отсутствие, как и при штамповке жестким пуансоном в гидро-эластичную матрицу, специализированного оборудования - сводят на нет преимущества этого способа.

Поэтому, учитывая отмеченные ранее (табл. 3.1) преимущества схем штамповки в условиях плоского напряженного состояния, проведем оценку существующих для них мероприятий по управлению процессом пластического формоизменения. Наиболее простым (и традиционным) решением является штамповка с применением жестких складкодержателей - прижимов (рис. 3.4). Прижим уменьшает опасность появления гофров в зонах заготовки с максимальными сжимающими напряжениями - на ее фланце и в зоне l, свободной от контакта с пуансоном.

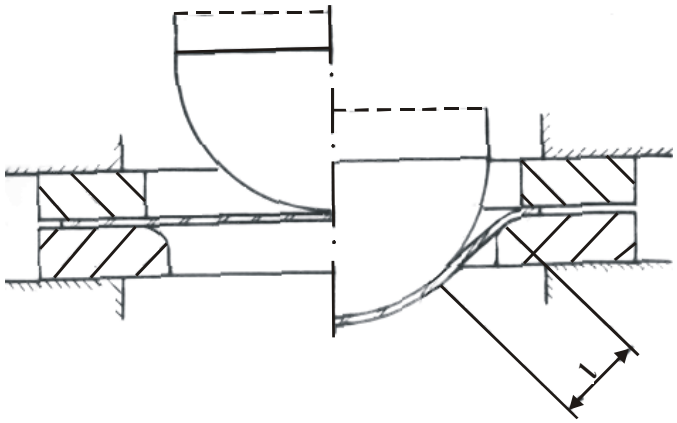


Рис.3.4. Штамповка деталей двойной кривизны жестким инструментом - пуансоном.

Это позволяет улучшить качество деталей с 100 $< \lambda <$ 200. Однако, при изготовлении более тонкостенных деталей с λ > 200…300 их качество ухудшается (рис. 3.1) из-за увеличения вредных сил тре-

ния в зоне контакта заготовки со складкодержателем, давление которого в 2-3 раза превышает давление, рекомендуемое при штамповке изделий с большой относительной толщиной ($\lambda > 100$) [212]. Однако, несмотря на очевидное ухудшение условий формоизменения тонколистовых деталей (рис. 3.3), этот путь широко используется в настоящее время в практике штамповки-вытяжки.

Более того, для увеличения доли растягивающих напряжений в сжато-растянутых участках заготовки (зона l - рис. 3.4) рекомендуют искусственно повышать трение в зоне фланца [105, 150, 181]: штамповку осуществляют без смазки фланца и в ряде случаев, увеличивая его размеры, для этих же целей применяют вытяжные пороги, ухудшающие условия перемещения фланца, а также изменяют схему процесса - реверсивная вытяжка, когда деталь штампуется из стаканчика, стенка которого является фланцем, перемещающимся в сторону, противоположную формообразующему инструменту.

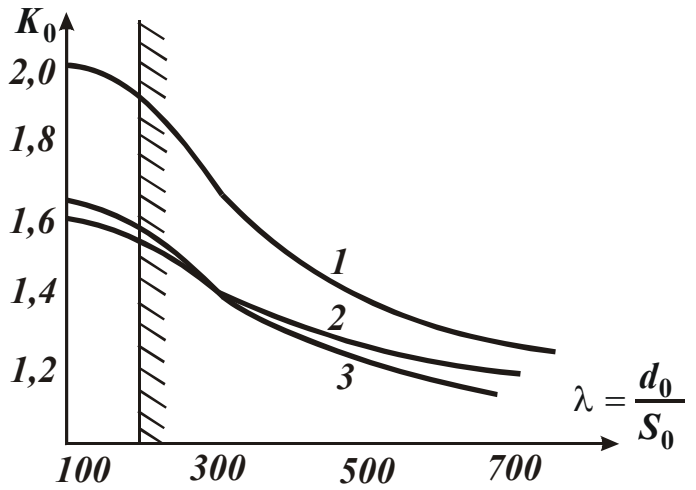


Рис. 3.5. Снижение предельных коэффициентов вытяжки при увеличении гибкости при прессовой (1), гидравлической (2) и гидровзрывной (3) штамповке.

Недостатки этих технологических процессов подчеркнули необходимость создания методов, в которых для улучшения условий деформирования материала уменьшают до минимума размеры заготовки l (рис. 3.5), свободной от контакта с инструментом [122, 150], и тем самым искусственно увеличивают жесткость заготовки в сжато-растянутых ее зонах.

Так, при штамповке со сферическими складкодержателями [123] заготовка предварительно деформируется по кромке матричного кольца. После этого пунсоном производится доштамповка детали. По такому же принципу производится изготовление деталей и при штамповке коническим прижимом или жесткой плитой с последующей доштамповкой жидкостью. Недостатком этих методов является сложность устранения гофров в виде мелких складочек, возникающих в зоне фланца [150, 203] при штамповке изделий $\lambda > 400$, когда сопротивление заготовки к потере устойчивости мало и поведение материала близко к поведению фольги при ее вытяжке. Однако, идея

управления размерами зоны растяжения-сжатия последовательным формоизменением заготовки оказалось ценной.

В условиях серийного - производства приемлемое технологическое решение найдено (рис. 3.4). В соответствии с этим способом деталь изготовляется с использованием сменных матричных колец (рис. 3.4) за несколько переходов при условии, что размеры зоны l, свободной от контакта с пуансоном (рис. 3.1), минимальны. Характерно, что величина зоны регулируется сменными матричными кольцами, диаметры которых увеличиваются после каждого штамповочного перехода.

Недостатком этой схемы является сложность борьбы с гофрами, перетекающими из фланца в зону протяжного ребра. Их устранение при относительной высоте гофров $\bar{h}_r = \frac{h_r}{b} > 0{,}1$ (h_r, b – высота и ширина основания гофра) практически невозможно (отсутствие достаточной мощности оборудования и высокая вероятность преждевременного разрушения оснастки). Поэтому многооперационная штамповка находит применение в основном при изготовлении деталей типа днищ с относительной глубиной $\bar{f} \leq 0{,}3...0{,}4$ и $\lambda < 600$ и диаметром не более 1,0...2,5 м [122].

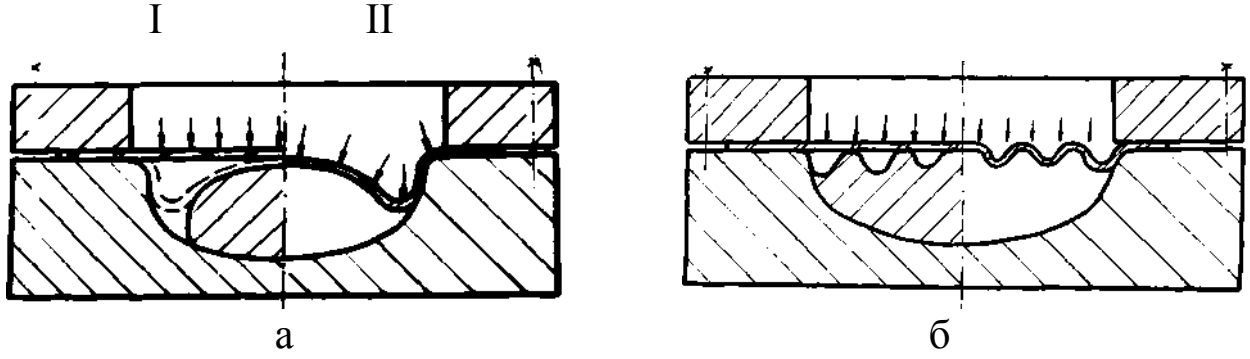


Рис. 3.6. Беспрессовая штамповка с применением технологических вкладышей: а - форму грибка выбирают с учетом обеспечения максимальной жесткости заготовки в зоне протяжного ребра (приданием ей торообразной формы); б - форму грибка выбирают с учетом равномерного утонения материала заготовки.

К более интересным технологическим решениям можно отнести схемы беспрессовой штамповки (рис. 3.6, рис. 3.7), учитывающие требования мелкосерийного производства (минимальные затраты на оснастку и оборудование, возможность изготовления деталей любых габаритов). Особенностью этих схем беспрессовой штамповки является предварительное получение полуфабриката, площадь поверхности которого составляет 85 - 95% площади готовой детали. На последующем штамповочном переходе полуфабрикат доштамповывают в



Рис. 3.7. Крупногабаритная тонкостенная деталь, отштампованная взрывом.

матрицу до размеров готового изделия.

Характерным для этих схем является то, что полуфабрикат штампуется по жесткому инструменту-грибку. В первом случае (рис. 3.6,а) грибок в купольной зоне детали выполняется как зеркальное отображение матрицы [87], во втором (рис. 3.6,б) - имеет концентрические кольцевые канавки, площадь поверхности которых составляет 0,8...0,95 от поверхности изделия. Эти различия в конструкции грибков не случайны, они отражают, с одной стороны, попытку интенсифицировать вытяжку (первый случай) путем втягивания фланца, а с другой – свидетельствуют, на основании опыта штамповки тонкостенных деталей, о бесперспективности этого решения при изготовлении особо тонкостенных изделий (λ>400) штамповкой-вытяжкой и рекомендуют их штамповать посредством равномерного утонения материала заготовки.

Вместе с тем, изготовление детали путем утонения материала также имеет существенные недостатки. Этот метод применим только для материалов с хорошей или повышенной штампуемостью.

Однако при импульсной, в частности, при гидровзрывной, штамповке в зонах соударения заготовки с грибком возможны локальные просечки материала.

Более предпочтительно применение схем штамповки, в которых полуфабрикат по форме и размерам близок к детали (рис. 3.8). В соответствии со способом предварительно изготавливается полуфабрикат в виде конической (реже цилиндрической) обечайки с приваренным дни-

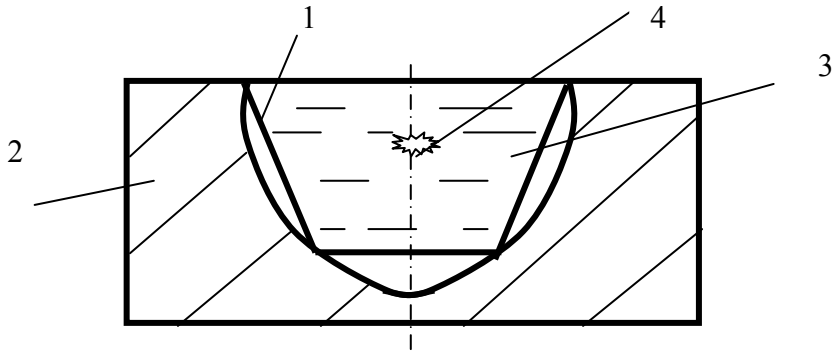


Рис.3.8. Штамповка тонкостенных крупногабаритных деталей двухосным растяжением (раздачей) пространственного полуфабриката.

щем.

Полуфабрикат 1 помещают в матрицу 2 и, заполнив его полость жидкостью 3 и разместив в ней заряд взрывчатого вещества 4, производят взрыв и штамповку детали.

По аналогичной схеме штампуют днища и полусферические емкости габаритами до 20 м. Достоинствами технологического процесса являются минимальные затраты на оснастку (нужна только матрица), малый вес зарядов ВВ (в 3...5 раз меньше, чем при штамповке детали из плоской заготовки) и отсутствие необходимости в применении дорогостоящих бассейнов для передающей среды (такую роль выполняет сам полуфабрикат). Существенным недостатком технологического процесса является невозможность штамповки цельных (без сварных швов) деталей. Имеют место обрывы материала в зоне сварных швов - дефекты, приводящие к неустранимому браку.

Поэтому недостатки рассмотренных методов обуславливают дальнейший поиск рациональных схем формоизменения тонкостенных крупногабаритных деталей, учитывающих возможность управления напряженно-деформированным состоянием заготовки на всех этапах ее формоизменения: при изготовлении полуфабриката и при его доштамповке. Причем в качестве наиболее приемлемых методов следует считать методы, обеспечивающие изготовление деталей двухосным растяжением полуфабрикатов, предварительно изготовляемых из плоских заготовок. К таким схемам можно отнести схемы штамповки крупногабаритных деталей из плоских заготовок [11].

Эффективность такого решения состоит в том, что данный способ учитывает возможность появления гофров на поверхности полуфабриката и предусматривает их устранение рациональным выбором размеров полуфабриката, его формы, уменьшением до минимума размеров зоны растяжения-сжатия. Возможность регулировать размеры полуфабриката позволяет упростить корригирование матрицы, а ряде случаев избежать его, тем самым упрощая штамповку деталей типа оболочек антенн.

3.1.2. ВЛИЯНИЕ ВНЕШНЕЙ НАГРУЗКИ ПРИ ГИДРОВЗРЫВНОЙ ШТАМПОВКЕ НА КАЧЕСТВО ИЗДЕЛИЙ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКУЮ СЕБЕСТОИМОСТЬ

В настоящее время установлено, что управление внешней нагрузкой - важный фактор интенсификации импульсной гидро-

взрывной штамповки.

Опыт изготовления тонкостенных деталей [114, 115, 124, 174, 203, 213] показывает, что при неблагоприятном с точки зрения распределения по заготовке и длительности действия характере внешней нагрузки волновые эффекты могут ухудшать качество изделий. Ухудшение качества особенно существенно при изготовлении деталей большой гибкости. Как показано в работе [174], критерием динамичности процесса может служить отношение времени действия внешней нагрузки ко времени ее распространения по заготовке:

$$\bar{t} = \frac{\theta_{вн} \cdot c}{d_0}.$$

При штамповке тонкостенных деталей рекомендуется [54,174] выбирать процессы, для которых $\bar{t} > 1$.

Обзор устройств и способ управления внешней нагрузкой при взрывной штамповке можно найти в исследованиях [11, 105, 123, 137, 188, 197, 199, 202], освещающих состояние вопроса как в отечественной, так и зарубежной практике.

Самым простым технологическим решением применения энергии взрыва конденсированных бризантных взрывчатых ВВ типа аммонит является увеличение длительности действия внешней нагрузки, которая может достигаться увеличением дистанции взрыва. При этом создаются предпосылки для более равномерного распределения внешней нагрузки по заготовке и улучшения кинематических условий при ее формоизменении. Однако увеличение дистанции взрыва (рис. 3.9) приводит к росту габаритов и стоимости защитного оборудования (бассейнов, бронеям, бронекамер и вакуумкамер) и к тому же не обеспечивает управления полем деформации, особенно в окрестности зоны заготовки, для которой ε=0 (ε – скорость деформации) и $t_{шт} = \theta_{вн}$ (время штамповки приблизительно равно времени действия внешней нагрузки). В связи с этим применены (преимущественно за рубежом) методы управления внешней нагрузкой с помощью зарядов сложной формы [203]. Наиболее часто используются для этого комбинации зарядов простой формы (сферической). Применение зарядов сложной формы позволяет управлять как интенсивностью, так и длительностью действия внешней нагрузки, обеспечивает возможность последовательного формоизменения участков заготовки. Однако развитие этого направления ограничивается отсутствием в промышленности взрывчатых веществ, одновременно удо-

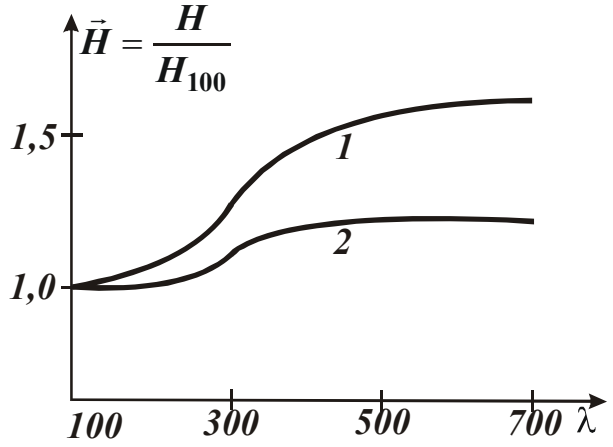


Рис. 3.9. Увеличение габаритов (и стоимости) защитного оборудования при увеличении дистанции взрыва по сравнению со штамповкой деталей с условной гибкостью λ=100: 1 – сферический заряд ВВ; 2 – линейный заряд ВВ.

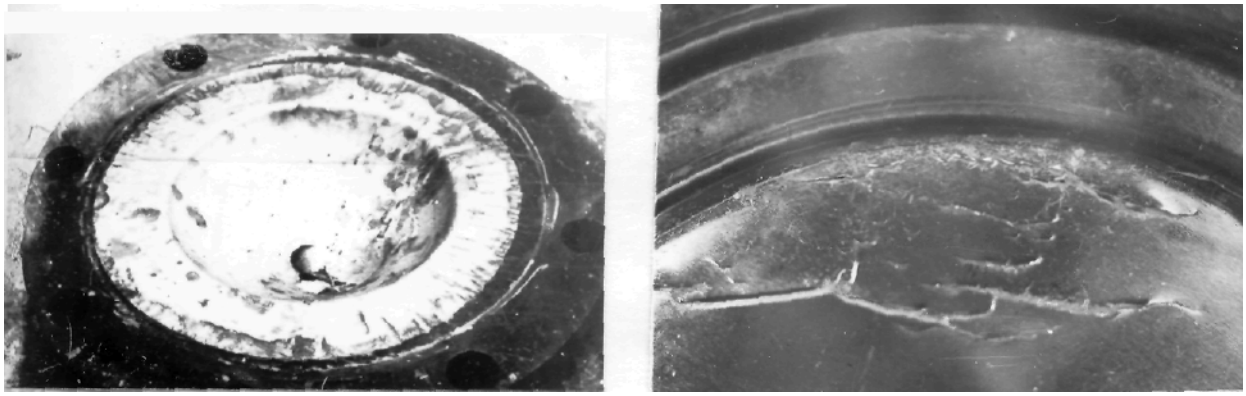
влетворяющих требованиям техники безопасности и технологии.

Для примера отметим, что увеличение длительности действия внешней нагрузки вдвое требует практически для всех типов взрывчатых веществ 7..12 - кратного увеличения дистанций и массы заряда, что из-за сложности обеспечения требуемых правил техники безопасности сдерживает широкое внедрение в производство методов взрывной штамповки. Поэтому в настоящее время для управления внешней нагрузкой чаще используются другие энергоносители, среди которых наиболее перспективны газовые смеси с применением различных технологических прокладок, размещаемых в передающей среде между заготовкой и энергоносителем.

В качестве прокладок используются воздушные прослойки, листы тонколистового металла (стали, алюминия или свинца) и резины. Физическая сущность этих методов одинакова – увеличение длительности внешней нагрузки за счет соответствующего уменьшения ее интенсивности. Несмотря на технологические преимущества (возможность 3...5-кратного увеличения длительности внешней нагрузки без изменения дистанции взрыва), рассмотренный прием обладает существенными недостатками: прокладки, деформирующиеся совместно с заготовкой, из-за малой жесткости не предупреждают возникновения гофров на поверхности детали с λ > 250...400, не обеспечивает снижения затрат на оборудование (бассейны или бронекамеры) из-за невозможности уменьшить до минимума дистанцию взрыва при одновременном улучшении характера напряженно-деформируемого состояния штампуемой заготовки.

Оценив достоинства технологических прокладок с точки зрения борьбы или предупреждения возникновения гофров на поверхности детали, можно выделить как наиболее предпочтительный - метод штамповки с использованием присоединенных масс (листового свин-

ца или резины). Применение присоединенных масс здесь можно считать наиболее эффективным технологическим решением, реализующим, благодаря достоинствам импульсной штамповки идею, известную из прессовой: предупреждение гофров осуществляется вследствие механического воздействия на заготовку специальным инструментом (в данном случае - присоединенной массы) на всех этапах ее формоизменения. Однако при штамповке деталей большой гибкости использование присоединенных масс приводит к увеличению опасности просечки заготовки в зоне протяжного ребра матрицы и неустранимому браку. На рис. 3.10 приведены наиболее типичные дефекты, обусловленные неблагоприятным влиянием кратковременных взрывных нагрузок.



а б

Рис. 3.10. Дефекты, обусловленные неблагоприятным влиянием кратковременных взрывных нагрузок: а - штамповка детали в виде конуса с локализацией утонения в купольной зоне детали и малой степенью вытяжки фланца ($k_{ф} < 1{,}08$); б - квазихрупкое растрескивание чувствительных к скорости деформирования материалов (молибден МЧ).

Отметим, что сложность управления параметрами внешней нагрузки [11, 105, 123, 132, 137, 188, 197, 199, 202, 213] является причиной ограничения области применения беспрессовой импульсной штамповки, сводимой к операциям формовки и калибровки, в то время как основной формообразующей операции – вытяжке, отводится второстепенная роль (штамповка деталей с $\lambda > 200$).

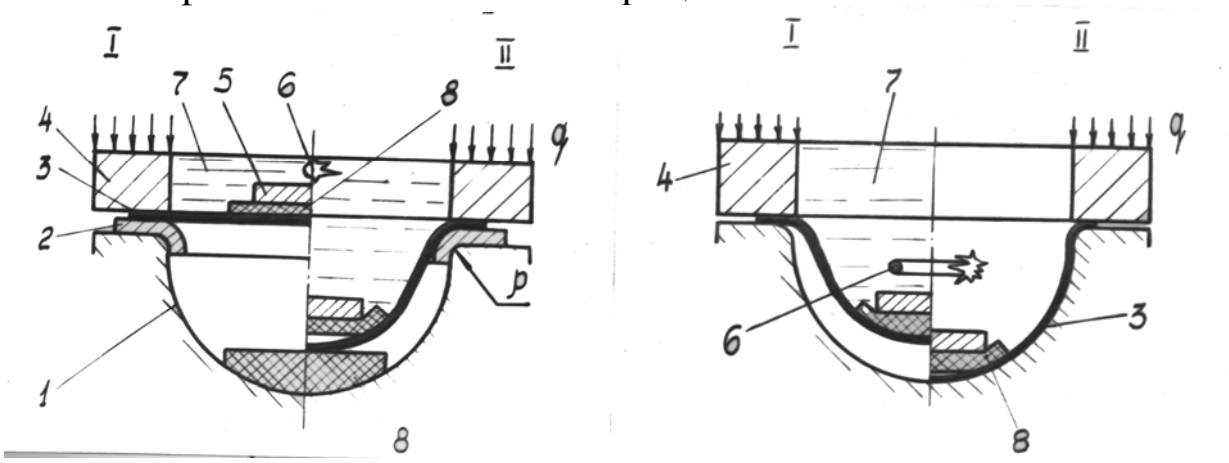
Поэтому при повышении точности штамповки тонкостенных деталей наряду с управлением напряженно-деформированным состоянием в целях исключения гофров на поверхности изделий необходимо также исследование и создание эффективных, с точки зрения техники безопасности, методов управления параметрами внешней нагрузки. Важной задачей является поиск новых энергоисточников

для штамповки деталей в условиях мелкосерийного производства, допускающих изготовление деталей с менее жесткими ограничениями правил техники безопасности.

3.1.3. ПУТИ УЛУЧШЕНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ВОЗМОЖНОСТЕЙ ТОНКОЛИСТОВОЙ ШТАМПОВКИ ДЕТАЛЕЙ

Для улучшения технологических возможностей беспрессовой тонколистовой штамповки (повышение точности увеличения степени вытяжки фланца, уменьшения локальных утонений и устранения гофров на поверхности изделий) необходимо, как было установлено ранее (в параграфе 3.1.1), целенаправленное управление напряженно-деформированным состоянием заготовки на всех этапах ее формоизменения: как при штамповке полуфабриката, так и при его доформовке.

Как показано выше, наиболее эффективны для интенсификации беспрессовой штамповки мероприятия, включающие предварительное изготовление полуфабриката, все размеры которого на 2-20% меньше размеров детали, и последующую его доформовку в условиях двухосного растяжения [11]. На рис. 3.11 приведена схема разработанного автором технологического процесса.



а б

Рис. 3.11. Способ получения крупногабаритных деталей большой гибкости: а - штамповка полуфабриката из плоской заготовки; б - двухосное растяжение полуфабриката до размеров детали.

Размеры полуфабриката регулируются сменными матричными кольцами.

Штамповка двухосным растяжением с использованием сменных технологических прокладок для регулирования размеров полуфабри-

ката технологически проще, так как не исключает возможности появления гофров на поверхности полуфабриката и поэтому позволяет использовать для интенсификации вытяжки наиболее простые технологические мероприятия, прежде всего такие, как увеличение радиусов закругления протяжных ребер матричных колец и снижение удельных давлений прижима.

Кроме этого, благодаря большей «несущей» способности донной, купольной частей полуфабриката по сравнению с периферийными предусматривается целенаправленное управление деформированным состоянием изделий, т.е. величинами деформаций, а, следовательно, и упругим последействием и кручением детали.

Для управления параметрами внешней нагрузки наиболее перспективно установление конденсированных и газовых взрывчатых веществ с использованием (в отличие от известных способов) экранов в виде жестких, не деформирующихся или деформирующихся при штамповке оребренных заготовок, масс. Это позволит уменьшить в 3-4 раза дистанцию взрыва, улучшить характер распределения внешней нагрузки по заготовке, а также целенаправленно управлять размерами зон двухосного растяжения, ограничивая при контакте возможность возникновения гофров на поверхности полуфабриката или деталей.

3.2. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОСНОВНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ГИДРОВЗРЫВНОЙ ТОНКОЛИСТОВОЙ ШТАМПОВКИ

Основными параметрами, определение которых дает возможность проектировать рациональные технологические процессы тонколистовой штамповки деталей, являются размеры заготовки и полуфабриката, потребные работы пластического деформирования при штамповке полуфабриката и последующей его доформовке, потребные веса зарядов взрывчатых веществ (ВВ), а также дистанция взрыва и характер распределения деформаций на стенках изделий.

Исследование процесса пластического формоизменения с учетом утонения стенок при штамповке полуфабриката и его двухосном растяжении может быть отнесено к числу наиболее сложных задач теории пластичности. Это обусловлено значительным изменением геометрии заготовки и, в особенности, полуфабриката при их штамповке, неопределенностью границ пластических зон с различным характером напряженно-деформированного состояния.

Поэтому в работе для определения основных технологических параметров принят ряд допущений: процесс предполагается осесимметричным, такие эффекты, как «утяжка», неравномерная, обусловленная анизотропностью материала, вытяжка, отсутствуют. Формоизменение предполагается устойчивым и происходит при совместном влиянии на процесс деформирования периферийных (зона фланца и у протяжного ребра) и донных участков заготовки. При оценке параметров внешней нагрузки, регулируемой с помощью экранов, считаем, что распространение ударных волн происходит в соответствии с законом линейной акустики.

Теоретическая модель распространения ударных волн предполагается следующей [30, 49, 54, 103, 106, 130, 156]. В случае падения сферической волны СВ (рис. 3.12) на преграду конечной толщины $h_э$ за преградой возникает сложная система волн типа $П_{ppp}$, $П_{psp}$, $П_{pRp}$.

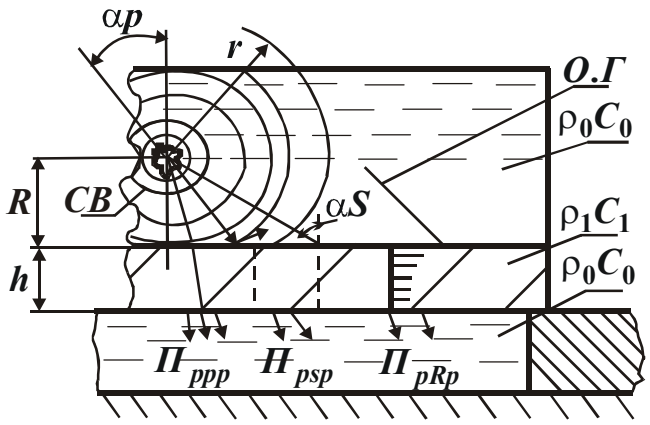


Рис. 3.12. Распространение ударных волн за экраном – плоской преградой.

Для углов падения волн $\alpha < \alpha_{kp}$ сферической волны СВ в экране возбуждаются преимущественно продольные волны. Вместе с тем, возбуждаются и поперечные волны, более интенсивные в более толстых листах. После прохождения эти волны образуют за экраном в передающей среде-воде суммарную $П_{ppp}$ продольную проходящую волну.

Та же сферическая волна СВ для углов падения $\alpha_p < \alpha < \alpha_s = arctg\dfrac{c_0}{c_{p_э}}$ ($c_{p_э}$ - скорость поперечной волны экрана) возбуждает в слое поперечные волны, создающие за экраном продольную проходящую волну $П_{psp}$.

Для углов падения от α_p до α = 90° в экране возбуждается еще один тип волн, фронт которых перпендикулярен к границе слоя. Амплитуда волны уменьшается по экспоненциальному закону от границы вглубь экрана. Эта волна (релеевская) возбуждает за экраном продольную проходящую волну $П_{pRp}$.

Кроме рассмотренных волн - волн излучения колеблющейся поверхностью, существуют гидродинамические волны, создаваемые экраном, колеблющимся как твердое тело [54].

Таким образом, волновое поле, создаваемое экраном, образовано системой преломленных и излучаемых движущимся экраном волн.

Однако, необходимые сведения (как теоретические, так и экспериментальные) для расчета характера перераспределения внешней нагрузки за экранами отсутствуют. Поэтому для практических расчетов необходима разработка методики, позволяющей определить поле нагрузки.

3.2.1. ВЫБОР РАСЧЕТНОЙ СХЕМЫ

Экспериментальные исследования деформированного состояния деталей и условий их формоизменения на этапе двухосного растяжения полуфабриката показали, что определяющее влияние на распределение деформаций и устранение гофров оказывает соотношение размеров полуфабриката и изделия (диаметров и глубин) и величин утонений в опасном сечении полуфабриката (в купольной зоне) и детали [49, 54].

При определении режимов формоизменения принято, что на всех этапах штамповки деталей деформированное состояние полуфабриката и детали может быть оценено из анализа условия [87] обеспечения равновесия между силами сопротивления труднодеформируемых периферийных зон и «несущей» способностью донной (смачиваемой) частью заготовки.

Это условие может быть представлено как [87]:

$$\sigma_{шт} \geq \sigma_{пз} = \sigma_{пд} + \sigma_{тр} + \sigma_{изг}, \qquad (3.1)$$

где $\sigma_{шт}$ - напряжение в опасном сечении заготовки; $\sigma_{пз}$ - суммарное напряжение в труднодеформируемой зоне заготовки, определяемое сопротивлением пластическому течению $\sigma_{пд}$, трению в этой зоне $\sigma_{тр}$ и изгибу $\sigma_{изг}$ материала вокруг протяжного ребра ρ.

Из уравнения (3.1) можно прийти к выводу [5, 32], что штамповка осуществляется с перемещением периферийных зон (вытяжкой), если работа деформирования периферийных зон заготовки меньше работы деформирования донной части заготовки

$$W \le \sum_{1}^{m} W_i \,. \tag{3.2}$$

Условие (3.2) позволяет определять среднюю интенсивность деформации одной из зон заготовки (периферийной или купольной), если известна средняя интенсивность деформации другой:

$$e_{i_{пз}} = e_{i_{дч}} \left(\frac{W_{пз}}{W_{дч}} \right)^{\frac{1}{1+n}} . \tag{3.3}$$

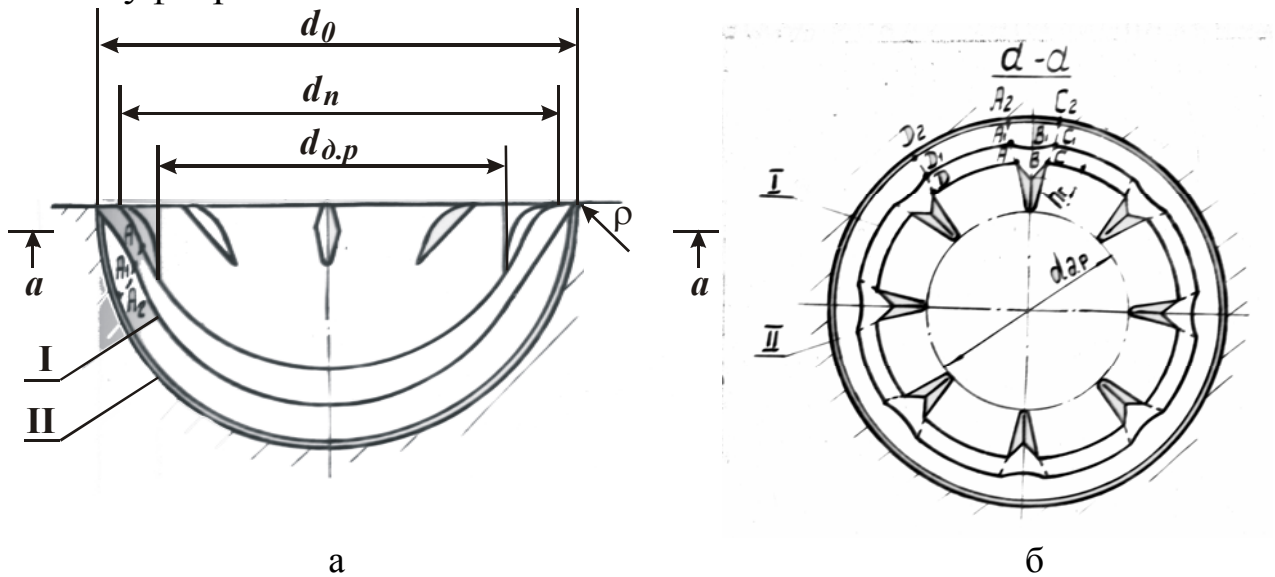
Полученная зависимость дает возможность оценивать условия для управления характером деформированного состояния, регулируя размеры зон деформации периферийных и купольных участков заготовки и производить оценку режимов формоизменения.

Исходя из вышеизложенного, деформирование полуфабриката в условиях его двухосного растяжения описывается схемой (рис. 3.13).

В соответствии с принятой схемой, подтвержденной экспериментально [157], процесс формоизменения полуфабриката разделяется на два этапа:

а) изгиб кольцевого участка вокруг протяжного ребра матрицы без или при малом изменении формы купольной зоны полуфабриката;

б) совместное деформирование купольной и периферийной зоны полуфабриката.



а б

Рис. 3.13. Схема двухосного растяжения полуфабриката: а – характер изменения формы полуфабриката в меридиональном сечении и б – в широтном.

На первом этапе деформации купольной зоны, обусловленные

ее разгибанием и растяжением, не превосходят 3%. Полуфабрикат принимает форму, близкую в зоне протяжного ребра матрицы ρ к конической, распрямление гофра ABC происходят без деформаций прилегающего к нему участка $АД$.

На втором этапе происходит окончательная доформовка полуфабриката. В отличие от первого этапа формоизменение сопровождается интенсивным деформированием купольной зоны полуфабриката в условиях двухосного растяжения. На всех этапах формоизменения площадь поверхности детали больше, чем полуфабриката F_n:

$$F > F_n. \qquad (3.4)$$

Связь между площадями поверхности детали и полуфабриката при отсутствии смещения фланца (на вторых переходах технологически в большинстве случаев это необходимо и обеспечивается искусственным увеличением сил трения на фланце) может быть представлена как

$$F = \left(1 + e_\varphi + e_\theta\right) \cdot F_n. \qquad (3.5)$$

При этом наиболее существенное влияние на процесс двухосного растяжения оказывает влияние соотношения между меридиональными и тангенциальными деформациями, геометрия гофров, размеры зоны двухосного растяжения, степень раздачи.

Считаем, что гофры на фланце и протяжном ребре отсутствуют или не оказывают влияния на процесс раздачи полуфабриката вследствие чего при деформировании вершина гофра (точка B) смещается по радиусу, а точки A и C - произвольно по кривой AA и CC до тех пор, пока работа растяжения гофра станет равной работе растяжения примыкающей к гофру зоны $АД$. После этого этапа начинается совместное деформирование почти выпрямленного гофра и примыкающей к нему оболочки вплоть до соприкосновения со стенками матрицы. Условия штамповки при этом близки к равномерной раздаче, когда все точки перемещаются по нормали к поверхности.

Как видно из приведенной расчетной схемы, деформирование в условиях двухосного растяжения может быть отнесено к сложным задачам теории пластичности. На окончательное получение детали влияет деформированное состояние полуфабриката, его размеры, величина гофров, т.е. возникает ряд задач, которые не нашли еще решения, достаточно приемлемого для их практического применения при проектировании технологических процессов тонколистовой штамповки.

3.2.2. ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ ПОЛУФАБРИКАТА

В исходном состоянии деформированное состояние полуфабриката с погрешностью [29], не превышающей 5%, может быть определено как

$$e_{\varphi} = \frac{1}{2}\left(\frac{f_n}{r_{\partial p}}\right)^2 \cdot \left[1 - \left(\frac{r}{r_{\partial p}}\right)^2\right], \tag{3.6}$$

$$e_{\theta} = \frac{1}{2}\left(\frac{f_n}{r_{\partial p}}\right)^2 \cdot \left[1 - \left(\frac{r}{r_{фл}}\right)^2\right]. \tag{3.7}$$

Для оценки e_{φ} определим величину радиуса зоны двухосного растяжения $r_{\partial p}$ обратимся к схеме (рис. 3.14).

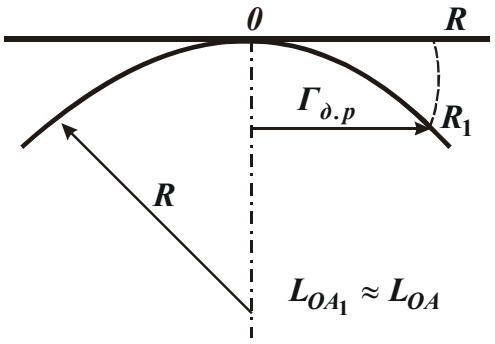


Рис. 3.14. Схема формообразования купольной зоны полуфабриката.

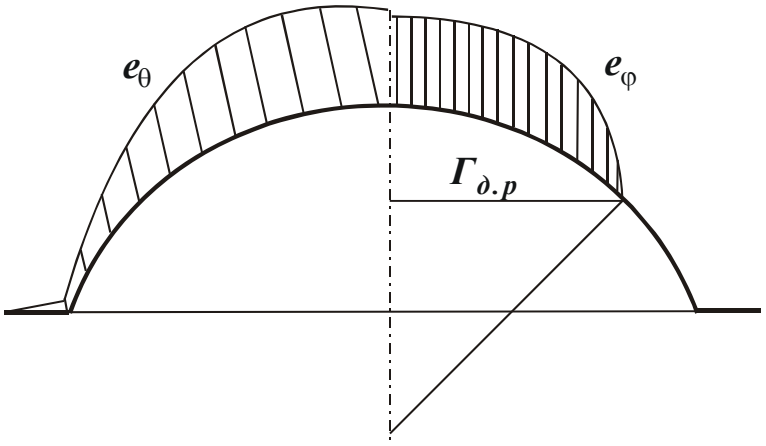


Рис. 3.15. Распределение деформаций e_{θ} и e_{φ} на стенках полуфабриката.

Считаем, что каждая точка A заготовки в результате изгибания и меридионального растяжения переходит в соответствующую точку A_1. Установим, что на поверхности полуфабриката имеются две зоны, граница которых определяется радиусом $r_{\partial p}$. В купольной зоне возникает напряженное состояние, близкое к двухосному растяжению, а в периферийной – растяжению- сжатию.

Размеры зоны двухосного растяжения определим из уравнений (3.7) и (3.8):

$$R \cdot \alpha_{\partial p} = r \cdot \left(1 + \frac{2}{3} e_{\theta}\right), \tag{3.8}$$

$$2\pi \cdot R \cdot \sin\alpha_{\partial p} = 2\pi \cdot R \cdot \left(1 + \frac{\sigma_r}{E}\right). \qquad (3.9)$$

Исключив параметры r, R, получим:

$$\frac{\alpha_{\partial p}}{\sin\alpha_{\partial p}} = \frac{1 + \frac{2}{3}e_\theta}{1 + \frac{\sigma_s}{E}}. \qquad (3.10)$$

Из уравнения (3.10) можно установить максимально допустимое значение $\alpha_{\partial p}$

$$\alpha_{\partial p} \le \frac{\pi}{6} \cdot \frac{\left(1 + \frac{\sigma_s}{E}\right)}{\left(1 + \frac{2}{3}e_\theta\right)}. \qquad (3.11)$$

Тогда можно определить максимальные размеры зоны двухосного растяжения, задав ее радиусом

$$r = r_{\partial p} = R \cdot \sin\alpha_{\partial p}. \qquad (3.12)$$

Зная размеры зоны $r_{\partial p}$, можно более точно оценить качество штампуемых деталей (распределение и величину утонений, размеры сгофрировавшей зоны и величину гофров) и определить величину работы пластической деформации.

Полученная зависимость (3.11) позволяет определить по уравнению (3.7) величину тангенциальной деформации, а также размеры сжато-растянутых, опасных в смысле возникновения гофров, зон заготовки - как разность между радиусами деталей и зоны двухосного растяжения ($\Delta r = r_0 - r_{\partial p}$).

3.2.3. ОЦЕНКА ВЕЛИЧИНЫ ГОФРОВ НА ПОВЕРХНОСТИ ПОЛУФАБРИКАТА И СТЕПЕНИ РАЗДАЧИ

Величина гофров на поверхности полуфабриката из-за существующих математических трудностей может быть определена лишь приблизительно при следующих допущениях: 1) пластическими деформациями в тангенциальном направлении e_φ в зоне растяжения-сжатия можно пренебречь ввиду их малости; 2) на параметры гофров (их относительную высоту и расположение) механические свойства штампуемого металла влияния не оказывают.

Расчетные схемы приведены на рис. 3.16 и рис. 3.17.

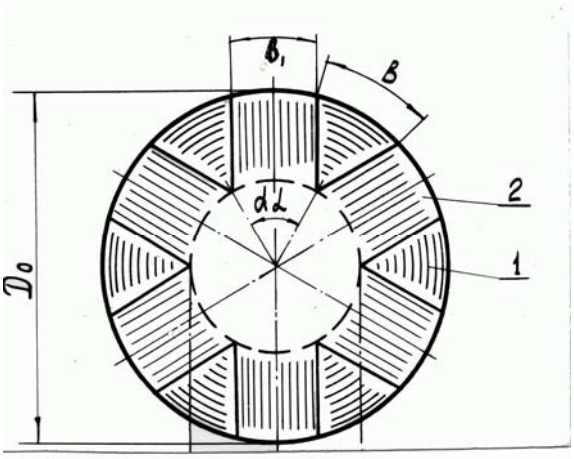


Рис. 3.16. Схема возникновения гофров на фланце.

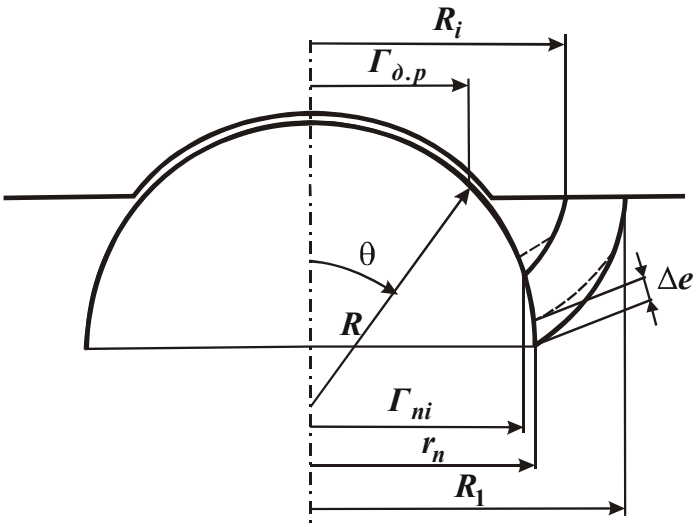


Рис. 3.17. Схема возникновения гофров на поверхности полуфабриката.

На фланце гофры образуются из вытесняемого избыточного материала, находящегося в треугольнике ***ABC*** (рис. 3.16). Площадь избыточного материала

$$F_{изб} = \pi\left(R^2 - r^2\right) - 2\pi \cdot r_0\left(R_0 - r_0\right). \qquad (3.13)$$

Считаем, что форма гофра при потере устойчивости близка к синусоиде

$$y = h_r \cdot \sin\frac{\pi \cdot x}{l}$$

и, определив как разность между длиной дуги и хорды, сжатие (укорочение) треугольного элемента на величину Δ, найдем

$$\Delta = \frac{1}{2}\int_0^{br} (y_1)^2 dx = \frac{\pi^2}{4} \cdot \frac{h_r^{\,2}}{b_r}.$$

Задав по технологическим соображениям допустимую высоту гофров не более $h_r \le (1-2)S_0$, определим возможное число гофров

$$n_p = \frac{\sum_1^n F_\Delta}{F_r} = \frac{\pi}{6} \cdot \lambda(k_0 - 1) \qquad (3.14)$$

и степень вытяжки фланца

$$k_ф = \frac{R_0}{R_ф} = \frac{1}{1 - \frac{\pi}{8} n_r h_r^{\,2} / b_r R_0}. \qquad (3.15)$$

Из приведенной зависимости можно установить, что при тонко-

листовой штамповке в случае трудностей предупреждения гофров увеличение степени вытяжки фланца связано с увеличением числа гофров n_r и уменьшением их ширины b_r.

Поэтому можно сделать вывод, что при малых степенях вытяжки $k_ф \leq 1{,}12$ возможно снижение до минимума удельных давлений прижима – использование гравитационных прижимов и гидроприжимов с удельным давлением менее $(1{,}0\ldots1{,}2)\cdot10^3$ кН/м^2 [132, 156].

Результатами экспериментов, приведенными в третьем разделе работы, подтверждена правомочность такого вывода.

При оценке количества гофров на поверхности будем исходить из экспериментальных данных [122, 203, 157]

$$\frac{1}{4} n_r \leq n_{r_n} \leq n_r .$$

При этом, чем больше количество гофров на поверхности полуфабриката, тем больше вероятность равномерного распределения (или близкого к нему) материала сгофрированной оболочки и, следовательно, лучшие условия для устранения гофров при двухосном растяжении.

Принимая, что поверхность сжато-растянутой части полуфабриката сферическая, получаем

$$F_{шп} = 2\pi \cdot R^2 \cdot \left(\cos\alpha_{др} - \cos\theta\right),$$

где все обозначения понятны из рис. 3.17.

Так как гофры возникают вследствие избыточной площади

$$\Delta F = F - F_{шп} = \pi\left[r_n^2 \cdot \left(k_0^2 - k_ф^2 + 1\right) - r_{др}^2\right] -$$

$$- \frac{\pi \cdot {r_n}^2}{2 {f_n}^2} \cdot \left[1 + \left(\frac{f}{r_n}\right)^2\right] \cdot \left(\cos\alpha_{др} - \cos\theta\right), \qquad (3.16)$$

определяя максимально возможную тангенциальную деформацию

$$e_\varphi = ln \frac{2\pi \cdot R_1}{2\pi \cdot r_n} = ln \sqrt{{k_0}^2 - {k_ф}^2 + 1}\,, \qquad (3.17)$$

можно из условия

$$\Delta F = F_{шп} \cdot \left(e_\theta - e_\varphi\right) \qquad (3.18)$$

найти меридиональную деформацию

$$e_\theta = \frac{\Delta F - F_{шп} \cdot e_\varphi}{F_{шп}}\,. \qquad (3.19)$$

С другой стороны, для упрощения расчетов значение можно найти

$$e_\theta = \frac{3}{2} \cdot ln \frac{L_\partial}{L_n} = \frac{3}{2} \cdot ln \frac{\frac{R}{R_n} \cdot \frac{\theta}{\theta_n}}{1 + (\frac{\pi}{2}\rho + 2l) / 2R_n\theta_n}, \qquad (3.20)$$

где L_∂, L_n – длины меридиана детали и полуфабриката.

Откуда, учитывая связь между деформациями e_φ и e_θ, и задаваясь его

$$\frac{e_\varphi}{e_\theta} = \frac{2m-1}{2-m} = 0{,}7...1{,}0,$$

где $m = \frac{\sigma_\varphi}{\sigma_\theta}$, можно за одно-два приближения найти рациональное соотношение между площадями детали и полуфабриката.

Однако для технологических расчетов более приемлем полуэкспериметальный метод, в соответствии с которым размеры полуфабриката определяются по условному коэффциенту раздачи

$$k_p = 1 + e_\varphi - \alpha \cdot e_\theta, \qquad (3.21)$$

где α - коэффициент, учитывающий соотношение между глубиной детали и полуфабриката и возможность втягивания в полость матрицы материала фланца; находится экспериментально (α = 1,0...1,2).

Из выражения (3.21) можно сделать важный практический вывод о том, что увеличение меридиональных деформаций при двухосном растяжении полуфабриката нежелательно, так как это приводит к необходимости увеличивать степень его раздачи, ухудшает условия устранения гофров, а также повышает начальную степень вытяжки при штамповке полуфабриката.

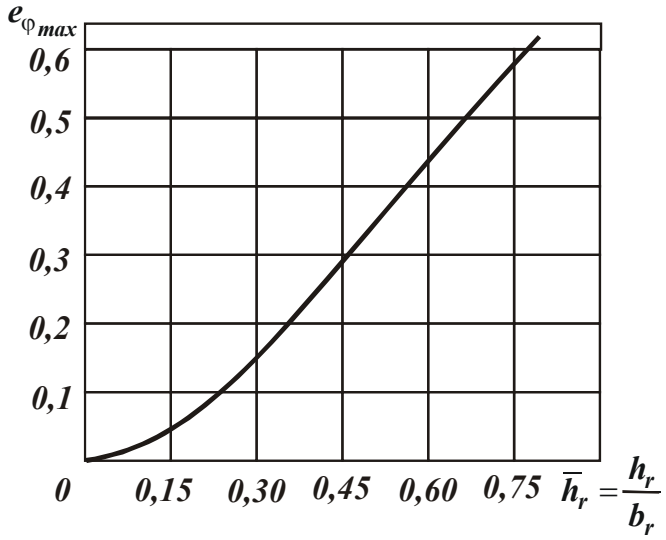


Рис. 3.18. Изменение функции e_φ.

Отсюда становится очевидным, что для снижения e_θ необходимо свести до минимума нагрузку на купольную зону полуфабриката. Это возможно при использовании экранов с малым коэффициентом экранирования ($\bar{P}_э \leq 0{,}1$ –

многослойные экраны ($d_э \geq d_{др}$) или в виде полых замкнутых оболочек), а также при искусственном увеличении жесткости купольной зоны полуфабриката (наиболее простое решение вопроса – увеличение его глубины штамповки $f_n \to f$).

Произведем расчеты потребной степени раздачи в зависимости от высоты гофров и размеров полуфабриката (его глубины), допустимого утонения стенок, считая, что форма поверхности полуфабриката и детали близка к сферической.

В этом случае тангенциальная деформация определится как

$$e_\varphi = ln \frac{2\pi(r_i - r_{др})}{2\pi(r_{i*} - r_{др*})}, \qquad (3.22)$$

где r_i - радиус, определяющий положение произвольной точки A (рис. 3.12) в сжато-растянутой зоне полуфабриката; r_{i*}, $r_{др*}$ – радиусы, определяющее положение соответственно точки A и точки, определяемой координатой на полуфабрикате, после его раздачи.

С другой стороны

$$e_\varphi = ln \frac{l_{ABC}}{l_{AC}} = ln \frac{2 \cdot \sqrt{\frac{b_r^2}{4} + h_r^2}}{\zeta \cdot b_r}, \qquad (3.23)$$

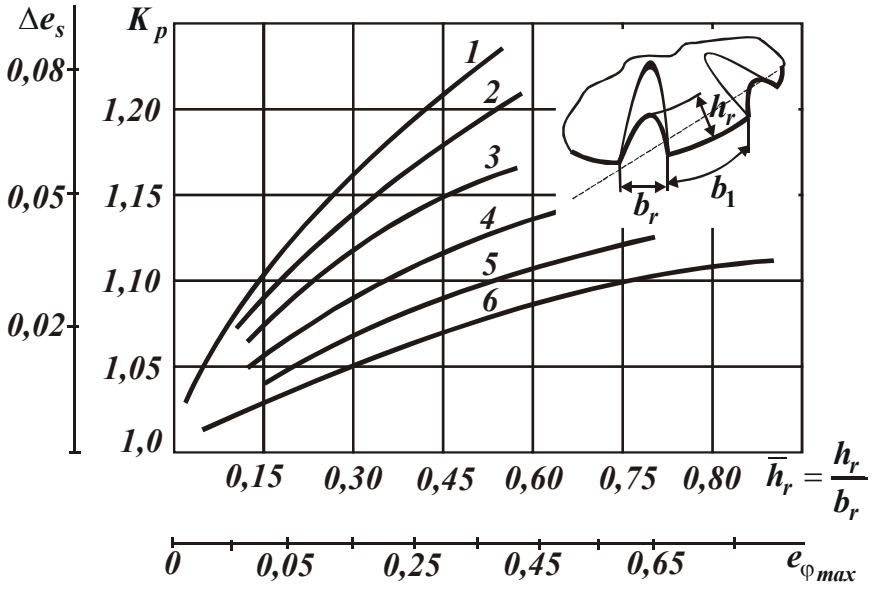


Рис. 3.19. Величина степени раздачи:

$K_p = 1 + e_\varphi + \alpha e_\theta$, $\alpha = 0{,}5$; 1 - $\frac{b_1}{b_r}$=0,5; 2 - $\frac{b_1}{b_r}$=0,6; 3 - $\frac{b_1}{b_r}$=0,8; 4 - $\frac{b_1}{b_r}$=1,0; 5 - $\frac{b_1}{b_r}$=2,0; 6 - $\bar{b}_r = \frac{b_1}{b_r} \geq 4$.

где ζ – учитывает, во сколько раз длина дуги окружности больше хорды, ее стягивающей.

Взяв среднее значение ζ = 1,01, получим

$$e_\varphi = ln 1{,}88 \times \sqrt{h_r^2 + 0{,}25}. \qquad (3.24)$$

Зависимость (3.24) позволяет находить значения e_φ, задаваясь относительной высо-

той гофра или, наоборот, задаваясь e_φ по уравнению (3.5).

Результаты вычислений основных зависимостей (3.17), (3.21), (3.24) приведены на рис. 3.18 и рис. 3.19.

Приведенные данные позволяют проектировать технологический процесс штамповки с учетом возможной потери устойчивости в виде гофров на стенках полуфабриката.

Для других случаев, когда поверхности полуфабриката и детали отличны от сферической, можно рекомендовать полуэкспериментальное определение технологических параметров на модельных образцах с использованием при необходимости для расчетов ЭВМ или номограмм.

3.2.4. ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЗМЕРОВ ЗАГОТОВКИ

Правильный выбор размеров заготовки не только увеличивает коэффициент полезного использования металла, но и способствует улучшению условий вытяжки фланца и, следовательно, получению деталей хорошего качества.

Размеры заготовки могут быть определены из условия, что площадь ее поверхности равна с точностью до величины технологического припуска площади поверхности детали, т.е.

$$F_{заг} = F + \Delta F - \Delta F_{ут}, \qquad (3.25)$$

где $F_{заг}, F$ - соответственно площадь заготовки и детали; ΔF – площадь технологического припуска

$$\Delta F = \Delta F_1 + \Delta F_2 + \Delta F_3, \qquad (3.26)$$

ΔF_1, ΔF_2, ΔF_3 – учитывают соответственно "утяжку" фланца, анизотропию материала, необходимость по технологическим соображениям увеличения радиуса закругления вытяжной кромки матричного кольца или матрицы; $\Delta F_{ут}$ – приращение площади заготовки из-за утонения материала

$$\Delta F_{ут} = F_{др} \cdot \left(e_\varphi + e_\theta\right) = \pi \cdot r_{др}^2 \cdot \left(e_\varphi + e_\theta\right). \qquad (3.27)$$

Тогда диаметр заготовки

$$D_{заг} = d_0 \cdot \left(k_{0_T} + \sqrt{\frac{\Delta F - \Delta F_{ут}}{F_0}} \right), \qquad (3.28)$$

$$k_{0_T} = \sqrt{\frac{F}{F_0}}, \qquad F_0 = \pi \cdot r_0^2, \tag{3.29}$$

$$F = \sum_1^i \int_1^{r_i} \sqrt{1 + [y_i'(r)]^2} \cdot y_i(r) \cdot dr,$$

где $y_i(r)$ - уравнение образующей детали на i- участке.

Снижение припуска до минимума в разработанном технологическом процессе по сравнению с традиционным достигается благодаря целенаправленному управлению размерами зон деформации – отношение диаметра заготовки к диаметру протяжного отверстия матричного кольца на начальных этапах формоизменения $k_{0T} \geq 1{,}4$.

В этом случае $\Delta F_1 = 0$, $\Delta F_3 = 0$

$$F_2 = F_2 = \frac{\pi}{2}\left[2\pi r_0(\rho_{max} - \rho_{min}) + 2{,}28\left(\rho_{max}^2 - \rho_{min}^2\right)\right]. \tag{3.30}$$

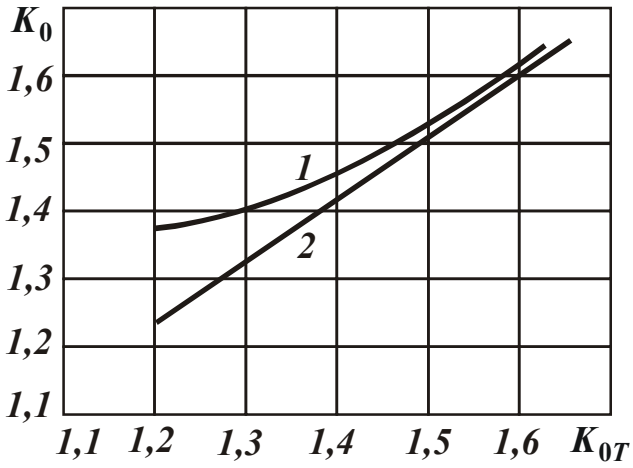


Рис. 3.20. Начальный коэффициент вытяжки при однооперационной штамповке (1) и новом способе двухоперационной (2) штамповке.

Кроме того, зная размеры зон двухосного растяжения и связь между величиной деформации в купольной и периферийной зонах, можно учесть приращение поверхности заготовки из–за утонения

$$\Delta F_{ут} = F_0 \cdot e_{icp}. \tag{3.31}$$

Из приведенных зависимостей можно установить (рис. 3.20), что двухоперационная штамповка с двухосным растяжением полуфабриката позволяет на 5...12% увеличить КИМ, причем большие значения КИМ соответствуют условиям штамповки заготовок с малыми коэффициентами вытяжки $k_0 \leq 1{,}4$.

3.2.5. ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЗМЕРОВ ПОЛУФАБРИКАТА

Размеры полуфабриката необходимо находить с учетом величины утонений его купольной зоны. При доштамповке полуфабриката дополнительное утонение купольной зоны можно определить, зная приращение поверхности при доформовке полуфабриката:

$$\Delta F_n = F - F_n = F_n \cdot \left(\Delta e_\varphi + \Delta e_\theta\right),$$

$$F = \pi\left(r_0^2 + f^2\right),$$

$$F_n = \pi\left(r_{0n}^2 + f_{n1}^2\right).$$

Считая, что здесь Δe_θ и Δe_φ – приращение деформаций в меридиональном и тангенциальном направлениях, получим, что утонение

$$\Delta e_S = 2\Delta e_\varphi = \frac{4\left(\bar{f}^2 - \bar{f}_{n1}^2\right)}{1 + 4\bar{f}_{n1}^2}. \qquad (3.32)$$

Данное выражение позволяет определить рациональную глубину штамповки полуфабриката с учетом утонения его купольной зоны, появляющегося на втором этапе формообразования (раздаче), как

$$f_{штn} = f_{n_1} - \Delta f, \qquad (3.33)$$

где f_{n_1} – глубина полуфабриката после первой стадий формообразования в соответствии с принятой расчетной схемой в условиях двухосного растяжения

$$f_{n1} = 0{,}5 \cdot d_0 \cdot \sqrt{\frac{4\bar{f}^2 - \Delta e_S}{1 + \Delta e_S}}, \qquad (3.34)$$

Δf – увеличение глубины полуфабриката за счет разгибания и растяжения его периферийных участков (у протяжного ребра)

$$\Delta f = \left(1 + \Delta e_{\theta P}\right)\frac{\pi}{2} \cdot \rho \cdot \sin A, \qquad (3.35)$$

$\Delta e_{\theta P}$- меридиональная деформация периферийных участков полуфабриката

$$\Delta e_{\theta P} = ln\frac{L\rho}{L\rho_{n1}} = \Delta e_{кз1} \cdot \left(\frac{W_{кз}}{W_{пз}}\right)^{\frac{1}{1+n}}, \qquad (3.36)$$

$\Delta e_{кз1}$ - меридиональная деформация купольной зоны полуфабриката в конце первого этапа двухосного растяжения $\Delta e_{кз1} \leq 0{,}03$; $\angle A$ – угол между касательной к образующей полуфабриката и горизонтальной прямой в средней точке периферийного участка после первого этапа формоизменения (рис. 3.13,а), зависит от соотношения между диаметрами полфабриката d_n и детали d_0, можно считать $\sin\angle A$= 0,65.

Расчеты показывают, что глубина штамповки полуфабриката должна быть

$$f_{шт} \geq (0,35 \ldots 0,5) d_n \cdot \sqrt{\frac{4\bar{f}^2 - \Delta e_S}{1 + \Delta e_S}}. \qquad (3.37)$$

Диаметр полуфабриката определяется как

$$d_n = \frac{d_0}{k_p}. \qquad (3.38)$$

При этом должно выполняться условие

$$K_{on} = \frac{D_0}{d_n} \leq 1 + 0{,}66 \cdot [e_i]_n^{0,5} = 1{,}64. \qquad (3.39)$$

При $k_{on} > 1{,}64$ необходимо, как показали эксперименты, уменьшить глубину штамповки по сравнению с определенной по зависимости (3.37) на 15...20% и использовать прием интенсификации процесса – повторную доштамповку полуфабриката в условиях двухосного растяжения с $k_{p2} = (0{,}8 \ldots 0{,}9) \cdot k_{p1}$ с таким расчетом, чтобы на втором переходе $k_{on} \leq 1{,}4 \ldots 1{,}5$.

Зная глубину штамповки и диаметр полуфабриката, можно определить и необходимую степень вытяжки фланца $k_ф$.

Степень вытяжки фланца $k_ф$ найдем с учетом утонений в купольной зоне полуфабриката e_S. Утонение в купольной зоне

$$e_S = \left(\frac{f_{др}}{r_{др}} \right)^2, \qquad (3.40)$$

где $f_{др}$ - глубина сегмента, радиус основания которого соответствует радиусу зоны двухосного растяжения (мембранной) $r_{др}$.

Тогда необходимая глубина полуфабриката, обеспечиваемая вытяжкой материала фланца, равна:

$$f_{фл} = f_{шт_n} - f_{др} = f - r_{др} \cdot \sqrt{e_s}. \qquad (3.41)$$

С другой стороны, можно считать, что [15]:

$$f_{фл} = \frac{r_0}{2k_0} \left[k_0^2 - k_ф^2 + 1{,}7 \cdot \frac{\bar{\rho}}{\lambda} - 0{,}65 \left(\frac{\bar{\rho}}{\lambda} \right)^2 \right]. \qquad (3.42)$$

Степень вытяжки $k_ф$ можно определить из выражений (3.41) и (3.42):

$$k_{ф} = \sqrt{{k_0}^2 + 1{,}7 \cdot \frac{\overline{\rho}}{\lambda} - \frac{2 \cdot (f - r_{дp} \cdot \sqrt{e_S}) \cdot k_0}{r_0}}. \qquad (3.43)$$

Уравнения (3.28), (3.37), (3.38), (3.43) позволяют рассчитывать основные параметры, определяющиеся размеры полуфабриката: диаметр заготовки, глубину штамповки и диаметр полуфабриката, необходимую степень вытяжки фланца с учетом деформированного состояния детали, ее гибкости и относительной величины радиуса закругления матричного кольца.

3.2.6. ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАБОТЫ ДЕФОРМИРОВАНИЯ ПОЛУФАБРИКАТА

При штамповке полуфабриката из плоской заготовки работа деформирования может быть определена как [15, 132]:

$$W = W_{фл} + W_{\Delta r} + \Delta W_{дч}, \qquad (3.44)$$

где $W_{фл}, W_{\Delta r}, \Delta W_{дч}$ – соответственно работы деформирования фланца, периферийной зоны, расположенной между кромкой матричного кольца и зоной двухосного растяжения, купольной зоны.

Значения работ $W_{фл}$ и $W_{дч}$ могут быть найдены по уравнениям

$$W_{фл} = \frac{B}{1+n} \cdot \left(k_0^2 - 1\right) \cdot \left[\frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \frac{k_0 - k_Ф}{k_0 - 1} \cdot ln\, k_0\right]^{(1+n)} \cdot \pi \cdot r_0^2 \cdot S_0, \qquad (3.45)$$

$$W_{дч} = \frac{B}{1+n} \cdot \left(e_{i_{срдч}}\right)^{(1+n)} \cdot \pi \cdot r_0^2 \cdot S_0, \qquad (3.46)$$

где $e_{i_{срдч}}$ – средняя интенсивность деформаций донной части заготовки; $k_{ф} = \frac{D_0}{D_{ф}}$ – коэффициент вытяжки фланца, определяемый отношением диаметра заготовки D_0 к диаметру фланца после вытяжки $D_{ф}$; B, n – коэффициенты, определяющие механические характеристики материала, $\sigma_i = B \cdot e_i^n$.

Работу $W_{\Delta r}$ определим как

$$W_{\Delta r} = W_{\Delta r} = \frac{B}{1+n} \cdot \pi \left(r_0^2 - r_{дp}^2\right) \cdot s_0 \left(e_{i_{ср\Delta r}}\right)^{(1+n)}, \qquad (3.47)$$

где

$$e_{i_{cp\Delta r}} = \frac{2}{3} \cdot e_{\theta_{\Delta r}}. \qquad (3.48)$$

Для упрощения технологических расчетов заменим $\frac{B}{1+n}$ значением $\xi(n) \cdot \sigma_b$. Тогда суммарная работа деформирования плоской заготовки при изготовлении полуфабриката будет равна

$$W = \xi(n) \cdot \sigma_b \cdot \pi r_0^2 \left[\left(e_{i_{cp\phi}} \right)^{(1+n)} + \left(e_{i_{cp\Delta r}} \right)^{(1+n)} + \left(e_{i_{cp\partial ч}} \right)^{(1+n)} \right], \qquad (3.49)$$

где

$$\xi(n) = exp \frac{n}{1+n} \cdot n^n. \qquad (3.50)$$

Значения $\xi(n)$ приведены на рис. 3.21. Расхождения между значениями $\xi(n)$, вычисляемыми по данным ряда авторов, могут для большинства металлов (при $n < 0{,}3$) считаться несущественными [58, 61] (менее 15-20%).

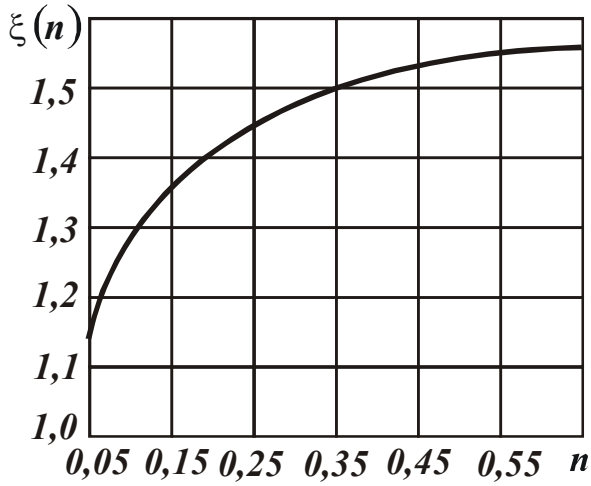


Рис. 3.21. Значения $\xi(n)$.

Работу деформирования полуфабриката в условиях двухосного растяжения определяем по методике [5].

Считаем полученный после первой операции штамповки-вытяжки полуфабрикат сферической оболочкой. Схема деформирования такой оболочки представлена на рис. 3.13. Согласно принятой схеме деформирование происходит поэтапно.

На первом этапе гофры постепенно уменьшаются за счет их растяжения в тангенциальном и меридиональном направлениях. При этом деформации прилегающих к гофрам зон полуфабриката несущественны. Следовательно, можно считать, что периферийная зона полуфабриката находится только в одноосном растяжении и ее работа деформирования не превышает 3....10% от общей. На втором этапе происходит деформация периферийной и купольных зон заготовки. На этом этапе работа деформирования наибольшая. Ее значение составляет 80-95% от всей потребной работы, необходимой для формоизменения полуфабриката в условиях двухосного растяжения.

При определении работы деформирования принимаем, что как

купольная часть полуфабриката, так и гофры – сферические сегменты. Формоизменение происходит за счет растяжения срединной поверхности. Исходя из этого, найдем поле скоростей течения деформируемого металла.

Считаем

$$v_r = v_\varphi = 0; \qquad v_\theta(r,\theta). \tag{3.51}$$

Для определения v_θ используем систему уравнений механики сплошных сред в сферической системе координат [5]. Учитывая зависимости (3.51), можем записать

$$\frac{1}{r}\cdot\frac{\partial v}{\partial\theta}+\frac{v_\theta\cdot ctg\theta}{r}=0 \tag{3. 52}$$

или

$$\frac{dv_\theta}{d\theta}+\frac{v_\theta\cdot ctg\theta}{r}=0.$$

Решение уравнения (3.52) имеет вид

$$ln\, v_\theta = -ln\sin\theta + N,$$

где N – произвольная постоянная, определяемая из граничных условий.

Так как $v_\theta = v_\theta(r,\theta)$ является функцией двух переменных, то для нахождения N одного уравнения недостаточно.

Поэтому воспользуемся условием, что [159]

$$\frac{\partial v_\theta}{\partial r}=\frac{v_\theta}{r}.$$

Решение этого уравнения также определяет скорость v_θ

$$ln\, v_\theta = ln\, C\cdot r$$

или

$$v_\theta = C\cdot r.$$

Граничные условия

при θ = 0, $v_\theta = 0$;

при $\theta = \alpha_{\partial p}$, $v_\theta = v_0$, $r = R_0$.

Отсюда

$$v_0 = \frac{v_0 r}{R_0}\cdot\frac{\sin\theta}{\sin\theta_1}. \tag{3.53}$$

Определим поле деформаций. Согласно [5]:

$$\varepsilon_{rr} = \frac{v_0}{r}\cdot\frac{\partial e_r}{\partial\theta}-2\cdot\frac{v_\theta}{r}\cdot e_{r\theta}=0,$$

$$\varepsilon_{\theta\theta} = \frac{v_\theta}{r} \cdot \frac{\partial e_\theta}{\partial \theta} + 2 \cdot \frac{v_\theta}{r} \cdot e_{\theta r} = \frac{v_0 r}{R_0} \cdot \frac{\cos\theta}{\cos\theta_1},$$

$$\varepsilon_{\varphi\varphi} = \frac{v_0}{r} \cdot \frac{\partial e_\varphi}{\partial \varphi} = \frac{v_\theta}{r} \cdot \frac{\cos\theta}{\cos\theta_1}.$$

Решение этих уравнений дает:

$$e_{\theta r} = e_{r\theta} = 0, \qquad e_\varphi = e_\theta = f(\theta, r), \tag{3.54}$$

$$e_r = e_{Sn}, \qquad e_\theta = \ln C_1 \cdot \sin\theta = \ln(1 + \Delta e_S) \cdot \cos\theta,$$

где e_{Sn} – деформация купольной зоны до раздачи, т.е. полученная после первого штамповочного перехода; e_S – деформация после второго перехода, $e_S = e_{Sn} + \Delta e_S$.

В периферийной зоне $e_{Sn} = 0$, так как определяет деформацию на вершине гофра. В купольной зоне деформация e_{Sn} может быть определена как

$$e_{Sn} = \ln\left[\left(1 - \bar{S}_0\right) \cdot \bar{r} + \bar{S}_0\right], \tag{3.55}$$

где $\bar{S}_0$ – относительная толщина в центре заготовки

$$\bar{S}_0 = \frac{S(r=0)}{S_0} = 1 - C_1 z, \tag{3.56}$$

здесь $C_1 = 0{,}44\ldots0{,}5$.

Тогда интенсивность деформации

$$e_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \cdot \sqrt{(e_r - e_\theta)^2 + (e_\theta - e_\varphi)^2 + (e_\varphi - e_r)^2} =$$

$$= \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{e_{Sn}^2 (1 - \Delta e_s \cdot \cos\theta)^2 + \ln^2 (1 + \Delta e_S) \cdot \cos\theta}. \tag{3.57}$$

Расчеты показывают, что с погрешностью до 10% среднюю интенсивность деформаций можно представить как

$$e_{icp} = \frac{2}{3} e_{sn}^{0,5}.$$

Тогда работа деформации

$$W = \xi(n) \cdot \sigma_b \cdot \pi r_0^2 \cdot S_0 \left(\frac{2}{3} \cdot e_{sn}^{0,5}\right)^{(1+n)}.$$

Полная же работа деформирования будет равна сумме работ деформирования донной части, фланца и участка заготовки у протяжного ребра матрицы. Ее значение

$$W = \xi(n)\cdot\sigma_b\cdot\pi r_0^2\cdot S_0\left(\left[\frac{2}{\sqrt{3}}\cdot\frac{k_0-k_\Phi}{k_0-1}\ln k_0\right]^{(1+n)}+\left[\frac{2}{3}\cdot\ln e_{sn}\right]^{(1+n)}+\right.$$

$$\left.+\left(1+\frac{r_{\partial p}^2}{r_0^2}\right)\cdot\left[\frac{2}{3}e_{sn}^{0,5}\right]^{(1+n)}\right), \qquad (3.58)$$

где $r_{\partial p}$ – радиус зоны двухосного растяжения.

Уравнение (3.58) учитывает работу деформирования фланца, купольной зоны полуфабриката, периферийного кольца Δr.

Анализ уравнения (3.58) позволяет сравнить значение работы пластической деформации купольной зоны полуфабриката со значениями работ деформирования периферийного участка и фланца.

Расчеты показывают, что суммарная работа деформирования фланца и периферийного участка полуфабриката не превышает 60% значения работы деформирования купольной зоны полуфабриката при k_0 < 1,64 и k_p <1,2.

Таким образом, очевидна возможность интенсивного растяжения периферийных участков штампуемой заготовки за счет большего сопротивления деформированию участков двухосного растяжения.

Кроме того, характерно, что работа двухосного растяжения полуфабриката в области 1,1 <k_p <1,2 в 2,5… 6,0 раз меньше работы пластической деформации при его получении из плоской заготовки. Это позволяет уменьшить на вторых переходах вес заряда ВВ в 2,5...6,0 раз и тем самым снизить механическое воздействие детали на оснастку.

3.2.7. Вес заряда

Для определения веса заряда будем исходить из рекомендаций [132, 202].

Величина заряда

$$G = \frac{W}{\eta\cdot E}, \qquad (3.59)$$

где W – работа деформирования заготовки; η – коэффициент полезного действия внешней нагрузки; E – полная работа, выделившаяся

при взрыве,

$$E = L \cdot K \cdot Q \cdot G, \tag{3.60}$$

L - механический эквивалент тепла, кГс·м/ккал; Q – теплота взрыва, ккал/кг; K – коэффициент, учитывающий неполноту детонации заряда БВВ.

Коэффициент полезного действия η может быть определен:

$$\eta = \left(\eta_{ув}^{\Sigma} + \eta_{гп}^{\Sigma}\right) \cdot \eta_{э}, \tag{3.61}$$

где значения $\eta_{ув}^{\Sigma}$ и $\eta_{гп}^{\Sigma}$ определяют долю энергии взрыва, передаваемой ударной волной и гидропотоком.

Согласно работе [202], их можно определить как

$$\eta_{ув}^{\Sigma} = \eta_{ув}\left(\Omega \cdot \eta_{у-з} + \eta_{к}^{б} \cdot \Omega_{к} \cdot \eta_{к} \cdot \eta_{к-з}\right), \tag{3.62}$$

$$\eta_{гп}^{\Sigma} = \eta_{г} \cdot \eta_{гп} \cdot \Omega_{гп} \cdot \eta_{гп}^{б} \cdot \eta_{г-з}. \tag{3.63}$$

При этом значения: $\eta_{ув}$ – доли энергии заряда в ударной волне; Ω – доли потока энергии в ударной волне в направлении экрана; $\eta_{у-з}$ – доли энергии, переданной экрану в период «разгона» ударной волной; $\eta_{к}$ – доли энергии ударной волны в кавитирующей жидкости; $\eta_{к-з}$ - коэффициента передачи энергии экрану от кавитирующей жидкости; $\Omega_{к}$ - доли потока энергий кавитирующей жидкости в направлении экрана; $\eta_{к}^{б}$ – коэффициента, учитывающего боковой выброс кавитирующей жидкости; $\eta_{гп}$ – доли энергии заряда в гидропотоке; $\eta_{г}$ – доли энергии гидропотока в направлении экрана; $\Omega_{гп}$ – коэффициента передачи энергии от гидропотока к экрану; $\eta_{гп}^{б}$ – коэффициента, учитывающего боковой выброс гидропотока - определяется по методике, разработанной в МВТУ им. Баумана (г. Москва).

Определение коэффициента передачи энергии от экрана к заготовке $\eta_{э}$ требует дальнейшего исследования.

Коэффициент передачи энергии ударной волны от экрана к заготовке $\eta_{э}$ можно представить как

$$\eta_{э} = \eta_{1} + \eta_{2}, \tag{3.64}$$

где η_{1} – коэффициент передачи энергии от экрана в окружающую среду; η_{2} – коэффициент, определяющий передачу энергии в результате последовательных взаимодействий волн, распространяющихся между экраном и заготовкой.

Коэффициент η_1 определяется как

$$\eta_1 = \frac{E_Э}{E}. \tag{3.65}$$

Здесь $E_э$ – энергия, поглощенная экраном.

Ее значение может быть определено с помощью интеграла Фурье

$$E_э = \frac{2\beta}{\pi \cdot m} \cdot \int_0^\infty [F_P(\omega)]^2 \cdot \frac{\omega^2}{\left(\omega_0{}^2 - \omega^2\right) + 4\beta^2\omega^2} \cdot d\omega, \tag{3.66}$$

где 2β – сила сопротивления среды, приходящаяся на единицу массы при единичной скорости; m – масса колебательной системы, равная сумме масс экрана и жидкости; $\omega_э$ – частота колебательной системы, $\omega_э = \sqrt{\frac{q}{m}}$; ω_0 – резонансная частота; q – жесткость заготовки.

Для экспоненциального импульса модуль спектральной плотности $F_p(\omega)$ равен [49, 103]:

$$F_p(\omega) = \frac{P_m \cdot \theta}{\sqrt{1 + \omega^2 \cdot \theta}}. \tag{3.67}$$

С учетом зависимостей (3.67) и (3.66), получим

$$E_э = \frac{P_m{}^2\theta^2}{2\beta m \pi\theta} \cdot arctg \frac{\theta(\omega_2 - \omega_1)}{1 + \theta^2\omega_1\omega_2} = \frac{P_m^2 \cdot \theta^2}{2m(1 + \theta^2\omega_0{}^2)}. \tag{3.68}$$

Так как

$$E_0 = \frac{p_m{}^2\theta^2}{2m},$$

то

$$\eta_1 = \frac{E_э}{E} = \frac{1}{1 + \theta^2\omega_0{}^2}. \tag{3.69}$$

Величину η_2 можно считать равной

$$\eta_2 = \eta_{PPP} + \eta_{PSP} + \eta_{PRP}, \tag{3.70}$$

где $\eta_{PPP}, \eta_{PSP}, \eta_{PRP}$ - учитывают энергию, распространяющихся в экране продольной, поперечной и релеевской волн.

Их значения

- для продольных волн (в случае нормального падения):

$$\eta_{PPP} = \frac{2\beta}{2\beta + 1}, \qquad (3.71)$$

где $\beta = \frac{\rho_0 C_0 \theta}{S_э h_э} = \frac{\rho_0 C_0 \theta}{\rho_э C_э} \cdot \frac{C_э}{h_э} = \frac{1}{x_P} \cdot \frac{\theta}{t_э}$, $x_P = \frac{\beta \cdot C_э}{\rho_0 \cdot C_0}$, $t = \frac{h_э}{C_э}$;

- для поперечных волн

$$\eta_{PSP} = \frac{2\beta_S}{2\beta_S + 1} \cdot \overline{cos}^* \alpha, \qquad (3.72)$$

где $\beta_S = \frac{1}{x_S} \cdot \frac{\theta}{t_S}$, $x_S = \frac{\rho_э \cdot C_{эS}}{\rho_0 \cdot C_0}$, $C_{эS}$ – скорость распространения поперечных волн

$$C_{эS} = \sqrt{\frac{G}{\rho_э}},$$

$cos\alpha_s$ – среднее значение косинуса угла падения ударной волны на поверхность заготовки:

$$cos\alpha_S = \frac{\int_F cos\alpha \cdot dF}{F};$$

- для релеевских волн

$$\eta_{PRP} = \frac{2\beta_R}{2\beta_R + 1} \cdot cos\alpha_R, \qquad (3.73)$$

где $C_{эR} = \frac{0{,}874 + 1{,}12\mu}{1 + \mu} \cdot \sqrt{\frac{G}{\rho_э}}$; $cos\alpha_R = \frac{\int_F cos\alpha \cdot dF}{F}$.

Из уравнений (3.64), (3.69), (3.72), (3.73) можно установить, что минимальный вклад в энергию деформирования заготовки (рассматривается случай применения экранов как элементов, не деформирующихся совместно с заготовкой) принадлежит продольным волнам. Для них КПД составляет менее 2...5% в случае применения экранов с акустическим сопротивлением в 10 и более раз большим, чем передающей среды (экраны из Д16Т и стали). Поперечные волны несут 20…30% энергии прямых, а релеевские 60...70%. Это обусловлено тем, что их скорость распространения больше, чем других типов волн. Подобный вывод можно получить и из анализа условий распространения упругих волн в твердом слое.

Предположим, что через выделенную произвольно единичную площадку, находящуюся на расстоянии ***r***, пройдет определенное ко-

личество энергии E. Считаем, что поглощение энергии за счет трения и тепловых явлений отсутствует:

$$A_m = \sqrt{\frac{G}{\varsigma \cdot r}} \cdot e^{-\frac{1}{2}\varsigma \cdot r} \cdot r^2. \qquad (3.74)$$

Для двух различных точек экрана с координатами r_2 и r_1 отношение амплитуд будет выражено:

$$\frac{A_{m_2}}{A_{m_1}} = \left(\frac{T_2}{T_1}\right)^2 \cdot \sqrt{\frac{r_1}{r_2}} \cdot e^{-\frac{1}{2}(r_2 - r_1)}.$$

Отсюда несложно определить степень затухания колебаний:

$$\varsigma = \frac{2 ln \frac{A_{m_2}}{A_{m_1}} \cdot \left(\frac{T_1}{T_2}\right)^2 \cdot \sqrt{\frac{r_2}{r_1}}}{r_2 - r_1}. \qquad (3.75)$$

Анализ выражения (3.75) показывает, что высокочастотные колебания (для них $T_2 \to 0$) передают энергию колебательного движения на значительно меньшие расстояния, чем низкочастотные.

Сделанный вывод объясняет явление прохождения колебаний более низких частот, чем резонансная частота, и поглощения более высоких.

Учитывая результаты экспериментов (раздел 3.3), можно считать, что суммарный КПД при экранировании $(0{,}5...0{,}7)\cdot\eta$.

3.2.8. РАЗРАБОТКА МЕРОПРИЯТИЙ ПО ИНТЕНСИФИКАЦИИ ГИДРОВЗРЫВНОЙ ТОНКОЛИСТОВОЙ ШТАМПОВКИ

К таким мероприятиям относятся выбор размеров зон деформирования и величины деформации таким образом, чтобы работа формоизменения одной части поверхности полуфабриката, той, где размещено опасное сечение (преимущественно центральной, ограниченной зоной $d_{\partial p}$) была не меньше работы формоизменения другой, трудно-деформируемой периферийной зоны [32]. Это достигается применением экранирования для увеличения длительности внешней нагрузки $\theta \to t_{шт}$ и улучшением ее распределения по заготовке в целях повышения несущей способности донной части заготовки [155], выбором экранов в виде жестких присоединенных масс с диаметром $d_э > d_{\partial p}$

для ограничения размеров зон растяжения-сжатия (искусственное увеличение зоны двухосного растяжения); искусственным завышением величины радиуса протяжного ребра матрицы, т.е. уменьшением размеров периферийной зоны - зоны фланца.

Таким образом, разработанные приемы интенсификации штамповки учитывают возможность как улучшения кинематических условий штамповки-вытяжки, так и предусматривают регулирование размеров зон деформации.

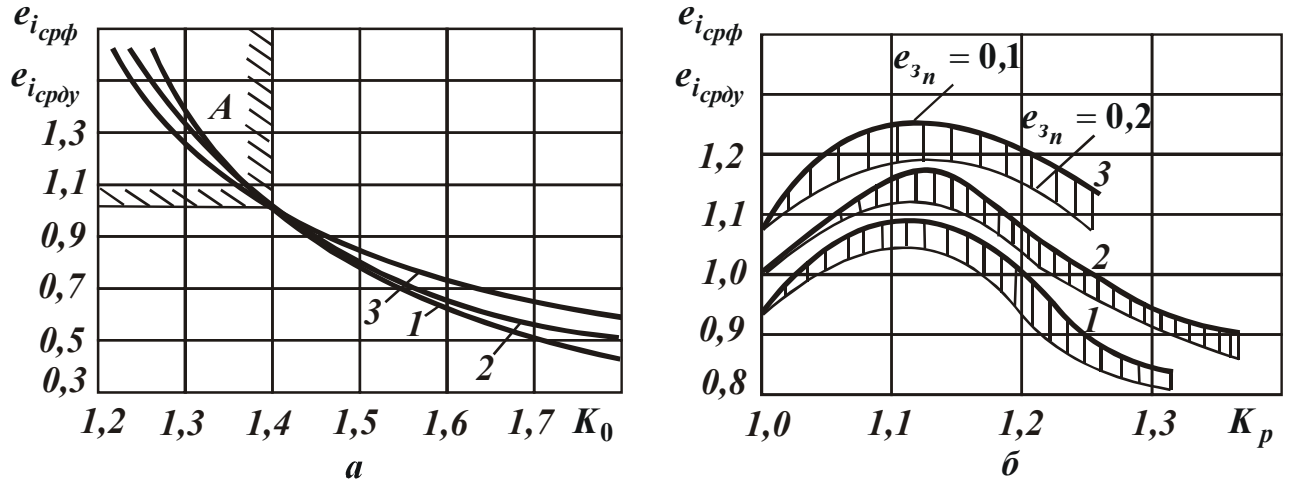


Рис. 3.22. Зависимость соотношения средних интенсивностей деформаций от коэффициента вытяжки (а) и степени раздачи (б): а – 1- $\boldsymbol{n}$ = 0; 2 – $\boldsymbol{n}$= 0,1; 2 – $\boldsymbol{n}$ = 0,3 (***A*** – область рациональных размеров заготовки); б - 1- $\boldsymbol{k_0}$ = 1,8; 2 – $\boldsymbol{k_0}$= 1,6; 3 – $\boldsymbol{k_0}$ = 1,4.

Из приведенных графиков (рис. 3.22) можно установить рациональные режимы формоизменения полуфабриката и детали.

3.2.8.1. УПРАВЛЕНИЕ ВНЕШНЕЙ НАГРУЗКОЙ

Управление внешней нагрузкой при экранировании энергоносителей сводится к увеличению длительности действия и ее более благоприятному распределению по заготовке.

Оценим особенности управления внешней нагрузкой.

При гидровзрывной штамповке донная часть заготовки выполняет роль аккумулятора кинетической энергии, которая затем передается фланцу. Обрыв у протяжного ребра матрицы (где $\boldsymbol{\varepsilon}$ = 0) возможен, если

$$\boldsymbol{v_{отн} = v_{дч} - v_{ф} > \frac{\sigma_b}{\rho \cdot c}}, \qquad (3.76)$$

где $v_{дч}, v_{ф}$ – соответственно скорость смещения донной части и фланца заготовки.

Очевидно, что опасность обрыва у протяжного ребра матрицы будет снижаться по мере уменьшения относительной скорости смещения донной части заготовки $v_{отн}$.

Для этого необходимо предусматривать в процессах тонколистовой штамповки возможность, с одной стороны, уменьшения скорости смещения донной части заготовки $v_{дч}$, а с другой - увеличения скорости смещения фланца.

Наиболее рациональным решением этой задачи является применение экранов в виде жестких присоединенных масс, позволяющих одновременно выполнять рассмотренные требования, что обеспечивает обработку в ряде случаев холодной гидровзрывной штамповкой труднодеформируемых сплавов (типа ОТ-Ч, МЧ).

Таким образом, простое уменьшение скорости деформирования, приводящее к снижению интенсивности внешнего нагружения, вряд ли целесообразно при изготовлении крупногабаритных деталей, особенно из высокопрочных металлов и сплавов.

Оценим условия, приводящие при гидровзрывной штамповке к нарушению сплошности металла в зонах с наиболее резкими колебаниями скоростей.

При штамповке донная часть заготовки выполняет роль инструмента, кинетическая энергия которого передается фланцу.

Условие обрыва донной части заготовки от фланца можно проанализировать, используя уравнение движения:

$$m \cdot \frac{dv}{dt} + q \cdot z = 2\pi \cdot r_0 \cdot \sigma_S \cdot S, \qquad (3.77)$$

где v, q, z – скорость перемещения, жесткость, величина смещения; m, r_0, S, σ_S - масса, радиус, толщина, предел текучести донной части заготовки.

При отсутствии смещения $z = 0$, скорость найдем как

$$v\Big|_0^{v_k} = \frac{2\pi \cdot r_0 \cdot S}{m} \cdot \int_0^{5\theta} dt. \qquad (3.78)$$

Здесь интервал времени 5θ определяет обычно принимаемое время действия внешней нагрузки при гидровзрывной штамповке.

Так как при обрыве донной части заготовки у протяжного ребра реализуется одноосное растяжение, то значение скорости можно счи-

тать известным и из экспериментальных данных [132, 202]. Тогда выражение (3.78) позволяет определить критическое, т.е. минимальное, значение длительности внешней нагрузки $\theta_{кр}$, при котором возможен обрыв донной части

$$\theta_{кр} = \frac{m \cdot v}{10\pi \cdot r_0 \cdot S \cdot \sigma_S}. \qquad (3.79)$$

Управление распределением внешней нагрузки по заготовке с помощью экранов различной формы является одним из мероприятий повышения "несущей" способности донной части заготовки и, следовательно, способствует интенсификации штамповки [12, 14, 94, 156]. Как установлено экспериментально, наиболее приемлемо использование экранов, преобразовывающих сферические ударные волны в П-образные, плоские и эллипсоидальные.

Для расчетов радиусов кривизны фронта ударной волны после ее прохождения через экран как слой с отличающимися от передающей среды акустическими свойствами (плотность и скорость звука) исследуем ряд случаев, имеющих практическое значение.

Экран - плоская преграда

Процесс распространения упругих волн представим согласно рис. 3.23. За время $t = \frac{\overline{AC}}{c_0}$ ударная волна проходит расстояние AB, т.е. $AB = AO + OB$.

Поэтому можно считать

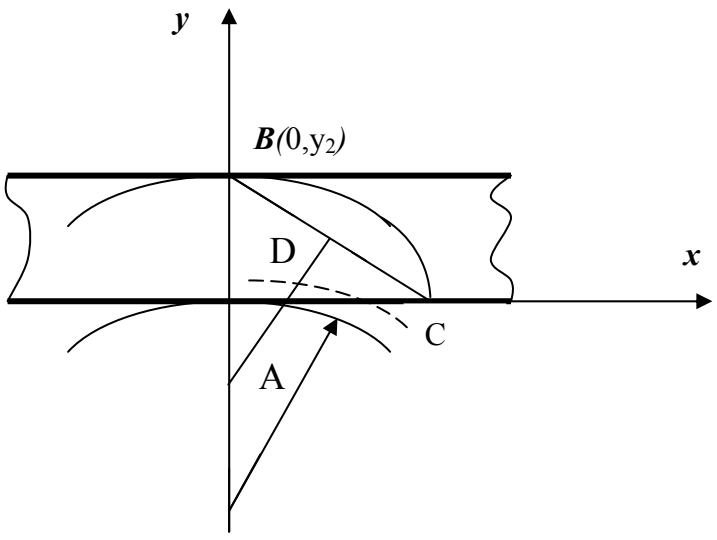


Рис.3.23. Распространение волн в экране – плоской преграде.

$$t = \frac{AO}{c_0} - \frac{OB}{c_э}.$$

Отсюда

$$\frac{AC}{c_0} = \frac{AO}{c_0} + \frac{OB}{c_э}.$$

В принятой системе координат

$$A_1C = y_1 + y_2 \frac{c_0}{c_э}.$$

Зная положение точки A, легко найти изменение кривизны фронта ударной волны при пере-

ходе из одной среды в другую.

Представим уравнение линии ***BC*** как:

$$y = -\frac{y_2}{y_1}x + y_2 .$$

Тогда уравнение линии ***АД*** - перпендикуляра к середине линии ***BC*** будет известно:

$$y_{\perp} = \frac{y_1}{y_2}\left(x - \frac{x_1}{2}\right) + \frac{y_2}{2}.$$

Положение центра кривизны фронта ударной волны в экране определится из решения

$$y_{\perp} = \frac{x_1}{y_2}\left(x - \frac{x_1}{2}\right) + \frac{y_2}{2} \quad \text{и} \quad x = 0,$$

определяющего точку пересечения прямых ***АД*** и A_1B. Ордината точки пересечения будет выражена

$$y = \frac{y_2}{2} - \frac{x_1^{\,2}}{2y_2}.$$

Определив x_1^2 по формуле

$$x_1^2 = A_1C^2 - OA_1^{\,2} = 2\,y_1 y_2 \frac{c_0}{c_э},$$

найдем

$$y = \frac{1}{2}\,(-2\,y_1\frac{c_0}{c_э} - y_2\frac{c_0^{\,2}}{c_э^{\,2}} + y_2).$$

После этого можно получить радиус кривизны фронта волны в экране

$$R = y_2 - \frac{1}{2}\,(-2y_1\frac{c_0}{c_э} - y_2\frac{c_0^{\,2}}{c_э^{\,2}} + y_2). \qquad (3.80)$$

Анализ уравнения (3.80) показывает, что экран, уменьшая радиус кривизны фронта ударной волны (при $\frac{c_0}{c_э} < 1$), как бы образует своей поверхностью систему индивидуальных источников ударных волн, возникающих после взаимодействия прямой волны с экраном.

Зная, что (раздел 3.3, рис. 3.35) $AA_1 = L_1M_1$, можем определить радиус кривизны трансформированной экраном ударной волны как

$$R = \frac{\left[1 + (y')^2\right]^{\frac{3}{2}}}{y''}, \qquad (3.81)$$

где y - уравнение фронта трансформированной волны, может быть выражено параболической зависимостью

$$y = Ax^2 + Bx^2 + P, \qquad (3.82)$$

коэффициенты A, B, P равны

$$A = \frac{DC - LN}{O_1O} \cdot \frac{1}{O_1G - O_1L};$$

$$B = (LN - DC) \cdot \left(1 + \frac{O_1L}{O_1G - O_1L}\right); \qquad (3.83)$$

$$P = D \cdot C.$$

Из приведенных выражений можно установить, что в зависимости от соотношения скоростей ударных волн экрана $c_э$ и среды c_0 при переходе из передающей среды в экран радиус фронта уменьшается, изменяясь в сторону увеличения после прохождения экрана.

Этим можно объяснить создание как эллипсоидальных (рис. 3.24,а), так и сферических волновых полей (рис. 3.24,б) при прохождении ударных волн через экраны из различных материалов. В первом случае скорость распределения $c_э$ ударной волны (стальной экран) меньше, чем во втором (алюминиевый экран).

Поэтому ударная волна, падающая на заготовку после прохождения стального экрана, будет более эллипсоидальная, чем после прохождения алюминиевого экрана.



а



б

Рис.3.24. Прохождение ударных волн через экран – плоскую преграду: а - стальной экран, б – алюминиевый.

Таким образом, расчеты и эксперименты в целом подтверждают возможность использования плоских экранов для создания эллипсоидальных, близких к плоским, фронтов ударных волн.

Для получения других типов волн, плоских или П-образных, необходимо создание экранов с поверхностью, преломляющей распространяющиеся ударные волны по требуемому закону.

Экран - линза

Изучим случай получения плоских волн при падении на однородный экран сферической волны.

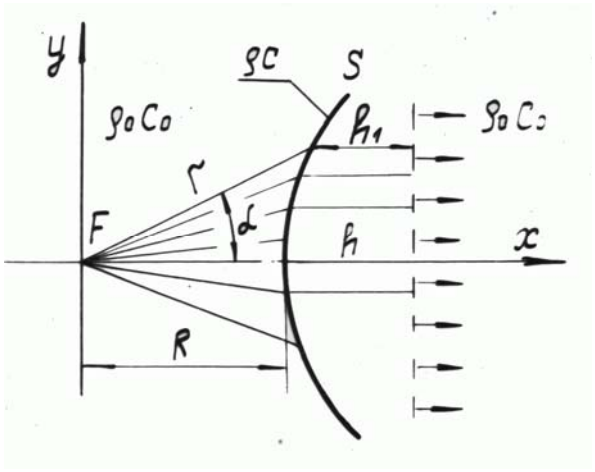


Рис.3.25. Схема экрана – линзы.

Пусть точечный источник сферической волны находится в точке F (фокусная точка), а коэффициентом преломления двух сред, границей между которыми является преломляющая поверхность S, будут соответственно n_1 и n_2 (рис. 3.25).

Найдем форму преломляющей поверхности, обеспечивающую получение плоского фронта на некотором расстоянии от поверхности h и h'.

Расчет формы преломляющей поверхности по аналогии с рассмотренным ранее случаем будем производить исходя из условий равенства лучей, идущих из точки F под произвольным углом α к соответствующей точке плоской волны $П$.

Так как преломляющая поверхность $r(\alpha)$ должна быть четной функцией угла α, то центральный луч (луч при α = 0) будет нормален к поверхности раздела и поэтому не будет преломляться.

Условие равенства центрального и любого произвольного луча, выходящего из точки F, может быть записано в виде

$$f \cdot n_1 + h \cdot n_2 = r \cdot n_1 + h' \cdot n_2 \qquad (3.84)$$

или

$$(f - r) \cdot n_1 = (h - h') \cdot n_2, \qquad (3.85)$$

где h и h' – расстояния от поверхности раздела до плоского фронта, измеренные соответственно вдоль центрального и проходящего через точку с координатами (r, α) лучей; f – расстояние от источника F до границы поверхности S вдоль центрального луча.

Из геометрических соображений (рис. 3.26)

$$r = \frac{f + h - h'}{\cos\alpha}. \qquad (3.86)$$

Откуда

$$h - h' = r \cdot \cos\alpha - f \,. \qquad (3.87)$$

Исключив $h - h'$ из зависимостей (3.85) и (3.87), получим искомое уравнение преломляющей поверхности, записанное в полярных координатах

$$r = \frac{(1 - \frac{n_2}{n_1}) \cdot f}{1 - \frac{n_2}{n_1} \cdot \cos\alpha} \,. \qquad (3.88)$$

Уравнение (3.88) представляет собой каноническую форму записи поверхности, образованной вращением кривой второго порядка в полярных координатах r и α, величина $\left(1 - \frac{n_2}{n_1}\right) \cdot f$ является параметром кривой, а $n = \frac{n_2}{n_1}$ - ее эксцентриситет.

Так как применяемые при гидровзрывной штамповке экраны выполнены из акустически более плотных сред, чем передающая среда, то отношение скоростей распространения волн в передающей среде и экране $n < 1$.

Поэтому искомая поверхность будет представлять собой эллипсоид вращения.

Подставив в уравнение (3.88) значения r и $\cos\alpha$ в координатах x, y, получим

$$x^2 \cdot \left(n^2 - 1\right) + 2 \cdot f \cdot x \cdot \left(n - 1\right) - y^2 = 0$$

или

$$y^2 + \left(x \cdot \sqrt{1 - n^2} + \frac{2 \cdot f \cdot \sqrt{1 - n}}{\sqrt{1 + n}} \right)^2 = 4 \cdot f^2 \cdot \frac{1 - n}{1 + n}. \qquad (3.89)$$

Зная толщину экрана h и диаметр донной части заготовки d_0, из уравнения (3.89) при $y = d_0/2$ и $x = h$ определим

$$h = \frac{f}{1 + n} \cdot \left[1 + \sqrt{1 - \left(\frac{d}{f} \right)^2 \cdot \frac{1 + n}{4(1 - n)}} \right]. \qquad (3.90)$$

Задаваясь отношением диаметра к дистанции размещения заряда БВВ, можно найти соответствующую толщину - прогиб экрана в долях фокусного расстояния

$$\frac{h}{f} = \frac{1}{1+n} \cdot \left[1 + \sqrt{1 - \left(\frac{d}{f} \right)^2 \cdot \frac{1+n}{4(1-n)}} \right]. \qquad (3.91)$$

В качестве подтверждения правильности теоретически найденной поверхности представлена полученная экспериментально (рис. 3.26) картина распространения сферических волн. На рис. 3.26 показано, что падающая на выпуклый экран сферическая волна преобразуется в плоскую.

Кроме этих волн, видны еще и другие типы волн, но меньшей интенсивности и смещенные во времени относительно основной волны на промежуток $\Delta t = h_э / c_э$.

Экраном же преломляется основная волна $c_0\theta$, условная частота которой совпадает с частотой собственных колебаний экрана как колебательной системы.



Рис.3.26. Картина распространения сферических волн.

Таким образом, приведенные расчеты позволяют в качестве первого приближения при проектировании экранов рекомендовать полученные зависимости (3.80) и (3.91).

Получение П-образных эпюр внешней нагрузки

К таким эпюрам будем относить эпюры с минимальной интенсивностью в центральной и максимальной в периферийных зонах заготовки. Экспериментально установлено, что однослойные экраны из материалов с высоким акустическим сопротивлением и толщиной вплоть $10 \cdot c_0\theta$ ($c_0\theta$ - условная длина прямой ударной волны) обеспечивают прохождение до 70 % энергии прямой волны.

Поэтому для решения поставленной задачи необходимо использовать экраны в виде затеняющих преград (многослойные с различным акустическим сопротивлением) и в виде замкнутых оболочек с обтекаемой поверхностью, преимущественно конической.

При прохождении упругой волны через систему слоев с различной динамической жесткостью ρc ее амплитуда уменьшается в n раз:

$$n = \frac{2}{1+\frac{\rho_1 c_1}{\rho_2 c_2}} \cdot \frac{2}{1+\frac{\rho_1 c_1}{\rho_3 c_3}} \cdots \frac{2}{1+\frac{(\rho c)_n}{(\rho c)_{n+1}}}. \qquad (3.92)$$

Обтекаемые полые преграды, внутри которых находится передающая среда [33], позволяют в 5...12 раз уменьшить интенсивность внешней нагрузки и увеличить в 1,5... 2,0 раза ее величину на незащищаемых, периферийных участках заготовки.

Таким образом, учитывая возможность с помощью экранирования увеличить среднюю интенсивность деформаций на 5...7%, что подтверждено экспериментально, можно считать этот прием эффективным технологическим мероприятием.

3.2.8.2. ВЫБОР РАДИУСА ЗАКРУГЛЕНИЯ ВЫТЯЖНОЙ КРОМКИ МАТРИЧНОГО КОЛЬЦА

Правильный выбор радиуса закругления вытяжной кромки матричного кольца способствует улучшению условий интенсификации гидровзрывной штамповки и повышению качества изделий.

Для разработанного нами способа штамповки с двухосным растяжением (раздачей) полуфабриката роль радиуса закругления вытяжной кромки матрицы может быть более значительной, чем при традиционной (однопереходной) вытяжке.

Это обусловлено возможностью устранения гофров, возникающих на вытяжной кромке матрицы (или матричного кольца), благодаря применению присоединенных масс и рациональной схемы доштамповки полуфабриката (его раздаче) на последнем штамповочном переходе.

Основываясь на известных данных [150], можно считать, что величина радиуса закругления вытяжной кромки увеличивается при росте гибкости деталей. Тогда относительный радиус закругления вытяжной кромки $\bar{\rho} = \frac{\rho}{S}$ находим как

$$\bar{\rho} = A \cdot \lambda, \qquad (3.93)$$

где $A = a \cdot k_0 - b$ - коэффициент, зависящий от начальной степени вытяжки k_0; a и b - экспериментальные коэффициенты.

Значения коэффициентов a и b определим из условий, что

при $k_0 \le 1{,}32$ $\qquad \bar{\rho} \to 1$,

при λ = 100 и k_0 > 1,32; $\bar{\rho}$ = 4.

Тогда получим, что a и b соответственно равны: a = 0,375; b = 0,5.

Следовательно, величина относительного радиуса закругления вытяжной кромки будет равна

$$\bar{\rho} = (0{,}375 \cdot k_0 - 0{,}5) \cdot \lambda . \qquad (3.94)$$

Найденное значение относительного радиуса $\bar{\rho}$ хорошо согласуется в области $k_0 \leq$ 1,8...2,0 с известными результатами [70, 150], а также данными экспериментов, приведенными в разделе 3.3 работы.

Отметим, что увеличение радиуса закругления матричных кромок достигается за счет эффективности предложенных мероприятий по борьбе с опасностью возникновения гофров на поверхности детали (применение экранов как присоединенных масс и штамповка в условиях двухосного растяжения).

Таким образом, в качестве основных приемов интенсификации предложено управление кинематическими условиями штамповки, обеспечиваемое увеличением радиуса закругления вытяжной кромки матрицы, увеличением длительности внешней нагрузки и целенаправленным ее распределением по заготовке. Кроме того, для исключения гофров на поверхности полуфабриката на конечных этапах формообразования предусматривается регулирование размерами зон двухосного растяжения. Установлено, что размеры зон деформации должны быть не более чем на 20 – 30 % меньше размеров детали.

Установлена связь высоты гофров с величиной тангенциальных деформаций и предложена инженерная зависимость для определения степени раздачи полуфабриката.

3.3. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ СПОСОБА ГИДРОВЗРЫВНОЙ ТОНКОЛИСТОВОЙ ШТАМПОВКИ

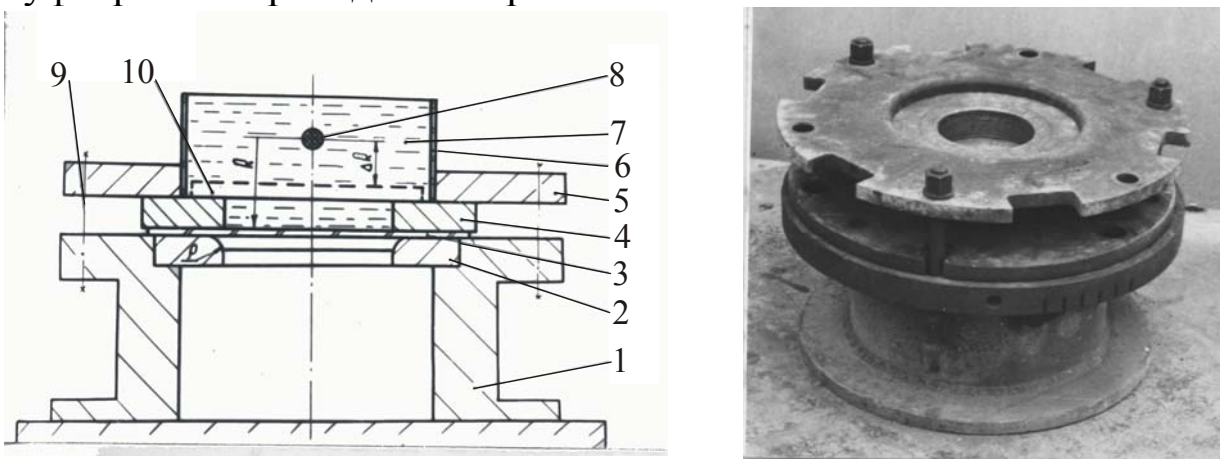
Целью проведения экспериментальных исследований была проверка возможностей управления напряженно-деформированным состоянием штампуемой тонколистовой заготовки. Проверялись основные теоретические зависимости для определения давлений при экранировании зарядов БВВ и для работы деформирования тонколистовой заготовки, определялось влияние длительности действия внешней нагрузки на коэффициент вытяжки, а также уточнялись параметры, характеризующие процесс возникновения гофров на поверхности полуфабриката, и степень его последующей раздачи.

3.3.1. ОСНАСТКА И ОБОРУДОВАНИЕ ДЛЯ ПРОВЕДЕНИЯ ЭКСПЕРИМЕНТОВ

Эксперименты проводились по трем направлениям:

1. Изучение особенностей штамповки полуфабриката.
2. Влияние штамповки с раздачей полуфабриката на распределение утонений и устранение гофров.
3. Анализ эффективности экранирования для управления параметрами внешней нагрузки.

Схема и общий вид установки для изготовления и раздачи полуфабриката приведены на рис. 3.27.



а б

Рис. 3.27. Схема (а) и общий вид установки (б) для штамповки тонкостенных деталей.

Для проведения опыта в контейнере 1 следует установить сменное вытяжное кольцо 2 с требуемым радиусом закругления протяжного радиуса ρ, заготовку 3 (листовую или в виде пространственного полуфабриката) и создать с помощью прижимных колец 4, 5 и прижимного устройства 9 требуемое давление прижима q. Для подготовки взрыва в полости прижимного кольца 5 необходимо разместить бассейн 6 с передающей средой - водой 7 и выставить заряд БВВ 8 на требуемой дистанции R от заготовки 3. После окончания подготовительных работ производится подрыв заряда БВВ.

При проведении экспериментов, связанных со штамповкой и раздачей полуфабриката, наибольшее внимание уделялось изучению штампуемости заготовок различной гибкости (определялись предельные коэффициент вытяжки фланца, максимальная глубина проштамповки и характер гофрообразования). Также проводились опыты, касающиеся определения оптимальных радиусов закругления протяжных ребер.

Исследовались условия штамповки заготовок с начальным коэффициентом вытяжки k_0 = 1,2...1,9, материал заготовок Д16АМл 0,5 и Д16АМл 0,6 (толщина $(5…6)\cdot10^{-3}$ м); АМцЛ 0,5 (толщина $S_0 = 5\cdot10^{-3}$ м); фольга из алюминия АД0Мл 0,5 ($S_0 = 5\cdot10^{-3}$ м, ГОСТ 13722-68) и нержавеющей стали ($S_0 = (1,2…2,0)\cdot10^{-4}$ м, ГОСТ 4986-70).

Отклонения по толщинам штампуемых заготовок не превышали $0,1\cdot S_0$ и учитывались перед каждым испытанием. Выбранные материалы позволяли штамповать вытяжкой и формовкой полуфабрикаты и детали большой гибкости с максимальным утонением стенок до 35%.

При изучении условий возникновения гофров на поверхности полуфабриката упрочнение материала и его прочностные характеристики не учитывались в виду их незначительного влияния на параметры гофробразования при штамповке тонкостенных деталей большой гибкости (λ > 200-300).

Такой подход в условиях многофакторного эксперимента позволяет, основываясь на результатах известных исследований [29, 87, 181, 212], опыте промышленных предприятий [150], снизить количество экспериментов до 2^{n-m} (n, m - существенные и несущественные факторы). Таким образом, в экспериментах учитывались следующие факторы: гибкость λ, относительная глубина - $\bar{f}$, начальный коэффициент вытяжки. В зависимости от значения этих факторов исследовалось количество и геометрия гофров на фланце и поверхности полуфабриката – распределение и величина утонений стенок, степень вытяжки фланца.



Рис.3.28. Оснастка для штамповки.

Установка (рис. 3.28) позволяла осуществлять штамповку заготовки с диаметром d_0 < (0,1...0,5) м и толщиной $S_0 = (0,15...1,5)\cdot10^3$ м, т.е. в диапазоне изменения гибкости λ в пределах $200<\lambda<1000$. Изменение гибкости λ достигалось сменой вытяжного кольца 2. На рис. 3.28. показана оснастка с набором вытяжных колец, используемых как сменные элементы 2, 4 универсальной модельной установки (рис.



Рис. 3.29. Гидроприжим для механизации штамповочных работ.

3.27,б).

Такая оснастка обеспечивала возможность в одной установке проводить комплекс исследований, связанных с изучением особенностей штамповки полуфабриката и его последующей раздачи.

Для раздачи полуфабриката было достаточно заменить в установке одно матричное кольцо другим, но большего диаметра.

После штамповки полуфабриката или детали установка демонтировалась, а отштампованное изделие подвергалось исследованиям. Замерялись с помощью микрометра утонения стенок, определялись коэффициент вытяжки фланца $k_{ф}$ и относительная глубина проштамповки $\overline{f}$.

При изготовлении опытных и натурных деталей диаметром d_0<0,8м применялась установка гидроприжим (рис. 3.29).

Гидроприжим позволял создавать требуемое давление прижима 2 фланца заготовки в диапазоне $q \leq 300$ кН/см^2 с отклонением не более 3 кН/см^2.

Его применение существенно снизило трудоемкость и повысило стабильностъ экспериментов благодаря механизации наиболее трудоемких операций, таких как создание прижима, сборка и разборка

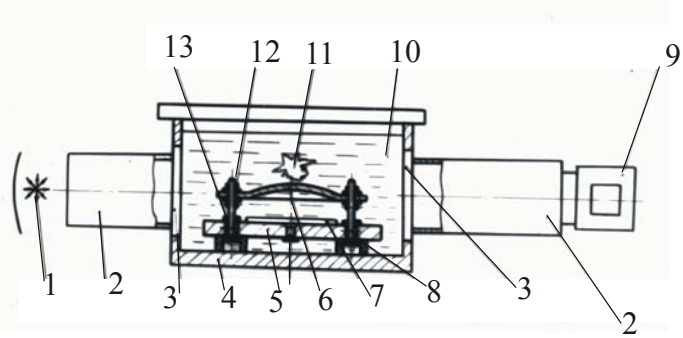


Рис. 3.30. Схема установки для проведения экспериментов с экранами-акустическими линзами.

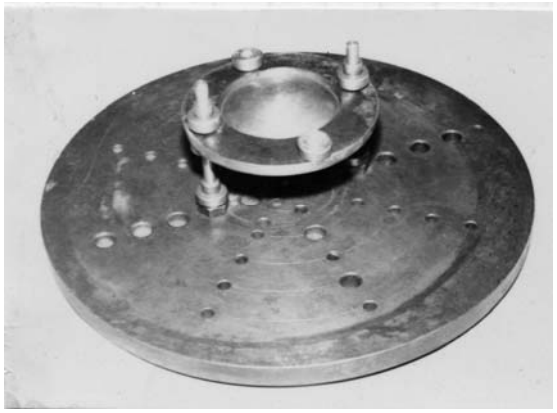


Рис. 3.31. Оснастка с экраном-линзой в сборе.

оснастки. Кроме того, одновременно оценивались условия эксплуатации и целесообразность применения в промышленности гидравлических прижимных устройств при изготовлении тонкостенных крупногабаритных деталей.

Оценка возможности использования экранов для управления параметрами внешней нагрузки, т.е. давлением и распределением по поверхности образца - листовой заготовки 7 проводилась в Теппле-ровской установке.

Для этого в резервуар 4 (рис. 3.30) - стальной бак размерами 0,7х0,7х0,4 м с прорезными окнами 3 и световыми каналами 2 – устанавливали экспериментальную оснастку, состоящую из плиты 5 с листовым образцом 7 и экран 6, размещенный над плитой с помощью болтового крепления 8, 12, 13. Бак 4 заполняли водой 10. Над экраном 6 помещали заряд БВВ 11, обычно навеску ТЭНа весом 0,1-0,2 г. При взрыве заряда 11 распространяющиеся ударные волны изменяли оптические свойства передающей среды 10, ее коэффициент преломления и фиксировались на высокочувствительной фотопленке (1000 ед. ГОСТ), помещенной в фотоприставку 9. Механизм перемещения пленки позволял фиксировать явление взрыва с интервалом времени $\Delta t = 2 \cdot 10^{-6}$ (с) благодаря строгой синхронизации подрыва и вспышки импульсной лампы 1. Плита 5 (рис. 3.33) имела систему отверстий диаметром $d_0 = (7 \text{ и } 15) \cdot 10^{-3}$ м, расположенных на концентрических окружностях и имеющих скругленные кромки $\rho = 3 \cdot 10^{-3}$ м для проштамповки листового образца 7. Замеряя и сравнивая величину прогиба проштамповки, можно судить о распределении давлений ударных волн за экраном и их величине. Контрольные опыты проводили без экранов, но при той же дистанции до заготовки, что позволяло, сравнивая давления при наличии и отсутствии экрана, судить об эф-

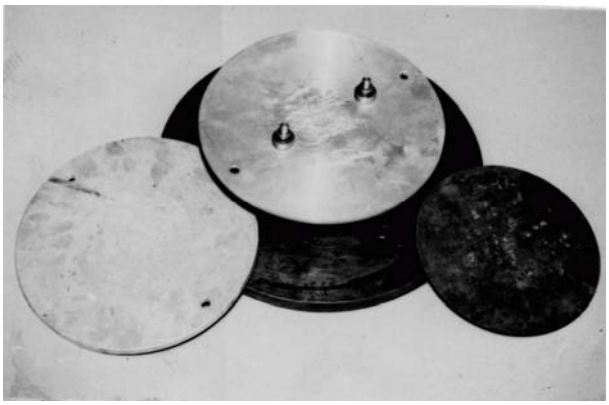


Рис. 3.32. Оснастка с экраном в виде плоской преграды.

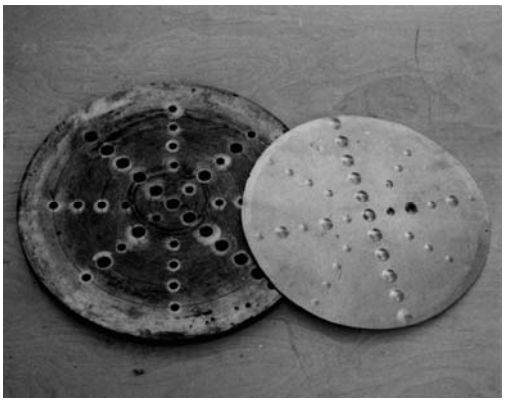


Рис.3.33. Плита с мембраной, служащей крешером.

фекте экранизации.

Для оценки длительности действия излучаемых экраном волн были дополнительно проведены эксперименты с применением пьезодатчика (рис. 3.34).

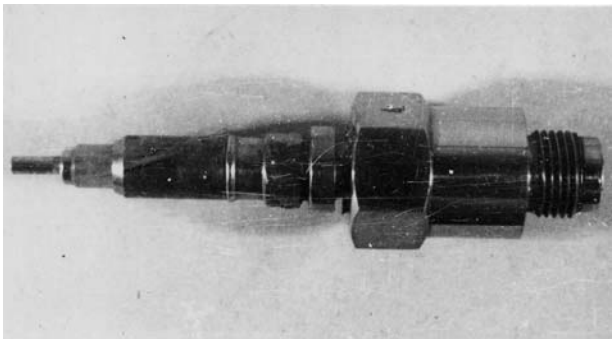


Рис.3.34. Пьезодатчик с акустической развязкой.

Погрешность измерения давлений благодаря использованию стандартного оборудования (осциллографа С-51) не превышала ±10% при отклонении сигнала по вертикали на 30 мм и более.

Проверка эффективности экранирования проводилась как при штамповке полуфабриката, так и его раздаче.

Для этого использовалась универсальная установка (рис. 3.27,б) с размещенным в полости прижима экраном 10. При анализе явлений экранированием зарядов БВВ основное внимание уделялось влиянию акустических и геометрических характеристик экранов, т.е. его акустическому сопротивлению, толщине и размещению над заготовкой или образцом.

Используемая оснастка, оборудование и средства измерений позволяли в полном объеме провести необходимые исследования по определению основных технологических параметров разработанного способа штамповки и обосновать рекомендации для его осуществления.

3.3.2. ВНЕШНЯЯ НАГРУЗКА ПРИ ЭКРАНИРОВАНИИ ЗАРЯДОВ БВВ

Целью проводимых исследований при экранировании зарядов БВВ было определение:

1) характера распределения внешней нагрузки по поверхности заготовки;
2) параметров внешней нагрузки: давления и длительности;
3) влияния экранов на расширение технологических возможностей тонколистовой гидровзрывной штамповки.

Характер распределения внешней нагрузки по поверхности заготовки изучали с помощью Тепплеровской установки. В качестве оснастки 6 использовали плоские и параболические экраны. В этих опытах вес заряда был постоянным, равным $2 \cdot 10^{-4}$ Н.

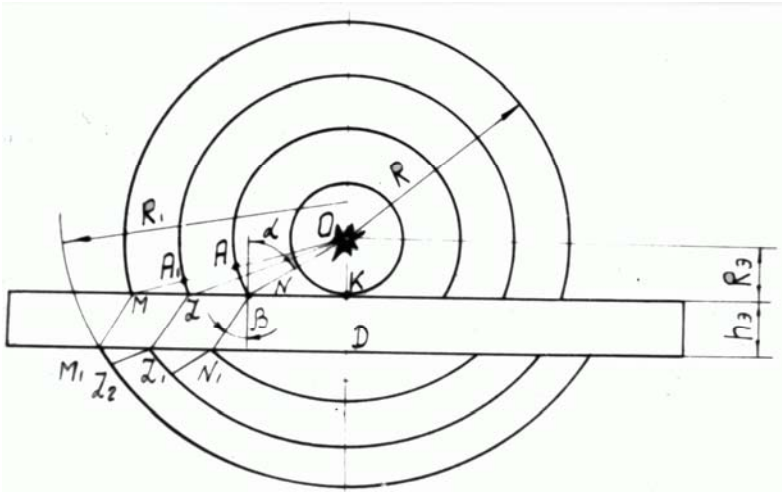


Рис. 3.35. Построение изохрон для экрана.

Определение скорости распространения упругих волн в экране производили на основании построения изохрон - линий, характеризующих положение фронта волны через одинаковые промежутки времени. При этом принималось, что упругая волна распространяется в экране по лучу, соединяющему точки входа и выхода возмущений из экрана. Пример построения поля изохрон показан на рис. 3.35.

На рис. 3.35 – рис. 3.38 приведены кинограммы процесса с интервалом между кадрами $\Delta t = 2 \cdot 10^{-6}$ с. На рис. 3.35 можно непосредственно определить скорость распространения упругих волн, замерив отношение отрезков AA_1 и L_1L_0 и зная скорость звука в передающей среде при AA_1=L_1L_2

$$c_э = c_0 \cdot \frac{LL_1}{AA_1}. \qquad (3.95)$$

Вычисленные значения скоростей распространения упругих возмущений в экранах приведены в табл. 3.2. Из них видно, что их значения близки к скорости волн Релея, равной для стального экрана c_R= 3860 м/с, для экрана из Д16Т ~ 4100 м/с.

Анализ СФР - грамм (рис. 3.36 - рис. 3. 39) позволяет установить:

1. Экраны улучшают равномерность распределения внешней нагрузки по поверхности заготовки; экраны с толщиной, большей $(1{,}5...2{,}0)\cdot c_0\theta_{вн}$ и дистанции взрыва R=$(2...5)c_0\theta_{вн}$, преобразуют сферическую падающую волну в эллипсоидальную, причем наиболее интенсивное преобразование наблюдается при использовании алюминиевых экранов, толщина экрана равна $3{,}5c_0\theta$, несколько меньшее при применении стальных экранов такой же толщины (рис. 3.36), как и алюминиевые.
2. Экраны с параболической поверхностью, выполненные по требованиям геометрической акустики в виде акустической линзы, позволяют преобразовывать сферические волны в плоские, подтверждая теоретические зависимости (2.80) и (2.91).

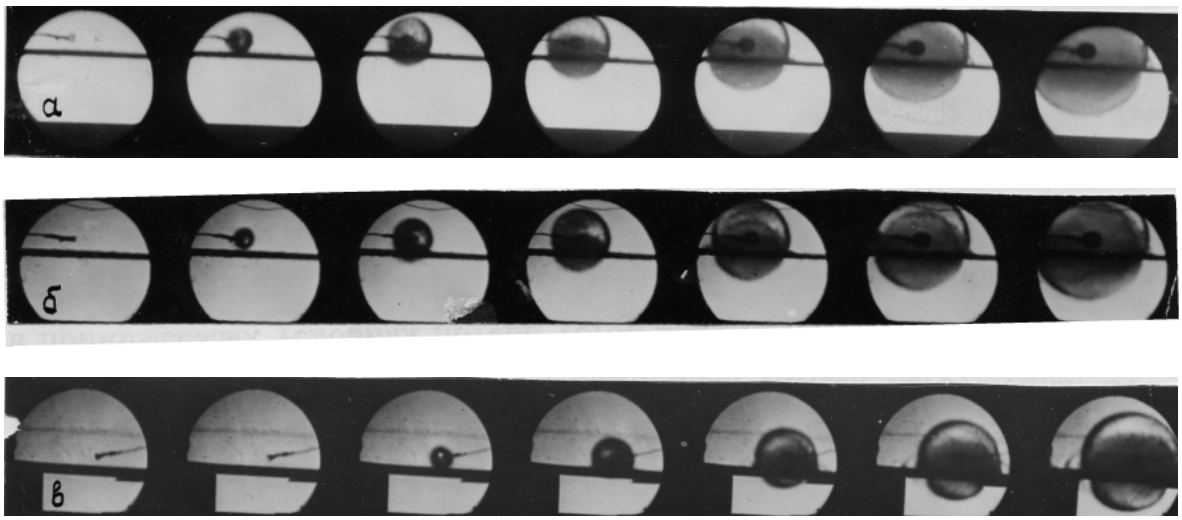


Рис. 3.36. Преобразование эпюры ударной волны при использовании экрана из Д16АТл 10: а, б, в – экраны толщиной соответственно 2,2 мм; 4,5 мм и 10 мм.

Таблица 3.2

Основные данные об экранах и результаты экспериментов

Толщина экрана, м·10^{-3}	Материалы											
			η		Д16АТ		$\eta_э$				η	
	$\overline{P}_{э_{экспл}}$	Сталь $c_э$,м/с	теор.	экспл.	$\overline{P}_{э_{экспл}}$	$c_э$,м/с	теор.	экспл.	$\overline{P}_{э_{экспл}}$	Резина $c_э$,м/с	теор.	экспл.
2	1,0	1500	1,0	1,0	1,0	1500	1,0	1,0	1,0	1500	1,0	1,0
4	0,75	2100	0,70	0,80	0,87	2300	0,84	0,82	1,0	1500	1,0	1,0
10	0,52	2700	0,50	0,60	0,80	3100	0,68	0,75	0,87	1500	1,0	0,7
15	0,42	3600	0,35	0,49	0,72	4000	0,55	0,40	0,80	1500	1,0	0,7
22	0,34	4100	0,25	0,38	0,56	4700	0,50	0,40	0,72	1500	1,0	0,7

Примечание: Расчеты $\eta_{теор}$ проводились по зависимостям (3.64) и (3.67) при $\frac{\theta_{вн}}{t_э}$=1,0…0,35, установленным по результатам обработки измерений в прямой и трансформированной волнах.

В случае применения параболического экрана с той же формой поверхности, но выполненного в виде сплошного тела (материал сталь ст.3), характер распределения внешней нагрузки меняется. В отличие от акустической линзы [156] большее влияние на эпюру нагрузки оказывают продольные волны, распространяющиеся со ско-

ростью звука в материале преграды. Это обусловлено тем, что форма экрана способствует тому, что на большую часть его поверхности падают прямые ударные волны под углом $\alpha \le \alpha_{kp}$=22°30`. В результате эпюра внешней нагрузки приобретает конусообразную форму.

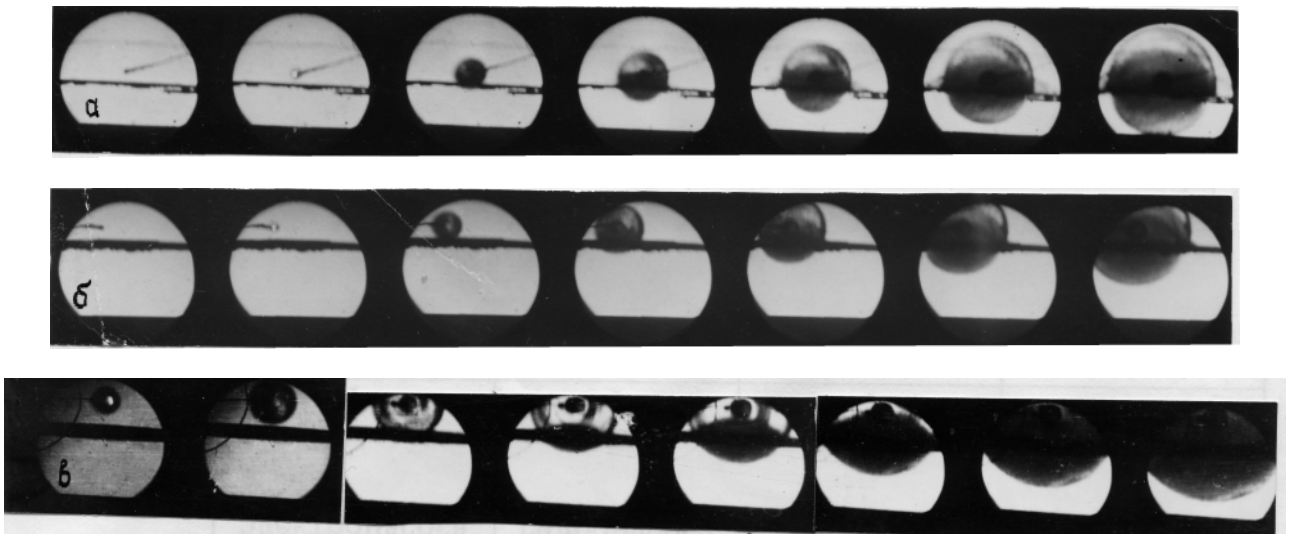
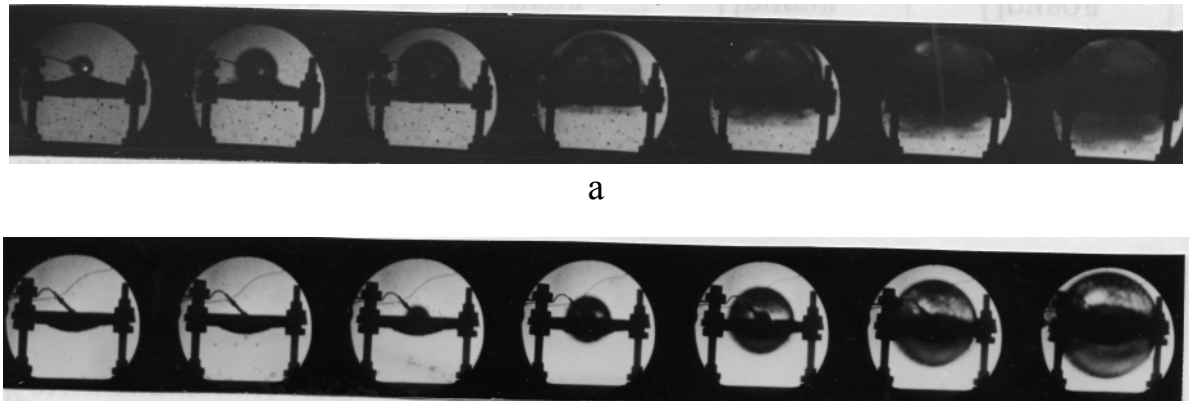


Рис.3.37. Эпюры трансформированной стальным экраном ударной волны: а, б, в – экраны толщиной соответственно 2,2 мм; 4,5 мм и 10 мм.



а

б

Рис. 3.38. Преобразование эпюры ударной волны при использовании параболических экранов, стрела прогиба $h_э = 17 \cdot 10^{-3}$ м, дистанция взрыва $R = 40 \cdot 10^{-3}$ м: а – экран акустическая линза для получения плоской волны; б – тот же экран, но обращенный выпуклостью вниз.

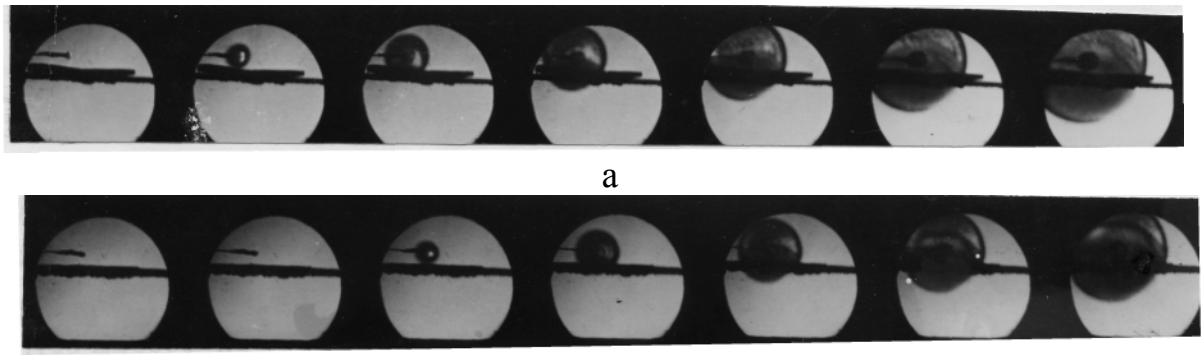
3. Излучаемые экраном волны – следствие распространения упругих волн возмущения в самом экране; у плоской границы экрана возникают системы продольных и поперечных волн в виде головных преломленных волн; длительность действия головных преломленных волн превышает длительность действия прямых, падающих ударных волн в 3...7 раз.

4. Скорость распространения колебаний в стальном экране головных преломленных волн) близка к $c_э$ = 2200-4000 м/с, в алюминиевом - 3200-4700 м/с, скорость распространения возмущений вдоль границы не превосходит скорости распространения прямой ударной волны.
5. Применение инерционных прокладок (свинец, резина) приводит к ухудшению эпюр преломленных экраном волн (рис. 3.39), уменьшая их равномерность (волны имеют конусообразный фронт). Можно считать, что инерционные прокладки более резко подчеркивают фильтрующие свойства экранов, обуславливая существенное затухание высокочастотных волн, входящих в спектр падающей ударной волны, и тем самым инерционные прокладки снижают интенсивность внешней нагрузки за экраном в 1,5...2 раза.
6. Радиус фронта ударных волн за плоским экраном с вполне приемлемой точностью (погрешность не более 15%) совпадает за исключением небольшой зоны непосредственно под зарядом БВВ с найденным теоретически [156] (зависимость (2.81)) и примерно в 1,1...1,5 раза больше прямой ударной волны. Таким образом, в кранах, акустически более жестких, чем передающая среда, происходит как бы сжатие линейных размеров, в менее жестких экранах – увеличение радиуса фронта, т.е. его растяжение. В экранах с акустической жесткостью, равной акустической жесткости передающей среды, изменение эпюры внешней нагрузки не происходит - например, в случае применения экранов из резины [156].
7. Экранирование особенно эффективно при расположении экрана на близких к заготовке дистанциях (менее $1/4\,h_э$), так как в этом случае влияние экрана как высокоскоростного слоя наиболее значительно, а так же при его контактном или близком к нему расположении относительно заготовки – благодаря интерференционным взаимодействиям отраженных от экрана и заготовки волн и увеличения вследствие этого интенсивности в 1,2…1,5 раза и длительности действия внешней нагрузки в 5÷6 раз [156].

Проведенные эксперименты с экранами различной толщины и материалов показали, что длительность излучаемых волн превышает длительность действия внешней нагрузки:

$$t_э = \frac{\theta}{\overline{P}_э} \cdot n, \qquad (3.96)$$

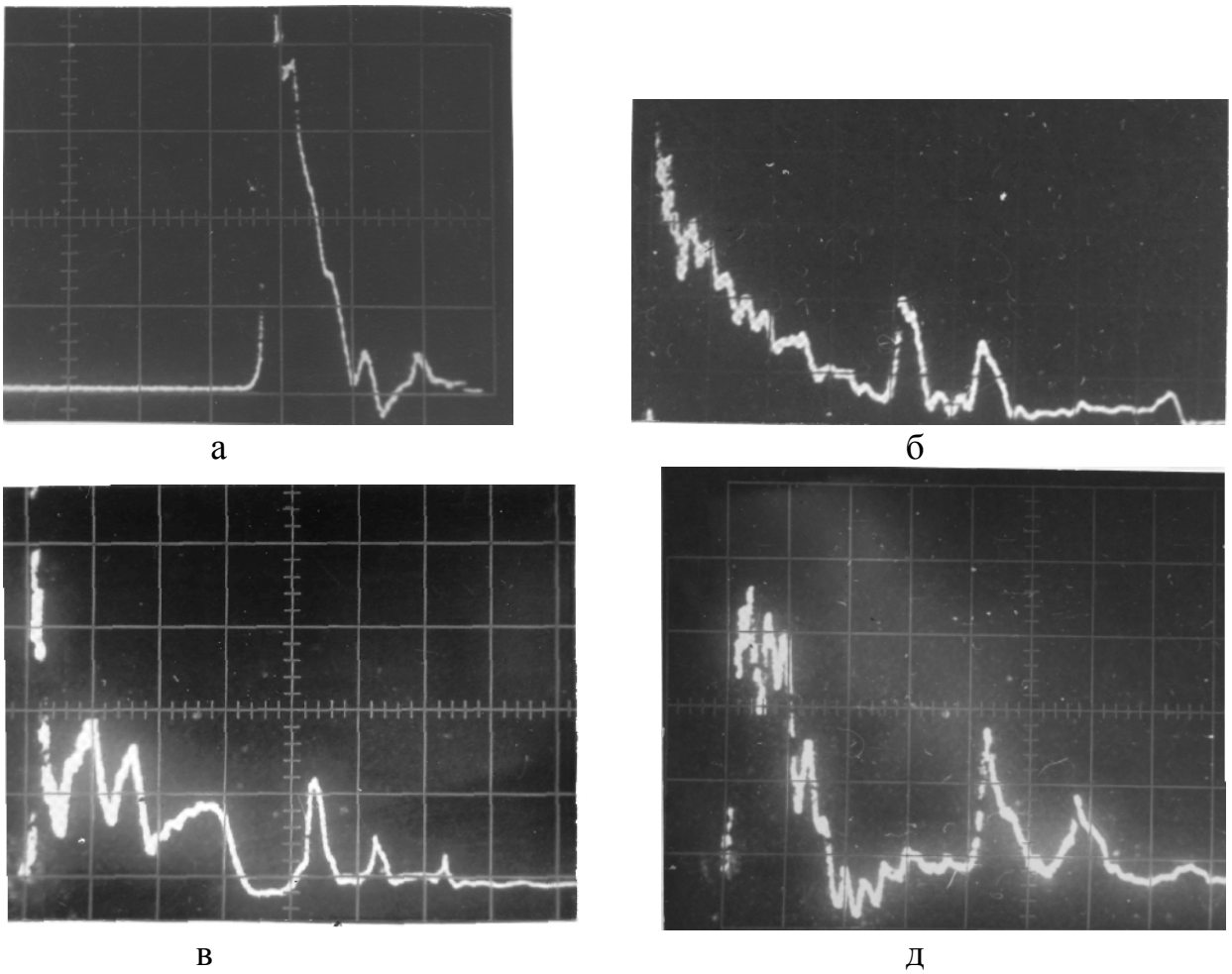
где $\overline{P}_э$ - коэффициент экранирования; n - коэффициент, учитывающий интерференционные взаимодействия, n= 2-3.



а

б

Рис.3.39. Влияние инерционных прокладок из резины (а) и свинца (б) на эпюру трансформированной волны; толщина прокладок $3 \cdot 10^{-3}$ м.



а

б

в

д

Рис.3.40. Изменение давлений трансформированной волны во времени.

На рис. 3.40 приведены типичные осциллограммы трансформированных экранами ударных волн при: $P_э = 220 \cdot 10^5$ кН/м^2; а, б – экран–сталь $h_э = 4 \cdot 10^{-3}$ м и $h_э = 1 \cdot 10^{-2}$ м; $\overline{P}_э = 0{,}52$; в, д – экран –

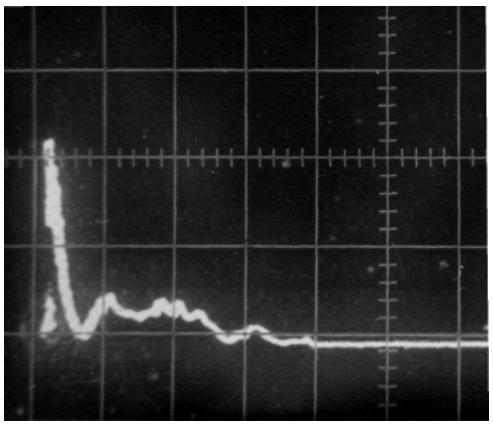


Рис.3.41. Изменение давлений в прямой волне.

Д16Т; $\bar{P}_э = 0{,}78$, $h_э = \mathbf{1 \cdot 10^{-2}}$ м.

Нужно отметить, что измерения интенсивности излучаемых экраном волн показывают, что применение экранов в виде жестких присоединенных масс не только улучшает распределение внешней нагрузки и способствует увеличению длительности (сравнивая рис. 3.40 и рис. 3.41), но и повышает ее КПД в 1,3..1,7 раза. Значение КПД при применении экранов в виде жестких присоединенных масс можно считать равным (0,8…0,9) КПД при отсутствии экранов [156].

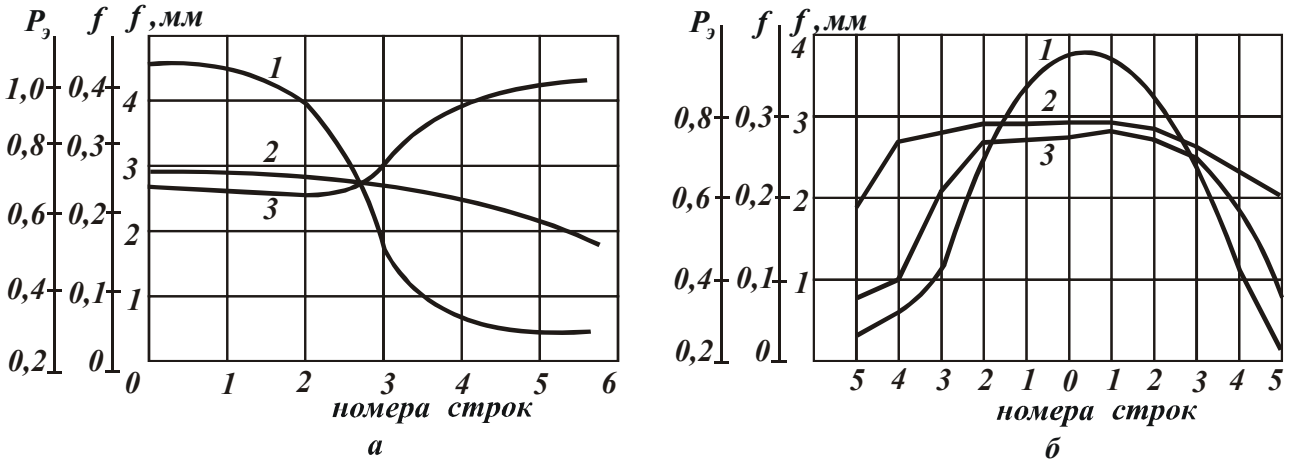


Рис. 3.42. Распределение внешней нагрузки, определяемое по глубине проштамповки мембран на крешерной плите. Материал: мембраны – АмцЛ 1,0 , экран – сталь $\bar{h}_э = \mathbf{0{,}8}$; а – 1 - $\frac{d_з}{d_э}$=0; 2 - $\frac{d_з}{d_э}$=0,7; 3 - $\frac{d_з}{d_э}$=1,0; б – 1 – без экрана; 2 – с экраном $\bar{d}_э$=0,3; 3 – с экраном $\bar{d}_э$=0,8.

На рис. 3.42,а показан характер распределения давлений по поверхности образца в точках 1÷5 для линейных зарядов (ДША), а на рис. 3.42,б - для сферических (аммонит №6 ЖВ), вес зарядов менялся от 2 до 10 г. Приведенные на рисунках эпюры давлений показывают, что экранирование улучшает характер распределения внешней нагрузки по поверхности заготовки как при использовании линейных, так и сосредоточенных зарядов ВВ, что обусловлено не только перераспределением первичной ударной волны по поверхности экрана, но и дополнительным интерференционным взаимодействием отражен-

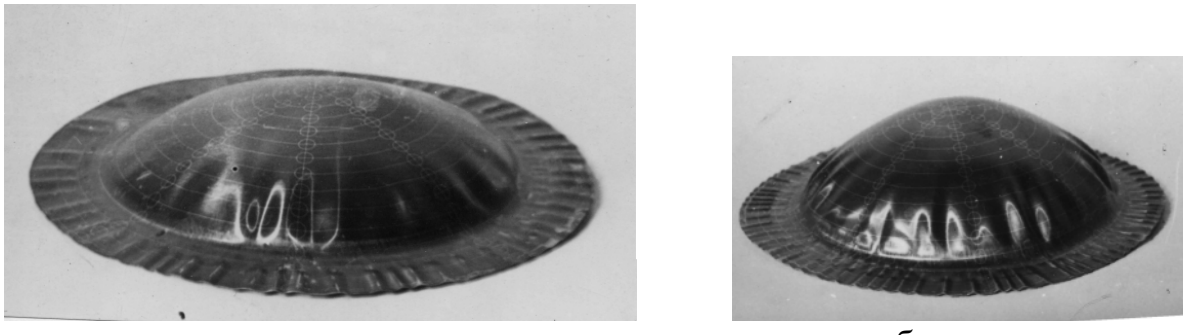
ных от заготовки и экрана волн, увеличивающим коэффициент полезного использования энергии взрыва в 1,3...1,7 раза. В связи с этим для схем штамповки, в которых экраны применяются в качестве жестких присоединенных масс, можно считать, что суммарный КПД трансформированной волны составляет (0,7...0,9)η_0 (η_0 – КПД при отсутствии экранов). Таким образом, при штамповке можно вес заряда в первом приближении находить по общепринятой методике [132] с последующей корректировкой в сторону уменьшения на 20-30%.

3.3.3. ШТАМПОВКА ПОЛУФАБРИКАТОВ

Целью проводимых исследований была оценка возможности изготовления полуфабриката гидровзрывной штамповкой с использованием разработанных приемов для ее интенсификации. Изучение технологических особенностей тонколистовой штамповки-вытяжки проводили на описанной ранее установке (рис. 3.27), используя сменные вытяжные кольца (рис. 3.28) с диаметрами отверстий d_0 = 0,1; 0,11 и 0,12 м и радиусами закругления протяжных ребер матрицы $\bar{\rho}$= (3 - 40).

Условия эксперимента и основные результаты приведены в табл. 3.3 и табл. 3.4.

На рис. 3.43 показаны снимки полуфабрикатов, имеющих гофры на поверхности.



а б

Рис. 3.43. Характерные особенности возникновения гофров на поверхности полуфабриката.

Гофры на поверхности полуфабриката и на фланце (рис. 3.43) отличаются по размерам, геометрии, количеству. В основном гофры на поверхности полуфабриката возникают в виде четырех асимметричных групп. Эти группы, каждая в отдельности, могут включать

один большой гофр, реже - два-три сомкнувшихся в виде волнистой поверхности гофров. К группам больших гофров примыкают меньшие по геометрическим размерам гофры. Гофры на поверхности полуфабриката в плане имеют ромбовидную форму. Вершины ромбического гофра направлены к зонам двухосного и одноосного растяжения.

Условия вытяжки фланца, как видно из результатов экспериментов, улучшаются по мере увеличения радиуса закругления протяжного ребра. Установлено, что оптимальная величина коэффициента вытяжки фланца за первую штамповочную операцию $k_0 < 1{,}32$ [130].

Проведенные эксперименты позволили получить зависимость оптимального относительного радиуса закругления от начального коэффициента вытяжки k_0 и гибкости λ:

$$\bar{\rho} = (0{,}375 \cdot k_0 - 0{,}5) \cdot \lambda .$$

Таблица 3.3

Влияние радиуса закругления матричного кольца на степень вытяжки фланца

Заготовка	k_0	$\rho \cdot 10^{-3}$, м	$\bar{\rho}$	$k_ф$			
Материал				d_0, м			
				0,1	0,15	0,20	0,30
АД0л 0,5 B= 176 кН/мм^2 m = 0,27	1,3	5	10	1,3	1,3	1,3	1,3
	1,4			1,18	1,12	1,07	1,06
	1,5			1,10	1,08	1,07	1,06
	1,6			1,08	1,04	1,02	1,02
Д16АМ B = 365 кН/мм^2 m = 0,236	1,3	10	20	1,3	1,3	1,3	1,3
	1,4			1,18	1,12	1,08	1,07
	1,5			1,16	1,07	1,07	1,06
	1,6			1,08	1,04	1,04	1,04
АМцМ B=247 кН/мм^2	1,3	15	30	1,3	1,3	1,3	1,3
	1,4			1,40	1,18	1,16	1,14
	1,5			1,26	1,14	1,12	1,10
	1,6			1,20	1,12	1,08	1,07
	1,3	20	40	1,3	1,3	1,3	1,3
	1,4			1,4	1,36	1,28	1,20
	1,5			1,45	1,45	1,32	1,18
	1,6			1,55	1,38	1,30	1,16
Х18Н10Тл0,12	1,3	2,0	16,6	1,3	1,32	-	-
	1,4			1,15	1,12	-	-
	1,5	5	41,6	1,10	1,08	-	-
	1,6			1,08	1,08	-	-
	1,8			1,07	1,08	-	-

Таблица 3.4

Влияние размеров заготовки (k_0, λ) и радиуса ρ на размеры полуфабриката

№ №	Заготовка АМцл 0,5								Полуфабрикат			
	d_0, м	k_0	λ	$\rho \cdot 10^{-3}$, м	q, кН/м^2	k_ϕ	$\bar{f}$	$\bar{h}_{r_э}$	$\left(\frac{r_{др}}{r_0}\right)_Э$	$\left(\frac{r_{др}}{r_0}\right)_T$	e_s, %	$\bar{h}_{r_T}$
1	0,15	1,4	300	3,0	2	1,16	0,375	0,625	0,46	0,38	18,5	0,42
2	0,15	1,4	300	4,0	2	1,18	0,392	0,595	0,48	0,376	18,0	0,34
3	0,3	1,4	600	4,0	4	1,06	0,21	0,264	0,543	0,543	19,2	0,21
4	0,3	1,4	600	7,5	2	1,12	0,356	0,265	0,42	0,564	18,5	0,25
5	0,15	1,5	300	4,0	4	1,04	0,235	0,273	0,53	0,572	21,6	0,15
6	0,15	1,5	300	9,3	2	1,12	0,342	0,576	0,44	0,492	18,7	0,48
7	0,3	1,5	600	9,3	25	1,05	0,236	0,245	0,58	0,536	22,0	0,10
8	0,3	1,5	600	18,6	2	1,17	0,414	0,712	0,39	0,38	18,6	0,23
9	0,15	1,6	300	4,0	25	1,02	0,231	0,834	0,58	0,538	22,0	0,15
10	0,15	1,6	300	15,0	2	1,18	0,412	0,725	0,42	0,38	18,7	0,31
11	0,3	1,6	600	10,0	2	1,02	0,234	0,215	0,56	0,535	21,0	0,17
12	0,3	1,6	600	30,0	2	1,18	0,445	0,82	0,412	0,37	18,6	0,33

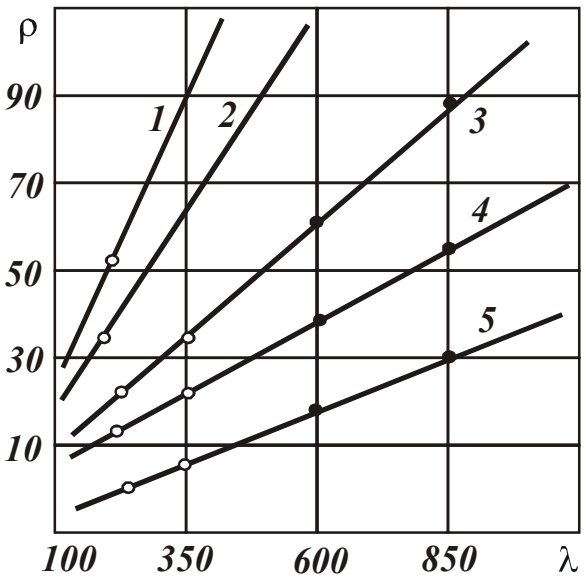


Рис.3.44. Зависимость $\bar{\rho}$ от λ: $\bar{\rho} = (0{,}375R_0 - 0{,}5)\lambda$, 1 - R_0=2,0, 2 - R_0= 1,8, 3 - R_0=1,6, 4 - R_0=1,5, 5 - R_0=1,42.

На рис. 3.44 приведены графики зависимости $\rho = f(k_0, \lambda)$ для различных коэффициентов вытяжки k_0. Точками показаны значения относительного радиуса $\bar{\rho}$, рекомендуемые справочной литературой [168, 132]. Совпадение рекомендуемых и найденных по зависимости (3.96) значений относительного радиуса закругления при гибкости λ< 300 достаточно хорошее (ошибка менее 3%).

Этот вывод сделан на основании общего анализа возникновения гофров на поверхности полуфабриката. На рис. 3.45 показаны характерные для наших экспериментов образцы, отштампованные из заготовок с гибкостью λ=300, коэффициентом вытяжки k_0= 1,42 и радиусами закругления протяжного ребра ρ= (2,5 и 4)·10^{-3}м. Радиус закругления ρ= 4 мм оптимальный для вытяжки.



Рис. 3.45. Влияние радиуса закругления матричных колец на степень вытяжки фланца и геометрии гофров.

Из рис 3.45 можно установить, что, несмотря на полное втягивание фланца, при оптимальном радиусе закругления и k_0= 1,42 гофры на поверхности полуфабриката не сливаются с гофрами на фланце и устранимы, как выяснено в параграфе 3.3.4, в процессе раздачи полуфабриката. Полуфабрикаты, отштампованные с радиусами закругления, меньшими, чем оптимальные, имеют худшее распределение утонений на стенках и меньшую глубину проштамповки.

В табл. 3.4 представлены результаты опытов по изготовлению полуфабриката: коэффициенты вытяжки k_0, гибкость λ, радиус закругления протяжного ребра ρ, удельное давление прижима фланца q, а также результаты замеров максимальных утонений e_s, коэффициент вытяжки фланца $k_ф$, относительной глубины проштамповки $\overline{f}$ и $\overline{h}_r$, относительной высоты гофров на поверхности $\overline{h}_r = \frac{h}{в}$ (h, $в$ - наибольшая высота и ей соответствующая ширина основания гофра на поверхности полуфабриката), отношения радиусов зоны двухосного растяжения $r_{др}$ и донной части заготовки r. Давление прижима создавалось собственным весом прижимной плиты (опыты № 1-5, 11) - гравитационный прижим, гидроприжимом (опыты № 17, 9, 12). Гидроприжим (рис. 3.29) использовался в опытах, где применение гравитационного прижима из-за интенсивного гофрообразования на фланце было неприемлемым.

Из проведенных экспериментов (табл. 3.2 и табл. 3.3) установили:

1. С точностью ± 10% относительную высоту гофров на поверхности от коэффициентов вытяжки k_0 и $k_ф$ можно находить по формуле:

$$\overline{h}_r = \left[0{,}3 \cdot exp\, 2e_\varphi - 0{,}25\right] \le \sqrt{0{,}3\left(k_0^2 - k_ф^2 + 1\right) - 0{,}25}\,. \qquad (3.97)$$

2. Степень точности определения размеров зоны двухосного растяжения по формуле (3.11) составляет 25-30%, что объясняется ха-

рактером допущений, принятыми при ее выводе, тем не менее, для проектирования технологических процессов точность вполне приемлема;

3. На основании выполненных экспериментов можно считать увеличение радиусов закругления матричных колец важным конструктивно-технологическим приемом расширения технологических возможностей гидровзрывной тонколистовой штамповки (рис. 3.44).
4. В диапазоне исследуемых коэффициентов вытяжки $k_0 \le 1{,}6$ и $\overline{f} < 0{,}4$ гофры на поверхности полуфабриката по относительной высоте не превышают значения $\overline{h}_r = 1$.
5. Штамповка полуфабриката взрывом при использовании оптимальных радиусов закругления (зависимость (3.96)) и степени вытяжки фланца $k_ф \le 1{,}08$ возможна с уменьшенными давлениями прижима в 5÷10 раз меньшими, чем при прессовой (статической) штамповке. При этом потребные давления прижима для малых коэффициентов вытяжки $1{,}2 \le k_0 \le 1{,}4$ целесообразно создавать гравитационным прижимом, а для $1{,}4 < k_0 < 1{,}8$ с помощью гидравлических установок типа гидроприжима.

Экранирование как метод интенсификации штамповки

Для определения влияния экранов на расширение технологических возможностей тонколистовой штамповки в установке (рис. 3.27) проведено 38 опытов с заготовками различной гибкости $\lambda = 250, 400, 600$. Установлено, что при отсутствии гофров на фланце и поверхности полуфабриката, достигаемое увеличением удельного давления прижима, коэффициент вытяжки фланца увеличивается незначительно: в пределах (3÷7)%, причем больше для заготовок с меньшей гибкостью. Однако этот результат нельзя считать отрицательным, так как

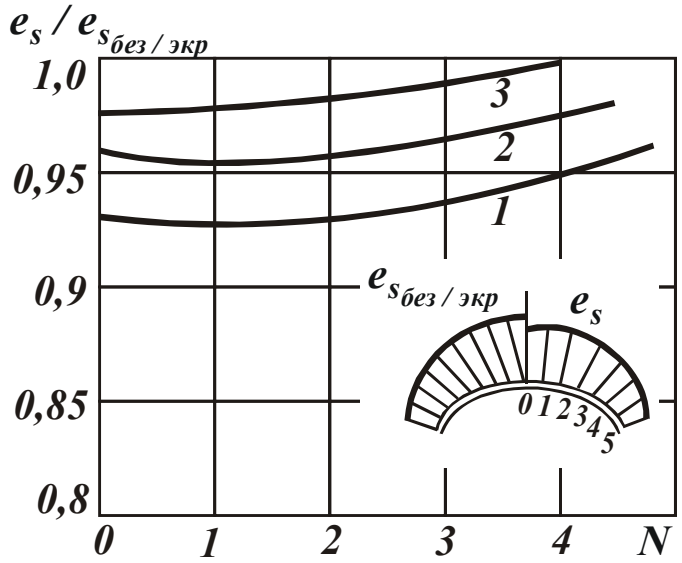


Рис. 3.46. Распределение утонений при экранировании зарядов ВВ: $\overline{f} = 0{,}25$; $\overline{f} = 0{,}35$; $\overline{f} = 0{,}45$.

при гидравлической штамповке таких заготовок результаты практически те же [150]. Экранирование при тонколистовой гидровзрывной штамповке позволяет улучшить равномерность распределения утонений (рис. 3.46) и, самое важное, уменьшить максимальное утонение полуфабриката на первых штамповочных переходах. На рис. 3.46 приводятся характерные эпюры распределения утонений в меридиональном сечении детали, отштампованной без экранирования и с экранированием. Видно, что образцы, изготавливаемые с экранированием, имеют более равномерное распределение утонений по стенке.

Из экспериментов также было выяснено влияние отношений $\bar{d}_э = \frac{d_э}{d_0}$ диаметра экрана $d_э$ к диаметру детали d_0 (или полуфабриката) на характер распределения внешней нагрузки. Установлено, что наиболее рационально применение экранов с отношением $\bar{d}_э$>0,25. При $\bar{f}$>0,25 возникает опасность просечки заготовки в купольной зоне (при λ> 400) [156]. По сравнению со штамповкой без экрана эпюра внешней нагрузки при экранировании близка к плоской. Благодаря этому равномерность распределения утонений по поверхности заготовки повышается по мере увеличения $\bar{d}_э$, а интенсивность внешней нагрузки снижается не более, чем на 10...20%.

Учитывая, что экраны используются как жесткие присоединенные массы, можно рекомендовать выбирать диаметр экрана равным или большим на 10-15% диаметра зоны двухосного растяжения.

3.3.4. РАЗДАЧА ПОЛУФАБРИКАТА И ЕЕ ВЛИЯНИЕ НА КАЧЕСТВО ОТШТАМПОВАННЫХ ИЗДЕЛИЙ

Целью проводимых исследований было изучение влияния схемы деформирования полуфабриката двухосным растяжением на распределение утонений на стенках деталей и устранение гофров на их поверхности.

Эксперименты проводили в универсальной установке (рис. 3.27,б), регулируя величину степени раздачи k_p сменными вытяжными кольцами (рис. 3.28) и листовыми шайбами [15], k_p= 1,02; 1,03; 1,12; 1,2; 1,3.

Для уменьшения количества экспериментов представлялось це-

лесообразным ограничить их число изучением особенностей раздачи полуфабрикатов одинаковой гибкости $\lambda = 300$.

Данные о полуфабрикатах - куполообразных днищах диаметром $d = 150$ мм из сплава АМцл 0,5 - приведены в табл. 3.5.

Для определения параметров полуфабриката: его максимального утонения e_{sn} и допустимой относительной глубины $\overline{f}_n$ был проведен ряд исследований. Штамповали полуфабрикат с различными максимальными утонениями $0{,}05 \le e_{s_n} \le 0{,}26$ и относительной глубиной $0{,}28 < \overline{f} < 0{,}42$. Замеряли минимум на трех образцах относительную высоту гофров $\overline{h}_r$ на поверхности, утонение в зоне перетяжного ребра (зона одноосного растяжения - сжатия) $e_{s_{np}}$, по зависимостям (3.49) подсчитывали работу пластической деформации полуфабриката W_n и вес заряда G.

Таблица 3.5

№п/п	Полуфабрикат АМцл0,5					Деталь					
	e_s, %	e_{sp}	$\overline{f}_n$	$\overline{h}_r$	G	k_p	e_s, %	e_{sp}	$\overline{f}$	$\frac{W}{W_n}$	G
1	15	3	0,28	0,6	2,0	1,02	15	8,5	0,31	0,12	0,4
2	15	3	0,28	0,6	2,0	1,05	15,4	9,2	0,32	0,15	0,4
3	15	3	0,28	0,6	2,0	1,08	15	9,8	0,33	0,12	0,4
4	15	3	0,28	0,6	2,0	1,12	18,6	7,74	0,27	0,20	0,4
5	15	3	0,28	0,6	2,0	1,2	21,4	6,25	0,25	0,35	0,45
6	15	3	0,28	0,6	2,0	1,3	28,3	4,26	0,26	0,40	0,45
7	15	3,6	0,35	0,75	2,2	1,02	15,0	9,0	0,36	0,10	0,50
8	15	3,6	0,35	0,75	2,2	1,08	15,0	9,5	0,38	0,16	0,4
9	15	3,6	0,35	0,75	2,2	1,12	18,6	7,4	0,34	0,20	0,4
10	15	3,6	0,42	0,96	2,4	1,02	15,1	6,0	0,46	0,10	0,45
11	15	3,0	0,42	0,96	2,4	1,05	15,2	6,6	0,47	0,13	0,42
12	15	3,0	0,42	0,96	2,4	1,08	15,2	7,5	0,51	0,20	0,4
13	15	3,0	0,42	0,96	2,4	1,12	16,6	5,2	0,4	0,22	0,45
14	15	3,0	0,42	0,96	2,4	1,2	20,6	4,6	0,38	0,38	0,5
15	18	3,6	0,31	0,65	2,4	1,08	18,2	9,4	0,33	0,16	0,52
16	18	3,6	0,31	0,65	2,4	1,12	19,8	7,6	0,34	0,20	0,52
17	20	4,0	0,32	0,72	2,4	1,08	20,2	9,4	0,36	0,20	0,54
18	20	4,0	0,33	0,72	2,4	1,12	25,3	7,0	0,35	0,14	0,54
19	25	5,0	0,37	0,73	2,4	1,08	25,0	10,2	0,39	0,17	0,56
20	26	5,0	0,37	0,74	2,4	1,12	30,0	7,4	0,408	0,21	0,56

Примечание: $\frac{W}{W_n}$ определялось по зависимости (3.2).

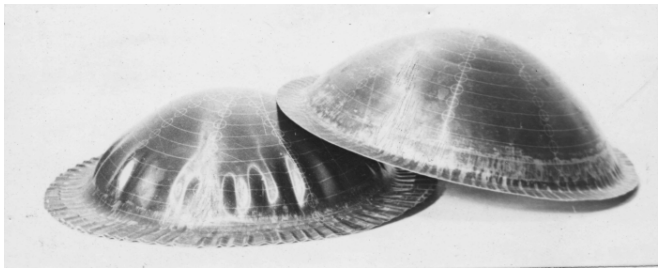


Рис. 3.47. Модельные образцы: полуфабрикат и деталь λ=300; $\overline{f}$ = 0,34.

После проведения измерений параметров полуфабриката произвели его раздачу взрывом заряда ВВ весом G, степень раздачи $k_p \le 1{,}3$. Полученная деталь подвергалась исследованиям: замерялось максимальное утонение в купольной зоне и утонение в зоне перетяжного ребра ρ, относительная глубина проштамповки $\overline{f}$, по зависимостям (3.49) и (3.58) определялась величина работы пластической деформации детали W.

Эксперименты дали возможность установить оптимальные параметры полуфабриката:

его глубину проштамповки:

$$f_n = \frac{f_0}{k_r} - 1{,}2 \cdot \beta \cdot \rho_n + \sqrt{r_{\partial p} \cdot \Delta e_{s_n}}\,; \qquad (3.98)$$

максимально допустимое утонение полуфабриката:

$$e_{S_{max}} = [e] - \left(\frac{f_0 - f_n}{r_{\partial p}}\right)^2 \cdot \alpha\,, \qquad (3.99)$$

позволяющие при последующей его доштамповке - раздаче изготовлять детали требуемой глубины f и величиной утонения e_s, не превышающей допустимое по техническим условиям значение $[e]$=0,2. Коэффициент β, входящий в зависимость (3.98), учитывает увеличение глубины за счет дополнительного пластического растяжения материала при распрямлении галтели радиусом ρ в зоне перехода от фланца к купольной части полуфабриката (табл. 3.6).

Таблица 3.6

k_p	1,06			1,08			1,10			1,11			1,11		
k_ϕ	1,02			1,08			1,12			1,2			1,3		
β	1,0	1,1	1,2	1,0	1,1	1,2	1,0	1,1	1,2	1,0	1,1	1,2	1,0	1,1	1,2

Коэффициент β определялся по замерам удлинений галтели после ее спрямления, причем утонение в купольной части детали всегда было неизменным и равным утонению полуфабриката.

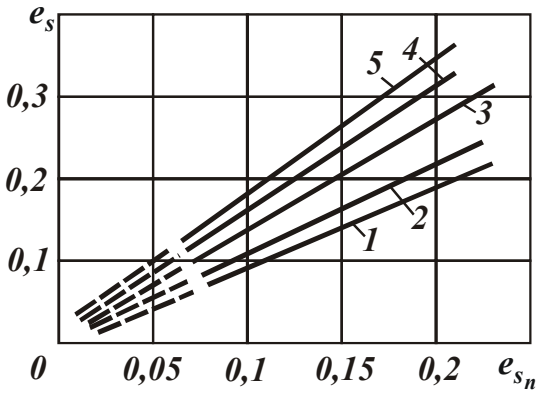


Рис. 3.48. Зависимость утонений детали от утонений полуфабриката: 1- k_p=1,02; 2 - k_p=1,08; 3 - k_p=1,12; 4 - k_p=1,2; 5 - k_p=1,3.

Коэффициент α, входящий в зависимость (3.99), учитывает снижение утонений при раздаче за счет дополнительного втягивания фланца (коэффициент вытяжки фланца изменяется в пределах $1<\alpha<1{,}2$). Его значения приведены в табл. 3.6 и найдены путем сопоставления утонений при раздаче полуфабриката с жесткозащемленным (увеличивая усилие прижима и трение на фланце) и свободновтягивающимся фланцем. В табл. 3.7 приведены значения максимальных утонений полуфабриката e_{sn} и появляющиеся на детали e_s, после раздачи с коэффициентом k_p (при жесткозащемленном фланце).

На рис. 3.48 показаны графические зависимости максимального утонения детали e_s от утонений полуфабриката e_{sn} при различных степенях раздач k_p. Анализируя эти данные, можно прийти к выводу, что оптимальные степени раздачи, при которых максимальное утонение полуфабриката и детали не изменяются, находятся в пределах $1{,}02 < k_p < 1{,}3$ (для АМц $1{,}02 \le k_p \le 1{,}18$).

Таблица 3.7

e_{sn}	0,1					0,15					0,2		
k_p	1,02	1,08	1,12	1,2	1,3	1,02	1,08	1,12	1,2	1,3	1,02	1,08	1,12
e_s	0,1	0,11	0,13	0,15	0,18	0,15	0,17	0,2	0,23	0,26	0,2	0,22	0,28

Характер изменения распределения утонений после раздачи показан на рис. 3.49,а,б,в, где приведены диаграммы утонений при раздаче полуфабрикатов определенной глубины ($\overline{f}$=0,25, 0,32, 0,41) на различную величину (k_p=1,02, 1,08, 1,12 и 1,2). Из диаграмм видно, что раздача улучшает равномерность распределения утонений. Разница между максимальным утонением в куполе и на протяжном ребре минимальна для степени раздачи k_p=1,08 и несколько больше при k_p> 1,1...1,15. Однако дальнейшее увеличение степени раздачи

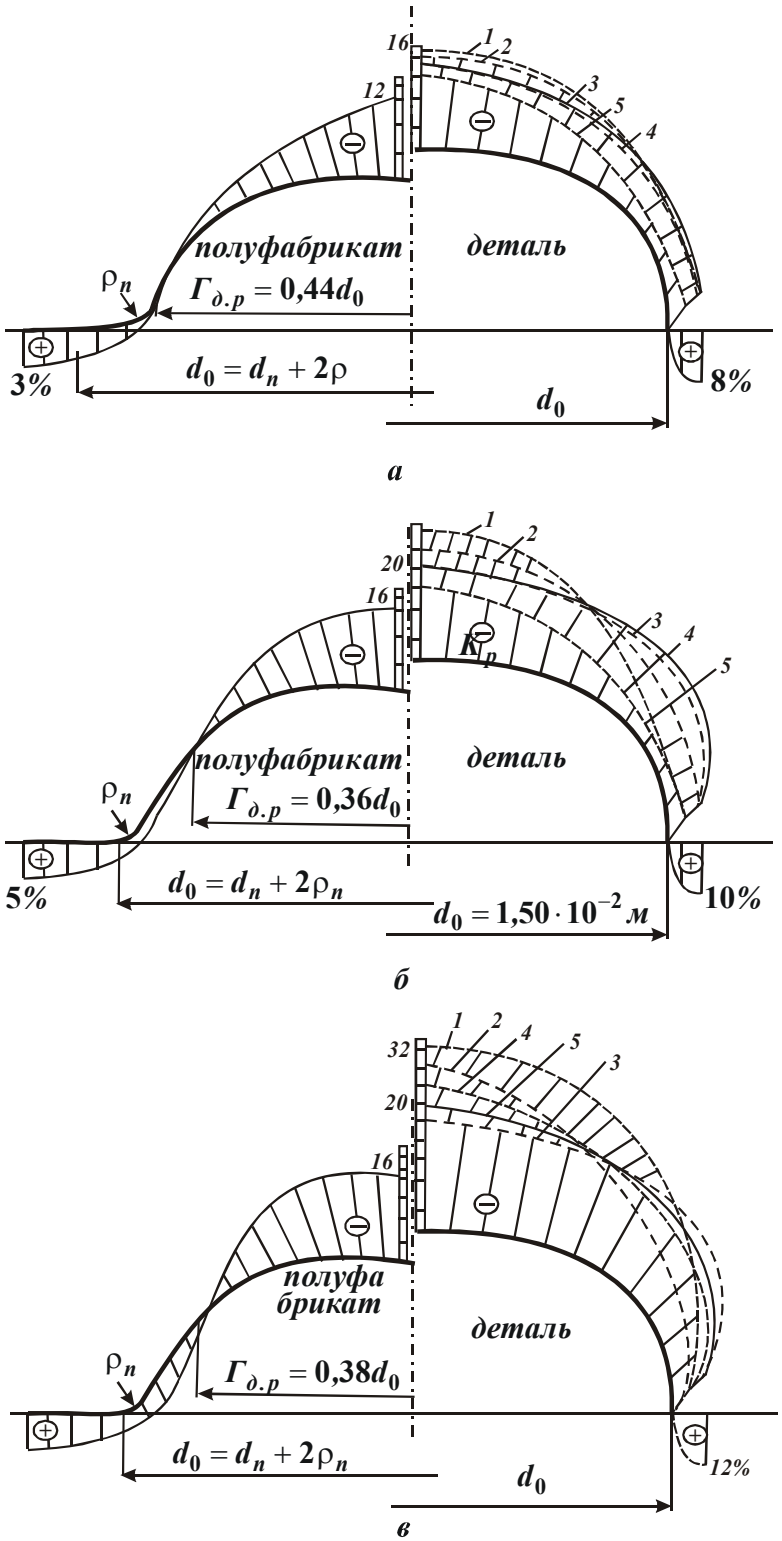


Рис. 3.49. Диаграммы распределения утонений на стенках деталей в зависимости от степени раздачи: $\rho_n = (0{,}375K_{o_n} - 0{,}5)d_n$, $\lambda = 300$; а - $\overline{f}_0$=0,25, $\overline{f}_n$=0,24; б - $\overline{f}_0$=0,32, $\overline{f}_n$=0,3; в - $\overline{f}_0$=0,5, $\overline{f}_n$=0,45; 1 - k_p=1,3; 2 - k_p=1,2; 3 - k_p=1,12; 4 - k_p=1,08; 5 - k_p=1,02.

k_p>1,2 нецелесообразно, так как приводит к прогрессирующей локализации утонений в купольной зоне. При степени раздачи k_p=1,3 распределение утонений на стенках детали ухудшается: снижается в зоне у протяжного ребра и увеличивается в купольной. Показанные на рис. 3.49 графики подтверждают правильность принятой расчетной схемы штамповки (зависимости (3. 1), (3. 2)).

Для оценки влияния величины относительной высоты гофров и их размещения на поверхности полуфабриката производили замеры утонений детали в горизонтальном ее сечении. Замеры выполнялись с помощью микрометров (точность $\pm$0,01 мм), в сечении (с шагом $\pm$20 мм), предварительно намеченном реперными точками на гофрированном полуфабрикате (в зоне максимальной высоты гофров).

На рис. 3.50 показаны характерные эпюры распределения утонений в широтных сечениях детали, изготовленной раздачей полуфабрикатов с различной относительной высотой гофров $\bar{h}_r$=0,4, 0,6, 0,8, 1,0 и 1,2 (кривые 1-5).

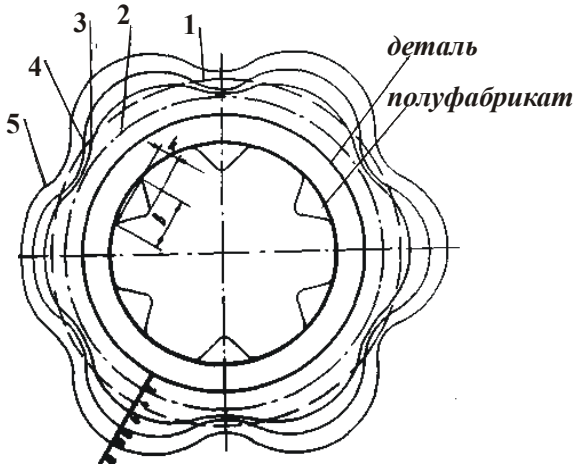


Рис. 3.50. Характерные эпюры распределения утонений в широтных сечениях детали.

Полуфабрикаты раздавали со степенью раздачи k_p=1,08.

Анализ эпюр распределения утонений показывает, что при относительной высоте гофров $\bar{h}_r$>0,8 и $\bar{b}_r$<1,3…2,0 раздача полуфабриката приводит к заметному появлению локальных переутонений в зонах, прилегающих к гофрированным участкам. Учитывая, что по ряду технических условий, например [75, 76], неравномерность утонений в зоне протяжного ребра, т.е. в месте наибольших по высоте гофров, не может превосходить 10%, можем сделать вывод о необходимости предупреждать при штамповке полуфабриката появление гофров с относительной высотой $\bar{h}_r$>1.

Оценка данных (табл. 3.5) показывает интересную особенность: раздача полуфабриката требует меньших зарядов БВВ по сравнению со штамповкой-вытяжкой полуфабриката. Это позволяет уменьшать металлоемкость оснастки (матриц), изготовляя их тонкостенными или из неметаллических материалов (бетон или стеклопластики).

На рис. 3.51 представлены диаграммы распределения меридиональных e_θ и тангенциальных (широтных) e_φ деформаций на деталях (сплошные кривые) с относительной глубиной $\bar{f}$ = 0,28, 0,36 и 0,5. Для сравнения штрихпунктирными линиями показано распределение деформаций на полуфабрикатах, отштампованных по схеме штамповки-вытяжки. Анализ приведенных диаграмм показывает, что при раздаче зона тангенциальных деформаций e_φ=0 больше, чем при вытяжке, где, начиная с точки [87] e_φ=0, предопределяя начало интенсивного гофрирования поверхности полуфабриката. Величина как меридиональных, так и тангенциальных деформаций в периферийных зонах при раздаче больше, чем при вытяжке. Этим объясняется более

равномерный характер распределения утонений на деталях, изготовленных раздачей по сравнению с деталями, отштампованными по схеме вытяжки.

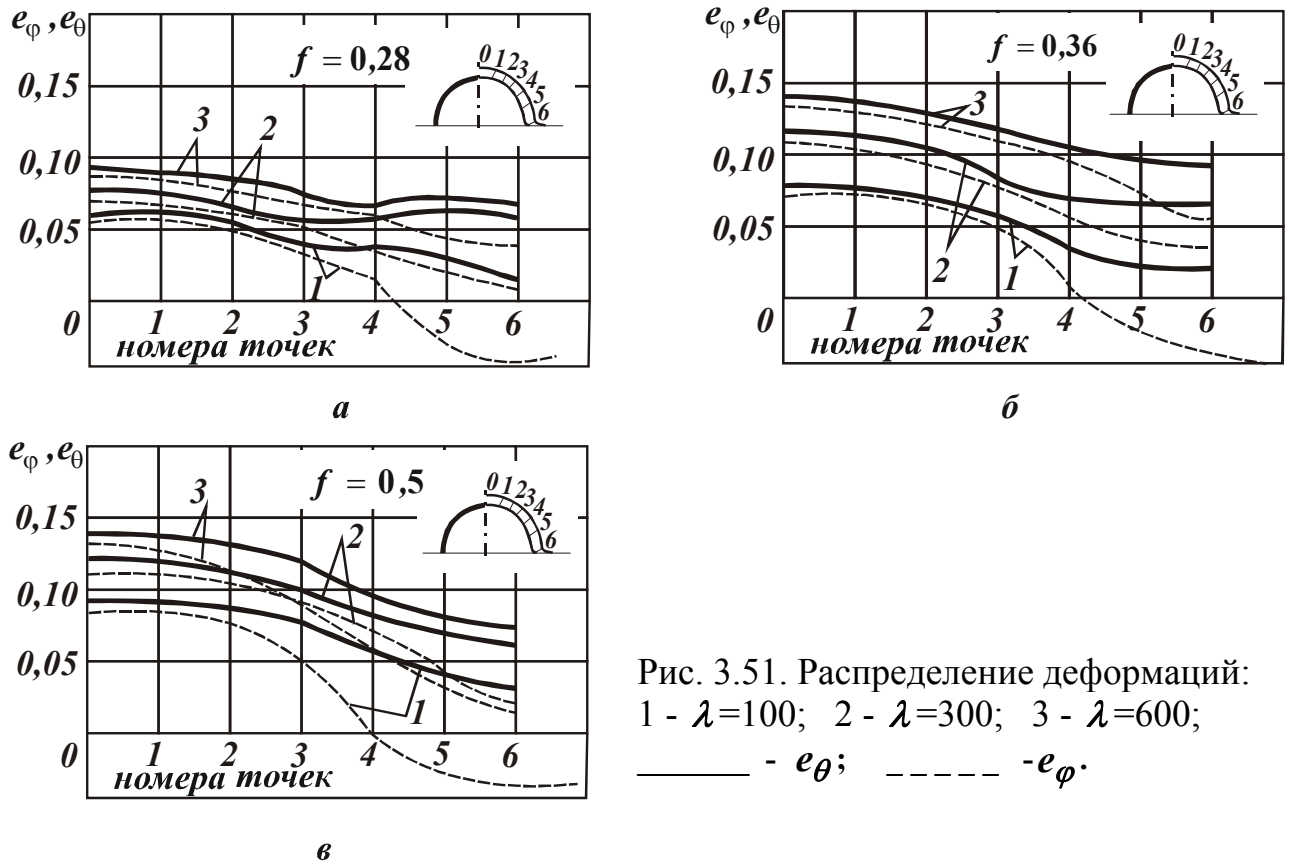


Рис. 3.51. Распределение деформаций:
1 - λ=100; 2 - λ=300; 3 - λ=600;
_____ - e_θ; _ _ _ _ _ - e_φ.

Применение способа штамповки с раздачей обеспечивает качественное изготовление тонкостенных деталей с гибкостью λ>200...400. Утонения стенок на 5...12% более равномерны, чем для однооперационной штамповки.

Выводы. Результаты экспериментов подтвердили возможность штамповки деталей двухосным растяжением полуфабрикатов, на поверхности которых имеются гофры с относительной высотой $\bar{h}_r$<1,0. Показано, что рациональные размеры полуфабриката должны быть меньше на 20-30% от размеров детали. Замеры утонений полуфабриката и детали и их последующее сравнение позволяет считать правильной выбранную нами расчетную схему процесса, принятую в параграфе 3.2 для характеристики механизма деформирования.

Подтверждена возможность применения недеформирующихся совместно с заготовкой экранов для перераспределения внешней нагрузки и увеличения длительности внешней нагрузки. Проведенные эксперименты показали хорошее качественное и количественное совпадение основных результатов, характеризующих параметры внешней нагрузки.

Изучение условий интенсификации штамповки позволяет считать перспективным одновременное применение экранов, увеличения радиусов закругления матричных колец, диаметр отверстия которых соответствует размерам зон двухосного растяжения.

3.4. РЕКОМЕНДАЦИИ ПО ШТАМПОВКЕ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ТОНКОСТЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ

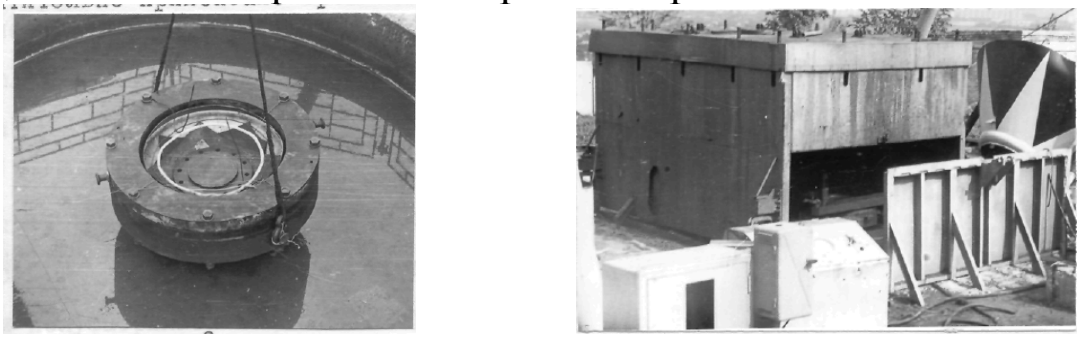
3.4.1. ОБОРУДОВАНИЕ И ОСНАСТКА

Среди изготовляемых деталей двойной кривизны, имеющих осесимметричную или близкую к ней форму поверхности, большой удельный вес занимают днища, чашки, мембраны, различные обтекатели и им подобные изделия. Принципиальных отличий при их изготовлении нет, поэтому можно ограничиться рассмотрением технологических процессов гидровзрывной штамповки деталей типа днищ.

Изготовление гидровзрывной штамповкой крупногабаритных тонкостенных деталей должно проводиться в соответствии с известными рекомендациями для ведения взрывных работ [80, 132], определяющими правила техники безопасности, основные типы взрывчатых веществ и средств инициирования.

Оборудование

В качестве оборудования для штамповки крупногабаритных деталей наиболее предпочтительно применение бассейнов и бронекамер [132]. Основываясь на опыте предприятий и ряде исследований [94, 117, 132, 173], можно рекомендовать для изготовления деталей диаметром до 2...3 м и небольших программах выпуска ($N \leq 10$ деталей за смену) использовать бассейны. В остальных случаях более предпочтительно применение бронекамер.



а б

Рис. 3.52. Оборудование для ведения взрывной штамповки: а – в бассейне; б – в бронекамере.

Штамповка в бронекамерах позволяет исключить сейсмические эффекты, упростить установку оснастки и ее обслуживание. При этом улучшается возможность механизации технологического процесса благодаря применению установок типа гидроприжима [132], отсутствию необходимости перемещения оснастки в емкость с передающей средой (бассейн). Важным преимуществом бронекамер является возможность штамповки в условиях цеха при допустимых величинах взрываемых зарядов ВВ в 2...4 раза больших, чем при применении бассейнов.

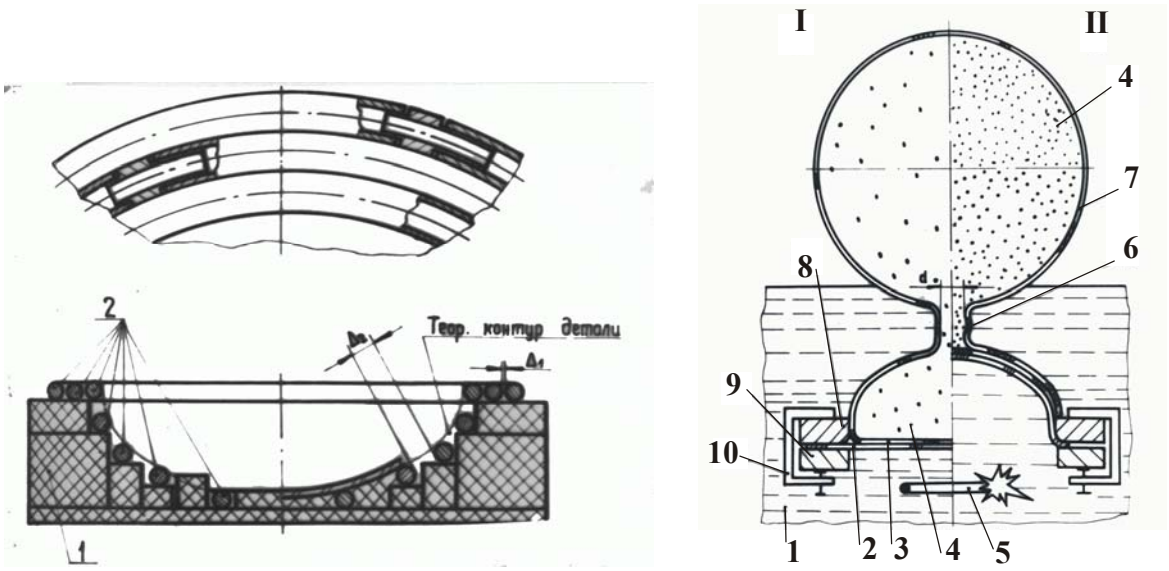
Оснастка для ведения технологического процесса

При единичном и мелкосерийном производстве основные средства затрачивают на изготовление оснастки.

Причем, наиболее нагруженные элементы: прижимное и вытяжное (матричное) кольца изготавливаются из стали или высокопрочных алюминиево-цинковых сплавов (реже чугуна), но затраты на их изготовление намного меньше, чем матрицы. Матрица является самым трудоемким и дорогостоящим элементов оснастки и, в конечном счете, определяет экономическую эффективность гидровзрывной штамповки. Практикой гидровзрывной штамповки установлено [132, 174], что применение стальных матриц (сталь 35Л) целесообразно при большой партии изделий $N > 100$. При меньших программах, как это действительно имеет место при штамповке крупногабаритных деталей диаметром более 0,5 метра, применяются матрицы, изготовленные из неметаллических материалов: бетона, дерева, пластмассы, льда.

Следует учесть, что при штамповке в условиях двухосного растяжения полуфабриката стойкость матрицы выше. Это объясняется особенностью схемы деформирования заготовки: в процессе доштамповки полуфабриката наиболее нагружены периферийные зоны штампа (протяжное, т.е. матричное кольцо). Поэтому можно в качестве формозадающих элементов - матриц использовать тонкостенные штампосварные или сварные оболочки толщиной (2...5) толщин штампуемой заготовки, облицованные эпоксидными покрытиями.

Кроме традиционно используемой оснастки из металла, бетона или пластмасс, при изготовлении крупногабаритных деталей можно рекомендовать оснастку из сменных формозадающих элементов, выполненных из отрезков труб или в виде полой камеры, заполненной воздухом под давлением (рис. 3.53).



а б

Рис.3.53. Устройства для взрывной штамповки.

Устройство состоит из дискретно смонтированных в корпусе 1 друг относительно друга жестких формозадающих элементов 2, элементов прижима 3 и размещенного в полиэтиленовом мешке 4 с передающей средой (водой) 5 для формоизменения заготовки 6 импульсного источника 7 - заряда БВВ.

Формозадающие элементы 2 и прижим 3 выполнены в виде колец, смонтированных из отрезков труб с сечением, близким к кругу, и закреплены относительно друг друга с помощью крепежных элементов (болтов с гайками) либо свободно размещены на корпусе 1. Корпус выполнен из листовых пластин 8 (преимущественно из резины и дельтадревесины, реже металла), фиксирующих положение формозадающих элементов. Размеры поперечного сечения могут быть одинаковы или различаться по технологическим и прочностным соображениям.

В частности, чем меньше толщина заготовки, тем меньше должен быть диаметр формозадающих элементов и расстояние между ними, особенно - в зоне фланца заготовки (для предупреждения заползания гофра в зазоры между формозадающими элементами).

Зазоры между формозадающими элементами могут быть до $\Delta = (3-7)\cdot S_0$ в зоне фланца и $\Delta = (40-60)\cdot S_0$ – в зоне формующей полости.

Для создания прижима фланца заготовки используются струбцины.

Применение устройства позволяет при изготовлении

особокрупногабаритных деталей практически полностью обойтись без грузоподъемных механизмов, облегчить транспортирование оснастки в рабочую зону, например, в зону строительства крупногабаритных резервуаров, а также снизить металлоемкость.

При изготовлении тонкостенных деталей типа днищ с относительной глубиной $\overline{f} < 0{,}3$ и небольшой программой выпуска ($N \leq 3$ изделия) перспективно применение устройства (рис. 3.53,б), содержащего бассейн 1 с передающей средой 2, формозадающий деформируемый элемент в виде полой камеры 3, соединенной каналом или каналами 4 с полостью имеющейся гибкой оболочки 5, заполненной воздухом под давлением, превышающим атмосферное, и заряд взрывчатого вещества 6. Формозадающий элемент и заряд ВВ расположены по разные стороны заготовки. Для усиления кумулятивного действия взрыва со стороны заряда также можно расположить дополнительный формозадающий элемент 7. Для создания требуемых усилий прижима заготовки используют складкодержатель 8 и струбцины 9.

При взрыве заготовка, интенсивно перемещаясь, сжимает стенки формозадающего элемента 3, расположенного с противоположной заряду ВВ 6 ее стороны. Избыточное давление в полости формозадающего элемента 3 приводит к стравливанию воздуха в резервуар 5 (в отдельных случаях в атмосферу или в полость вакуум-ресивера). Поскольку истечение воздуха из полости формозадающего элемента устойчивое и близко к скорости смещения заготовки, то принимаемая ею форма в любой промежуток времени практически точно соответствует границе раздела между несжимаемой гидросредой 2 и формозадающим элементом 3.

Кроме этого, возможно применение устройства [13], в котором используется смонтированное в корпусе сменное матричное кольцо, прижим и эластичный диск, защемленный между матричным кольцом и корпусом. Причем, объем между заготовкой и эластичным диском заполнен передающей средой, а устройство снабжено жестко-закрепленным в корпусе под эластичным диском на расстоянии, равном глубине детали, грибовидным элементом, выступающим в сторону детали и образующим кольцевой канал со стенками корпуса для захода в него участков поверхности эластичного диска с передающей средой.

При штамповке крупногабаритных деталей для локализации взрыва в непосредственной близости от заготовки, кроме примене-

ния экранов целесообразно использовать специальные взрывные патроны [9] (в случае применения линейных зарядов ВВ типа ДША), а также передающие среды на основе целлюлозы.

Взрывной патрон [13] содержит линейный заряд взрывчатого вещества, помещенный в трубчатую оболочку с двойными стенками, внешняя из которых выполнена эластичной, а зазор между ними заполнен передающей средой. Причем, для повышения качества деталей за счет создания равномерной нагрузки на обрабатываемую поверхность взрывной патрон снабжен дополнительной наружной оболочкой, также заполненной передающей средой.

Передающая среда для взрывной металлообработки, содержащая твердое вещество, пропитанное жидкостью, например, водой, в качестве которого служит измельченная бумага, позволяет предохранить поверхность заготовки или полуфабриката, не защищенную экраном, от повреждения, а также сохраняет свойства поглощения вредных газов. Изготовление полуфабриката возможно по двум технологическим схемам: формовой и вытяжной.

Применение разработанного способа целесообразно при изготовлении разнообразных деталей обшивок, полупатрубков, зализов, днищ баков, обтекателей, кожухов и коробок.

Типовым представителем рассмотренной группы изделий можно считать детали типа днищ, изготовление которых имеет ряд особенностей, присущих другим типам изделий. По технологической сложности детали с $\lambda > 200$ можно разбить на четыре группы (по относительной глубине $\overline{f}$):

$$\overline{f} < 0{,}2, \qquad \overline{f} > 0{,}2, \qquad \overline{f} \le 0{,}4 \quad \text{и} \quad \overline{f} > 0{,}4.$$

Типовая технология изготовления деталей типа обшивок ($\overline{f} < 0{,}1$ и допустимым утонением $[e]= 0{,}1$) и днищ ($\overline{f} < 0{,}5$; $[e]= 0{,}2$) включает две операции: предварительную формовку полуфабриката и его доштамповку в условиях двухосного растяжения.

Для деталей других групп количество штамповочных операций может быть увеличено до трех в зависимости от требований к характеру распределения утонений. Чем эти требования жестче, тем больше количество штамповочных переходов. Различают детали с (допустимым утонением 10% (обшивочные), 25% (детали баков) и 30% (зализы, обтекатели и т.д.)).

Конкретные рекомендации по выбору размеров полуфабриката по изготовлению деталей сведены в табл. 3.8.

Таблица 3.8

Основные параметры для проектирования технологических процессов

Основные параметры	Значения
1	2
Штамповка полуфабриката	
Начальный коэффициент вытяжки	$k_0 = k_{0\,теор}\sqrt{\dfrac{\Delta F}{F_0}}$
Глубина штамповки	$f_n = \dfrac{f_0}{k_r} - 1{,}2\rho_n + \sqrt{r_{др}\cdot \Delta e_S}$
Относительный радиус закругления протяжного ребра	$\bar{\rho} = [0{,}375k_0 - 0{,}5]\cdot\lambda$
Коэффициент вытяжки фланца	$k_ф = \sqrt{k_0^2 + 1{,}7\dfrac{\bar{\rho}}{\lambda} - \dfrac{2\left(f - r_{др}\sqrt{e_{sp}}\right)\cdot k_0}{r_0}}$
Допустимая относительная высота гофров	$\bar{h} = \left[0{,}3\,exp\,2e_\varphi - 0{,}25\right]^{0{,}5}$
Допустимое максимальное утонение	$e_{S_{max}} = [e] - \left(\dfrac{f_0 - f_n}{r_{др}}\right)^2$
Толщина экрана	$h_э = \sqrt{\dfrac{6P\left(1+\bar{P}_э\right)}{[\sigma]}}$
Диаметр экрана	$d_э = d_{др}...\left(d_0 - n\cdot S_0\right)$; $n > 2$ …4
Штамповка – раздача	
Дистанция взрыва	$R = (0{,}05…0{,}2)d_n$
Количество штамповочных переходов при относительной глубине деталей $\bar{f} \le 0{,}5$	2…3
Оптималъная степень раздачи	Штамповка детали k_r =1,05 …1,2
Минимальная величина радиуса закругления	(1…3)S_0
Дистанция взрыва	Заряд размещается в полости полуфабриката

Типовой технологический процесс включает операции:

– подготовить оснастку - разборка оснастки, установка сменного матричного кольца или прокладок, соответствующих требуемым размерам полуфабриката, установка заготовки, сборка оснастки, создание прижима фланца;

– вакуумировать полость матрицы (если это необходимо), разме-

стить на заготовке на эластичных (резиновых) шайбах экран (или экраны), установить в передающей среде над экраном заряд ВВ;

– уйти в укрытие и произвести взрыв.

В соответствии с разработанной типовой технологией могут изготавливаться стандартные эллиптические, параболические и сферические днища топливных баков, вытеснительные мембраны, корпуса приборных отсеков, чашки с обтекателями.

Детали с относительной глубиной $\overline{f} < 0{,}4$ штампуются за два штамповочных перехода, более глубокие изделия - за три.

Благодаря рациональному выбору размеров полуфабриката, степени вытяжки фланца за одну штамповочную операцию и величины радиуса закругления вытяжной кромки матричного кольца штамповка осуществляется при удельных давлениях прижима в 4-6 раз меньше обычно принятых и не больших $(1\text{-}2)\cdot 10^6$ Н/м^2.

Такое построение технологического процесса позволяет улучшить условия для механизации наиболее трудоемких операций, таких, как создание прижима, сборка и разборка оснастки на базе использования универсальных механических установок типа гидроприжима [132].

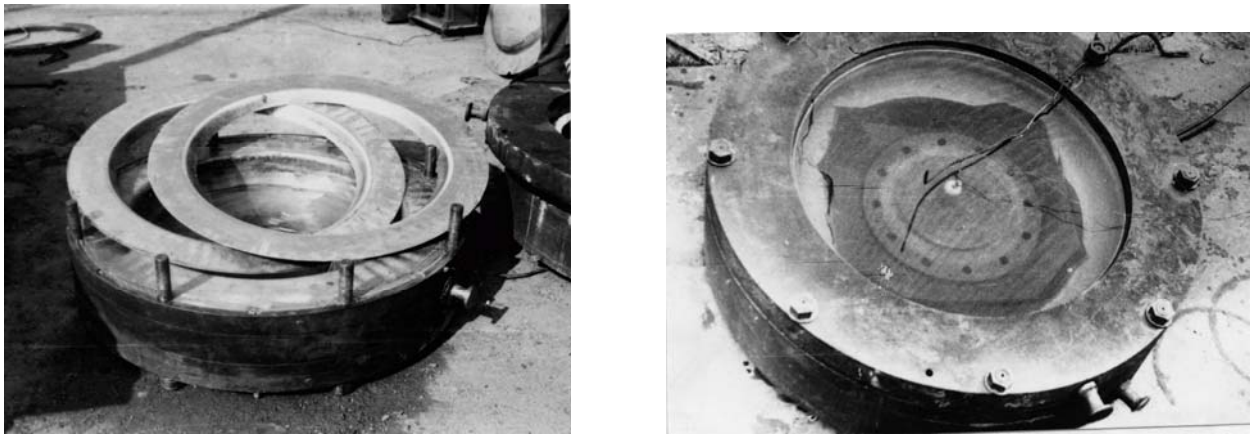
Применение установок типа гидроприжимов возможно благодаря тому, что на всех этапах формоизменения заготовки и полуфабриката в соответствии с разработанным способом создаются предпосылки для искусственного увеличения скорости перемещения периферийного, сжато-растянутого участка фланца. Это достигается увеличением радиусов закругления матричных кромок так, чтобы начальный коэффициент вытяжки

$$k_0 = \frac{D_0}{d_0 + 2\rho_м} \le 1{,}3.$$

В этом случае удельные давления прижима уменьшаются до $(1{,}0\ldots 1{,}3)\cdot 10^5$ Н/м^2, что упрощает проблему механизации наиболее трудоемких операций при изготовлении крупногабаритных деталей. На рис. 3.54 показан пример практического осуществления разработанной технологии.

Сменные листовые прокладки [15] (рис. 3.54,а) позволяют снизить металлоемкость устройства путем последовательного уменьшения протяжного отверстия матрицы до размера $d_{0n} = \frac{d_0}{k_p}$ и

при этом обеспечивают более равномерное прижатие фланца заготовки.



а б

Рис. 3.54. Оснастка для гидровзрывной тонколистовой штамповки: а - матрица со сменными матричными кольцами; б - оснастка в сборе, над экраном - жесткой присоединенной массой (плоская преграда) - размещен заряд ВВ.

Так как при штамповке тонколистовых металлов из высокопрочных сплавов необходимо решение вопроса об управлении параметрами внешней нагрузки, то ниже приводятся возможные схемы устройств для взрывного формоизменения.

Устройство, показанное на рис. 3.55,а, имеет экран в виде жесткой преграды 3, размещенной с помощью болтовых соединений 7, 8, 9 и плиты 6 на прижимном кольце 4. Внешняя нагрузка передается штампуемой заготовке 2 после предварительного перераспределения ударных волн от взрываемого заряда БВВ 5 по поверхности экрана 3 и кольцевому каналу между внешней и внутренней боковыми поверхностями экрана и прижима 4. Такое устройство позволяет увеличивать интенсивность внешней нагрузки в незащищенных экраном зонах заготовки, что целесообразно для ряда технологических процессов (формовка рифтов, пуклевок и т.д.).

В устройстве (рис. 3.55,б) экран выполнен в виде цилиндрического резервуара, имеющего возможность перемещаться на величину Δ совместно с деформируемой заготовкой. Оказываемое при этом механическое воздействие на заготовку позволяет исключить возникновение гофров в зонах заготовки, примыкающих непосредственно к протяжному ребру матрицы 3. Область применения устройства - глубокая штамповка тонкостенных изделий с гибкостью $\lambda > 500$.

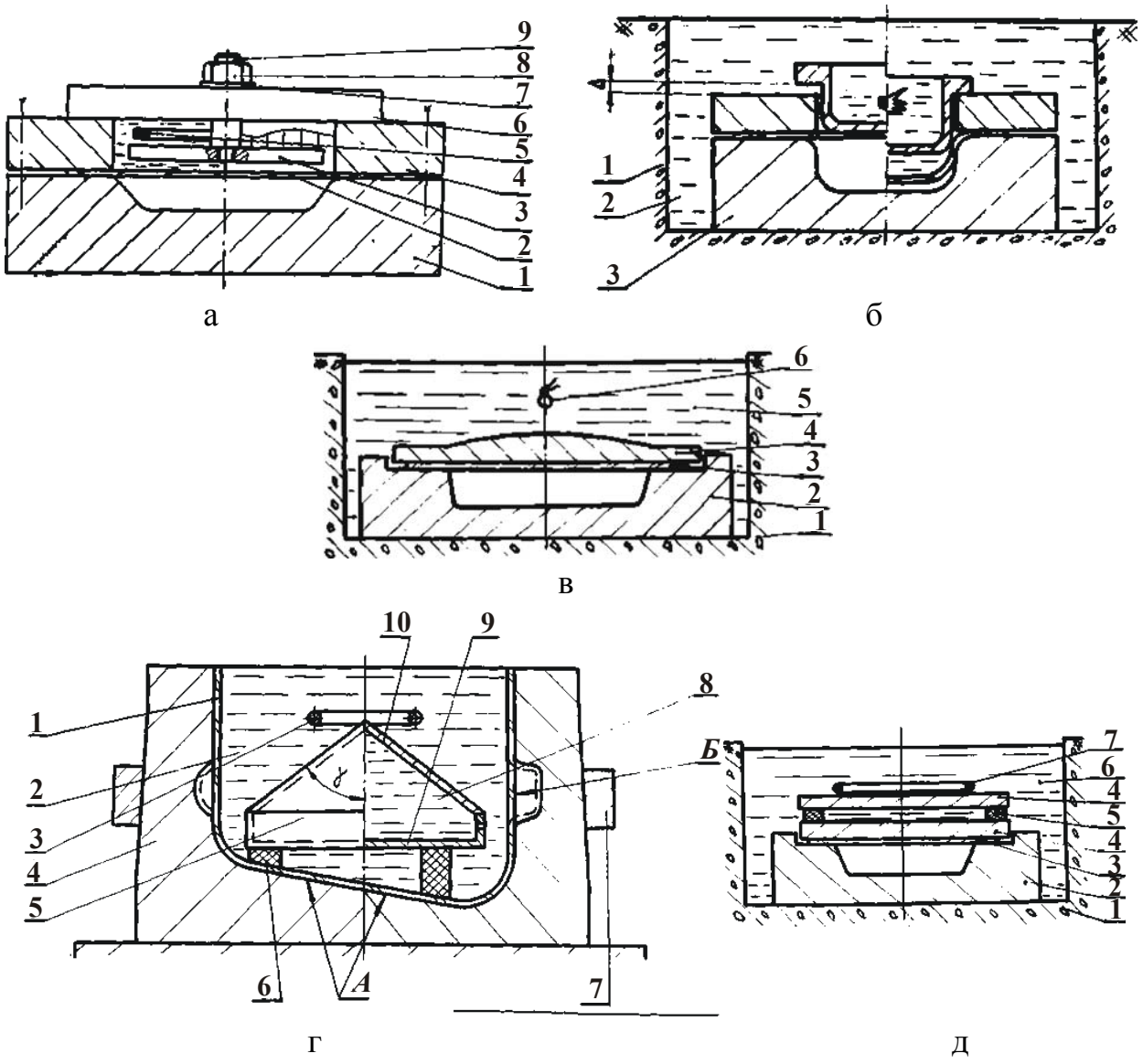


Рис. 3.55. Рекомендуемые схемы устройств для тонколистовой штамповки и назначение экранов: а - локализация взрыва и перераспределение внешней нагрузки на периферийные зоны; б - экран, выполняющий функции бассейна и жесткой присоединенной массы; в – экран - акустическая линза для получения плоского фронта ударной волны; г - экран в виде полой обтекаемой оболочки для получения П-образной эпюры ударной волны; д - экран в виде многослойных пластин для увеличения в 5-10 раз длительности действия внешней нагрузки.

Устройства, показанные на рис. 3.55,в,г, используют экраны 4 не только для управления внешней нагрузкой, но и в качестве фланца прижима штампуемой заготовки.

В устройстве, показанном на рис. 3.55,д, экран 5 выполнен сварным из листового проката, его полость заполнена передающей средой, что позволяет уменьшить до минимума нагрузку на купольные участки полуфабриката и увеличить до максимума интен-

сивность силового воздействия на его периферийные зоны.

Таким образом, рассмотренные устройства [12, 14] дают возможность использования экранов как:

1) средств перераспределения внешней нагрузки с одних участков заготовки на другие и изменения длительности воздействия;
2) прижимные устройства или устройства, предотвращающие возникновение гофров в наиболее опасных зонах обрабатываемой заготовки.

Представляется возможным, изолируя экранами заготовку от заряда ВВ на определенный промежуток времени, обеспечить штамповку с подогревом до 200...400°С или с охлаждением до низких температур [8]. В первом случае под цилиндрическим экраном может размещаться твердая передающая среда на основе целлюлозы [10], во втором - экран в виде полой шайбы, заполненной хладагентом - жидким азотом. Такие решения особенно могут быть эффективны при штамповке изделий из высокопрочных титановых сплавов, специальных сталей, тугоплавких металлов.

ГЛАВА 4

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ЭЛЕКТРОДИНАМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМАХ МАГНИТНО-ИМПУЛЬСНОЙ ОБРАБОТКИ ТОНКОСТЕННЫХ ЗАГОТОВОК

Среди основных проблем современности наиболее остро выделяются экология, ресурсосбережение и энергетика. Нет смысла определять, что есть первое, что - второе и что - третье. Различные, безусловно, весомые точки зрения могут расставить значимость этих проблем как угодно. Главное же состоит в ответах на вопросы: где взять энергию, материальные ресурсы и как сохранить окружающую среду для грядущих поколений? Решение этих проблем определит будущее человечества.

В этой связи особое значение приобретают, так называемые, прогрессивные технологии, удовлетворяющие требованиям экологической чистоты, высокой производительности и низкого энергопотребления.

Практическое использование энергии импульсных электромагнитных полей открывает исключительные перспективы для создания прогрессивных технологий по обработке материалов любой физической природы. Здесь возможно комплексное сочетание всех атрибутов, определяющих прогрессивность технических решений различных производственных задач.

Информация о магнитно-импульсной обработке металлов (МИОМ) стала появляться в научной периодике, начиная с шестидесятых годов. Её бурное развитие продолжалось приблизительно до начала восьмидесятых. Сейчас отмечается спад. Причин здесь множество. Как технических, так и социальных. Не будем останавливаться даже на их перечислении.

Отметим только, что вопросы экологии и ресурсосбережения (основные достоинства магнитно-импульсной обработки металлов!) в то время, очевидно, ещё не приобрели первостепенной значимости.

В настоящее время мировая общественность обеспокоена истощением природных ресурсов, загрязнением и даже отравлением нашей планеты. Человечество уже обладает высокопроизводительными технологиями в различных сферах деятельности. Рост произво-

дительности перестает быть основной задачей научно-технического прогресса. На первые места выходят экология, ресурсо - и энергосбережение!

В этой связи целесообразно обратиться к магнитно-импульсным методам в обрабатывающих производствах и подойти к их практической реализации с позиций, отличных от времен 60-70 годов.

Следует отметить, что НТУ «ХПИ» является ведущим и практически единственным научным центром на Украине, где, начиная с 1963 года, под руководством кандидата технических наук, доцента Фертика С.М., кандидата технических наук, профессора Белого И.В., доктора технических наук, профессора Хименко Л.Т. и кандидата технических наук, старшего научного сотрудника Горкина Л.Д. проводились фундаментальные исследования по МИОМ. Здесь было создано и внедрено в различные отрасли промышленности более 160 уникальных разработок (общее количество – более 600!), приоритетность которых зафиксирована многочисленными патентами в различных странах мира.

В настоящем разделе рассматриваются общие физические аспекты силового взаимодействия тонкостенных проводников с импульсными магнитными полями. Формулируются основные задачи теоретических и экспериментальных исследований, решение которых определяет практическую действенность магнитно-импульсного метода при существенном проникновении поля сквозь заготовки.

Здесь же описаны возможные пути преодоления негативных следствий диффузионных эффектов. Сформулированные предложения позволяют увеличить силы давления при обработке тонких листовых заготовок за счёт использования матриц, выполненных из диэлектрических материалов. В таких конструкциях индукторных систем моделируется задача о проникновении поля плоской волны сквозь тонкий проводящий слой в свободное полупространство. Эффект экранирования здесь достаточно велик. Магнитное поле сквозь металл заготовки практически не проникает. Развиваемое давление – максимально. Реализуется эффективное бесконтактное воздействие на заготовку.

Следует особо подчеркнуть, что конструкции индукторных систем такого рода – нетрадиционны для МИОМ. Их практическая реализация потребовала решения новых теоретических задач, постановки новых экспериментов, рассмотрения различных альтернативных вариантов и так далее. В конечном итоге, были созданы модельные

конструкции, продемонстрировавшие свою работоспособность на практике.

Говоря об использовании импульсных полей для осуществления прогрессивных обрабатывающих технологий, нельзя обойти вниманием вопросы технического обеспечения. По этой причине настоящий раздел включает краткое описание магнитно-импульсных установок (МИУ), предназначенных для генерирования токов в обмотках индукторных систем.

Принципиально, установка включает в себя емкостный накопитель энергии, зарядное устройство, коммутаторы, комплексы автоматики, измерительные схемы различного назначения и соединительные проводники. К электрическому выходу магнитно-импульсной установки подключаются индукторные системы - инструменты для выполнения требуемых производственных операций. Таким образом, магнитно-импульсная установка плюс соответствующая индукторная система есть техническое оборудование для практической реализации магнитно-импульсных методов обработки металлов.

В заключительной части настоящего раздела предложена и описана операция по производству печатных плат для электротехнических схем. Сущность предлагаемой операции состоит в штамповке требуемого рисунка печатной платы в металле медной фольги силами давления импульсного магнитного поля. Здесь приведены конкретные технические решения и результаты их экспериментальной апробации. Обсуждаются возможные направления в организации технологических циклов. Сформулированы определяющие преимущества магнитно-импульсного метода производства печатных плат по сравнению с известными химическими способами. Это, в первую очередь, экологическая чистота процесса, экономичность (одна из статей - отсутствие затрат на очистные сооружения!), сбережение ценного цветного металла - меди и, наконец, высокая производительность**.**

Материал настоящего раздела предназначен, в первую очередь, для специалистов, занимающихся разработкой и созданием устройств различного назначения, где в небольших объемах генерируются мощные поля и развиваются значительные силы магнитного давления на металлы. Изложенная информация будет также интересна специалистам - разработчикам собственно прогрессивных технологий, а также организаторам производств, удовлетворяющих требованиям современности.

И наконец, самое приятное – авторы выражают глубокую и ис-

креннюю благодарность своим коллегам доктору технических наук, профессору Хименко Л.Т., кандидату технических наук, старшему научному сотруднику Горкину Л.Д. и старшему научному сотруднику Легезе А.В. за неизменную поддержку и огромный вклад в практическую реализацию экспериментальных работ.

4.1. ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ ПРИ МАГНИТНО-ИМПУЛЬСНОМ ВОЗДЕЙСТВИИ

Начиная рассмотрение физических процессов при МИОМ, следует дать определение собственно индукторной системы – инструмента метода, реализующего непосредственное силовое воздействие на обрабатываемую заготовку.

Что это такое?

Индукторная система – это электротехническое устройство, представляющее собой инструмент для выполнения определённой технологической операции и состоящее из источника электромагнитного поля - индуктора, обрабатываемого материала - заготовки и матрицы, форма которой обеспечивает изготовление требуемой детали.

В общем случае, индукторная система такого вида реализует технологическую операцию, называемую электромагнитной штамповкой. В отличие от своего аналога в кузнечно-прессовом производстве, здесь отсутствует пуансон, входящий в непосредственный контакт с заготовкой и деформирующий её по форме матрицы. При электромагнитной штамповке силовое воздействие на материал осуществляется без механического контакта с заготовкой, так как силы давления возникают за счёт эффектов взаимодействия поля с веществом.

Как известно, физические процессы в индукторных системах для магнитно-импульсной обработки металлов характеризуются возбуждением сил Лоренца. В технической терминологии – это, так называемые, пондермоторные силы. Их появление обусловлено взаимодействием магнитного поля источника и вихревых токов, индуцированных в заготовке.

Пондермоторные силы определяют магнитное давление на проводник. Это замечание крайне важно, поскольку давление импульсного поля имеет место только в случае, когда вихревые токи в заготовке протекают по замкнутым контурам. В противном случае, когда

контуры, по которым должны протекать индуцированные токи, не замкнуты, пондермоторные силы не возбуждаются. Магнитное поле на проводник не оказывает никакого давления.

Пусть условия для возбуждения пондермоторных сил выполняются. На заготовку действует магнитное давление. Теперь его величина определяется соотношением эффективной глубины проникновения поля и толщины заготовки. Силовое воздействие будет наибольшим в случае резкого поверхностного эффекта, когда диффузия поля в проводник незначительна (массивные хорошо проводящие металлы). Такой проводник называют "непрозрачным". В случае "прозрачного" проводника (достаточно тонкостенного или плохо проводящего металла), когда проникновение магнитного поля сквозь заготовку весьма существенно, развиваемое давление резко падает. Эти факты определяют необходимость различных подходов к анализу электродинамических процессов при взаимодействии магнитных полей с "непрозрачными" и "прозрачными" проводниками. Конечной целью этих рассмотрений является вывод условий наиболее эффективного силового воздействия на обрабатываемые металлы.

Для лучшего понимания сущности затронутых вопросов начнём с общих физических аспектов силового взаимодействия магнитного поля с проводящими средами. Естественно, описание явлений и закономерностей проведём в приложении к инструментам МИОМ – индукторным системам. Затем перейдём к особенностям воздействия проникающих электромагнитных полей на тонкостенные заготовки.

Электромагнитные процессы в индукторных системах для обработки металлов описываются фундаментальной системой уравнений Максвелла (в международной системе единиц - СИ):

$$\begin{cases} rot\vec{E} = -\dfrac{\partial \vec{B}}{\partial t}; \\ rot\vec{H} = \vec{j} + \dfrac{\partial \vec{D}}{\partial t}; \\ div\vec{E} = 0; \\ div\vec{H} = 0, \end{cases} \qquad (4.1)$$

где $\vec{E}, \vec{H}$ - векторы напряженностей электрического и магнитного полей; $\vec{D}, \vec{B}$ - векторы индукции электрического и магнитного полей; $\vec{j}$ - вектор плотности токов.

Уравнения (4.1) дополняются, так называемыми, материальными соотношениями, устанавливающими связь между токами, индук-

циями и напряжённостями поля в средах с различными электрофизическими параметрами, каждый из которых представляет собой количественную интегральную характеристику какого-то свойства среды. Один из них определяет способность вещества поляризоваться (это диэлектрическая проницаемость), второй – намагничиваться (магнитная проницаемость), третий характеризует способность среды проводить или не проводить электрический ток (удельная электропроводность).

Итак, в системе СИ имеем,

$$\begin{cases} \vec{D} = \varepsilon \cdot \varepsilon_0 \cdot \vec{E}; \\ \vec{B} = \mu \cdot \mu_0 \cdot \vec{H}; \\ \vec{j} = \gamma \cdot \vec{E}, \end{cases} \qquad (4.2)$$

где ε и μ - относительные диэлектрическая и магнитная проницаемости среды; ε_0 и μ_0 - абсолютные диэлектрическая и магнитная проницаемости вакуума; $\varepsilon_0 = 8{,}85 \cdot 10^{-12}$ Ф/м, $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Н/м; γ - удельная электропроводность среды.

Результатом взаимодействия поля индуктора с проводящей заготовкой является возбуждение пондеромоторных сил. И если их величина есть функция пространственно-временного распределения поля по толщине проводника, то суммарное давление не зависит от нюансов распределения и определяется лишь разностью квадратов значений напряжённости магнитного поля на граничных поверхностях проводящей заготовки, то есть

$$p = \frac{\mu_0}{2}\left(H_1^2 - H_2^2\right). \qquad (4.3)$$

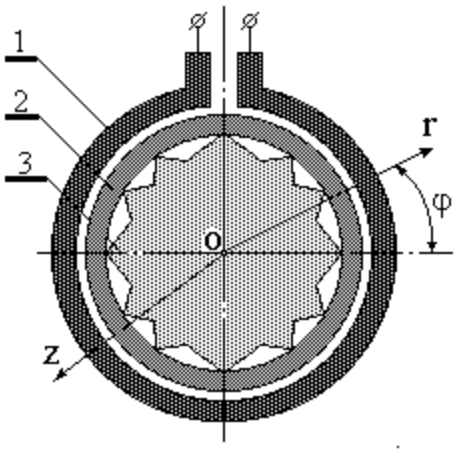


Рис.4.1. Цилиндрическая индукторная система с трубчатой заготовкой:1 – индуктор-соленоид; 2 -заготовка; 3 - матрица.

Формула (4.3) есть следствие фундаментального закона, определяющего энергию электромагнитного поля в единице объёма любой немагнитной среды.

Справедливость и универсальность формулы для магнитного давления (4.3) можно обосновать также с помощью уравнений Максвелла (4.1) и материальных соотношений (4.2).

Для наглядности и большей убе-

дительности рассмотрим воздействие магнитного поля на заготовки в индукторных системах разной геометрии: цилиндрическая конструкция – соленоид с трубчатой заготовкой (рис.4.1) и плоская система – многовитковая катушка с металлическим листом (рис. 4.2).

В цилиндрической системе координат при достаточной протяжённости вдоль оси $0Z$ возбуждается лишь касательная компонента напряжённости магнитного поля, которая вследствие азимутальной однородности есть функция только радиуса r, то есть $H = H_Z(r)$.

Под действием поля в металле индуцируются вихревые токи, охватывающие трубчатую заготовку по окружностям в поперечных сечениях:

$$\vec{j}_\varphi = rot\ \vec{H} = -\frac{dH_Z(r)}{dr}\vec{e}_\varphi . \qquad (4.4)$$

Между внешним магнитным полем и вихревыми токами возникают пондермоторные силы. В единице объёма их величина определяется векторным произведением:

$$\vec{f}_r(r) = \vec{j}_\varphi \cdot \vec{H}_Z(r). \qquad (4.5)$$

Интегрируя выражение (4.5) по $r \in [r_1, r_2]$ (r_1 - внутренняя граничная поверхность, r_2 - внешняя поверхность трубчатой заготовки), находим магнитное давление на проводник толщиной - $d = (r_2 - r_1)$:

$$p = \mu_0 \int_{r_1}^{r_2} (-f_r(r))dr = \mu_0 \int_{r_1}^{r_2} \frac{dH_Z(r)}{dr} H_Z(r)dr = \frac{\mu_0}{2}\left(H_1^2 - H_2^2\right), \qquad (4.6)$$

где $H_1 = H_Z(r_2)$, $H_2 = H_Z(r_1)$; H_1 и H_2 - напряжённости магнитного поля на поверхностях $r = r_2$ и $r = r_1$, соответственно.

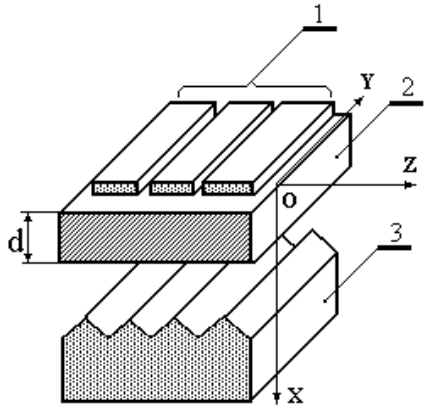


Рис.4.2. “Элемент” плоской индукторной системы: 1 - плоский индуктор; 2 - заготовка; 3 - матрица.

Аналогичным образом, формулу для магнитного давления можно получить в случае плоской индукторной системы, "элемент" которой показан на рис.4.2.

При достаточно больших поперечных размерах в направлениях OZ и OY поле катушки однородно и определяется единственной составляющей $H_Z(x)$. Магнитное поле индуцирует в плоской проводящей заготовке вихревые токи, протекающие по замкнутым контурам, каждый из которых есть зеркальное отражение витков катушки индуктора. Возникающие

пондермоторные силы определяются выражением:

$$\vec{j}_Y = rot_Y \vec{H} = -\frac{dH_Z(x)}{dx}\vec{e}_Y . \qquad (4.7)$$

Аналогично предыдущему, находим давление на плоский проводящий лист со стороны магнитного поля многовитковой катушки:

$$p = \mu_0 \cdot \int_o^d \left(-\frac{dH_Z(x)}{dx} H_Z(x) \right) dx = \frac{\mu_0}{2}\left(H_1^2 - H_2^2 \right), \qquad (4.8)$$

где $H_1 = H_Z(0)$, $H_2 = H_Z(d)$; H_1 и H_2 - напряжённости магнитного поля на граничных поверхностях $x = 0$ и $x = d$, соответственно.

Выражения (4.6) и (4.8) идентичны формуле (4.3). Таким образом, величина давления на проводник в магнитном поле при любой геометрии системы действительно определяется разностью квадратов касательных компонент напряжённостей магнитного поля на граничных поверхностях данного проводника, а направление сил давления устанавливается знаком разности в формуле (4.3): при $H_1 > H_2$ вектор давления направлен от индуктора к матрице (в сторону уменьшения амплитуды поля).

Следует подчеркнуть важность этого результата, поскольку он количественно описывает второй фактор, определяющий интенсивность силового воздействия на проводник в магнитном поле. Напомним, что первый фактор - это обязательное существование замкнутых контуров для протекания индуцированных вихревых токов.

Формулы – (4.3), (4.6) и (4.8) для магнитного давления устанавливают предел естественных возможностей собственно метода.

И вот почему.

Традиционная индукторная система состоит из источника поля, заготовки и металлической матрицы. Величина напряжённости H_2 определяется диффузией поля сквозь проводник в полость, ограниченную поверхностью матрицы. Если толщина и электропроводность металла заготовки достаточно малы, проникновение поля становится существенным. Величина H_2 возрастает, а магнитное давление, соответственно, падает. В случае, когда эффективная глубина проникновения больше толщины проводника, последний, как уже отмечалось, становится «прозрачным» для поля и практически не испытывает никакого силового воздействия. Если же эффективная глубина проникновения много меньше характерных размеров заготовки (то есть при условии резкого скин-эффекта), диффузия поля незначительна, силы

давления - максимальны $p \approx \frac{\mu_0 \cdot H_1^2}{2}$, $H_2 \approx 0$.

По этой причине магнитно-импульсный метод нашёл наибольшее практическое применение в технологических процессах по обработке массивных заготовок из металлов с высокой электропроводностью (например, медь, алюминий, латунь и так далее).

Подводя итог проведенному рассмотрению уравнений и соотношений, описывающих электродинамические процессы в индукторных системах для обработки металлов, следует подчеркнуть основной вывод, представлявшийся «первопроходцам» МИОМ наиболее интересным с практической точки зрения. Импульсное магнитное давление на проводник эффективно только при условии резкого поверхностного эффекта, когда поле индуктора не успевает проникнуть сквозь металл заготовки за время действия импульса.

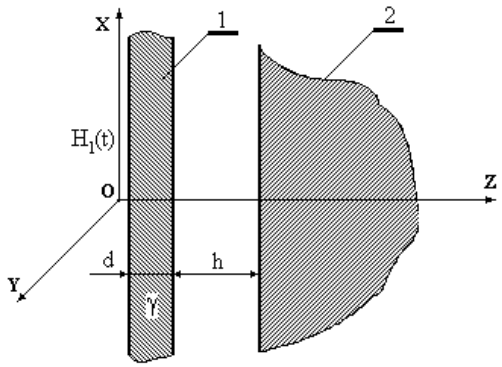


Рис.4.3. Модель индукторной системы с массивной матрицей из идеально проводящего металла: 1 - заготовка; 2 - матрица; $H_1(t)$ - Y– составляющая напряжённости магнитного поля на поверхности заготовки; γ и d - проводимость и толщина заготовки, соответственно; h - расстояние между заготовкой и матрицей.

Далее, при взаимодействии электромагнитных полей с тонкостенными проводниками эффект диффузии оказывает существенное влияние на величину пондермоторных сил. Как следует из выражения (4.3), при $H_2 \to H_1$ магнитное давление на проводник практически исчезает.

Анализ процессов проникновения магнитного поля сквозь металл заготовки проведём с помощью модели индукторной системы, показанной на рис.4.3.

Первым делом следует количественно определить "тонкостенность" проводника.

Металлическую заготовку будем считать тонкостенной, если для нее выполняется условие:

$$\omega \cdot \tau << 1, \qquad (4.9)$$

где ω - циклическая частота спектра действующего магнитного поля; τ - характерное время диффузии поля в проводящий слой с элек-

тропроводностью - γ и толщиной - d, $\tau = \mu_0 \cdot \gamma \cdot d^2$.

Для выяснения физического смысла условия тонкостенности преобразуем его так, чтобы выделить отношение толщины проводящего слоя - d к эффективной глубине проникновения поля - δ (по определению $\delta = \left(\frac{2}{\omega \mu_0 \gamma} \right)^{\frac{1}{2}}$).

После несложных преобразований в выражении (4.9), получаем эквивалентное неравенство:

$$\left(\frac{d}{\delta} \right) << \frac{1}{\sqrt{2}}. \qquad (4.10)$$

Соотношение (4.10) показывает, что металлическая заготовка является тонкостенной с физической точки зрения, если её толщина много меньше эффективной глубины проникновения поля в среду с идентичными параметрами.

При проведении анализа к условию тонкостенности (4.9) следует добавить условие квазистационарности электромагнитных процессов, протекающих в реальных для практики магнитно-импульсной обработки металлов индукторных системах:

$$\frac{\omega}{c} \cdot \ell \ << 1, \qquad (4.11)$$

где ℓ - наибольший характерный размер системы; c - скорость света в вакууме, $c = \left(\varepsilon_0 \cdot \mu_0 \right)^{-\frac{1}{2}}$.

Принятая модель расчёта является одномерной. Здесь имеет место зависимость только от одной пространственной координаты - z, так что $\frac{\partial}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial y} = 0$.

Если напряжённость магнитного поля индуктора содержит лишь одну Y-компоненту, то в рассматриваемой системе будет возбуждаться электромагнитное поле с ненулевыми составляющими $H_Y(t,z) \neq 0$ и $E_X(t,z) \neq 0$.

С учётом замечаний по принятой модели расчёта, уравнения Максвелла (4.2) запишутся в виде:

а) в металле заготовки, область **1**:

$$\begin{cases} \dfrac{\partial H_Y^{(1)}(t,z)}{\partial z} = \varepsilon_0 \dfrac{\partial E_X^{(1)}(t,z)}{\partial t}; \\ \dfrac{\partial E_X^{(1)}(t,z)}{\partial z} = \mu_0 \dfrac{\partial H_Y^{(1)}(t,z)}{\partial t}; \end{cases} \tag{4.12}$$

б) в зазоре между заготовкой и матрицей, область **2**:

$$\begin{cases} \dfrac{\partial H_Y^{(2)}(t,z)}{\partial z} = \varepsilon_0 \dfrac{\partial E_X^{(2)}(t,z)}{\partial t}; \\ \dfrac{\partial E_X^{(2)}(t,z)}{\partial z} = \mu_0 \dfrac{\partial H_Y^{(2)}(t,z)}{\partial t}, \end{cases} \tag{4.13}$$

где $H_Y^{(1,2)}(t,z)$ и $E_X^{(1,2)}(t,z)$ - ненулевые компоненты напряжённостей магнитного и электрического полей в выделенных областях 1 и 2, соответственно.

Решения уравнений (4.12) и (4.13) должны удовлетворять нулевым начальным и следующим краевым условиям:

$$\begin{cases} H_Y^{(1)}(t, z=0) = H_1(t); \\ H_Y^{(1)}(t, z=d) = H_Y^{(2)}(t, z=d); \\ E_X^{(1)}(t, z=d) = E_X^{(2)}(t, z=d); \\ E_X^{(2)}(t, z=(d+h)) = 0. \end{cases} \tag{4.14}$$

Краевые условия (4.14) отражают непрерывность тангенциальных составляющих векторов электромагнитного поля при переходе из одной среды в другую. Последнее соотношение для касательной компоненты электрического поля на поверхности матрицы физически соответствует абсолютному экранированию поля идеальными проводниками.

При интегрировании систем дифференциальных уравнений (4.12) и (4.13) воспользуемся преобразованием Лапласа по переменной t. После перехода в пространство изображений получаем:

а) область **1**, $z \in [0,d]$:

$$\begin{cases} \dfrac{\partial H_Y^{(1)}(p,z)}{\partial z} = \gamma \cdot E_X^{(1)}(p,z); \\ \dfrac{\partial E_X^{(1)}(p,z)}{\partial z} = \mu_0 \cdot p \cdot H_Y^{(1)}(p,z); \end{cases} \tag{4.15}$$

б) область **2**, $z \in [d,(d+h)]$:

$$\begin{cases} \dfrac{\partial H_Y^{(2)}(p,z)}{\partial z} = \varepsilon_0 \cdot p \cdot E_X^{(2)}(p,z); \\ \dfrac{\partial E_X^{(2)}(p,z)}{\partial z} = \mu_0 \cdot p \cdot H_Y^{(2)}(p,z), \end{cases} \tag{4.16}$$

где p - параметр интегрального преобразования Лапласа.

Из уравнений систем (4.15) и (4.16) с учётом краевых условий (4.14) находим образы векторов электромагнитного поля в выделенных областях:

а) область **1**, $z \in [0,d]$:

$$\begin{cases} H_Y^{(1)}(p,z) = \dfrac{1}{sh(k_1 d)}\left[-H_1(p)sh(k_1(z-d)) + H_2(p)sh(k_1 z)\right]; \\ E_X^{(1)}(p,z) = \dfrac{1}{(\gamma d)S_1(p)}\left[-H_1(p)ch(k_1(z-d)) + H_2(p)ch(k_1 z)\right], \end{cases} \tag{4.17}$$

где $H_1(p) = L\{H_1(t)\}$; $H_2(p) = L\{H_2(t)\}$; $H_2(t)$ - напряжённость магнитного поля на поверхности заготовки со стороны матрицы; k_1 - волновое число в среде с электропроводностью γ, $k_1 = \sqrt{p\,\mu_0\gamma}$; $S_1(p) = \dfrac{sh(k_1 d)}{(k_1 d)}$;

б) область **2**, $z \in [d,(d+h)]$:

$$\begin{cases} H_Y^{(2)}(p,z) = H_2(p)\dfrac{ch(k(z-(d+h)))}{ch(k\cdot h)}; \\ E_X^{(2)}(p,z) = Z_0 H_2(p)\dfrac{sh(k(z-(d+h)))}{ch(k\cdot h)}, \end{cases} \tag{4.18}$$

где k - волновое число в вакууме, $k = \frac{p}{c}$; Z_0 - волновое сопротивление вакуума, $Z_0 = \sqrt{\frac{\mu_0}{\varepsilon_0}}$.

Нас интересует проникновение магнитного поля сквозь металл заготовки. Приравнивая выражения для напряжённостей электрического поля (4.17), (4.18) на границе выделенных областей $(z = d)$, получаем, что

$$H_2(p) = H_1(p) \cdot G_1(p), \qquad (4.19)$$

где $G_1(p)$ - операторный коэффициент экранирования при проникновении магнитного поля в полость, ограниченную идеальным проводником,

$$G_1(p) = \frac{1}{ch(k_1 d) + Z_0 \cdot \gamma \cdot d \cdot S_1(p) \cdot th(kh)}.$$

Выражение для операторного коэффициента экранирования $G_1(p)$ можно упростить, если воспользоваться условиями тонкостенности заготовки и квазистационарности электромагнитных процессов.

Из неравенства (4.9) следует, что $|k_1 d| << 1$. Из соотношения (4.11) - $|kh| << 1$. В этом случае формула для $G_1(p)$ после соответствующего предельного перехода принимает вид:

$$G_1(p) = \frac{1}{1 + pT}, \qquad (4.20)$$

где $T = \tau \frac{h}{d}$.

Зависимость (4.20) подставим в соотношение (4.19). В полученном выражении выполним обратное преобразование Лапласа. В результате найдём напряжённость магнитного поля, диффундировавшего сквозь рассматриваемую тонкостенную металлическую заготовку в полость, ограниченную поверхностью идеально проводящей матрицы:

$$H_2(t) = \frac{1}{T} \int_0^t H_1(\eta) \cdot exp\left(-\frac{t-\eta}{T}\right) d\eta. \qquad (4.21)$$

Количественную оценку процесса проникновения выполним для синусоидального во времени магнитного поля индуктора - $H_1(t) = H_m \cdot \sin \omega t$, где H_m - амплитуда.

Интегрируя (4.21) с учётом принятой функциональной зависимости для $H_1(t)$, находим амплитудное значение напряжённости магнитного поля, проникшего сквозь заготовку (при $\omega \cdot t = 0{,}5\pi$):

$$H_{2m} = \frac{1 + (\omega T) \cdot exp\left(-\frac{0{,}5 \cdot \pi}{\omega T}\right)}{1 + (\omega T)^2} H_{1m} \cdot \qquad (4.22)$$

Для численных оценок примем, что в рассматриваемой индукторной системе обрабатывается медный лист толщиной $d = 5 \cdot 10^{-5}$ *м*, проводимостью $\gamma = 5{,}97 \cdot 10^7 \frac{1}{Ом \cdot м}$; зазор между заготовкой и матрицей - $h = 0{,}5 \cdot 10^{-3}$ *м*; рабочая частота - $f = 20$ *кГц.*

Подставляя принятые исходные данные в формулу (4.22), находим, что H_{2m}=$0{,}94 \cdot H_{1m}$. Этот результат используем для вычисления амплитудной величины магнитного давления.

С помощью выражения (4.3) получаем, что $p_m = 0{,}1\left(\frac{\mu_0 H_m^2}{2}\right)$.

Проанализируем результаты вычислений.

В рассмотренном примере тонкостенная листовая заготовка является практически прозрачной для магнитного поля индуктора (уменьшение напряжённости на 94%, то есть эффективность экранирования всего 6%). Собственно диффузия поля на порядок снижает силы магнитного давления.

Общий вывод: традиционные индукторные системы не приемлемы для обработки тонкостенных металлических заготовок.

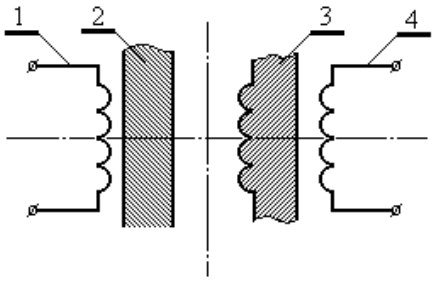


Рис.4.4. Схема индукторной системы с дополнительным источником магнитного поля для обработки тонкостенной заготовки: 1-основной индуктор; 2-заготовка; 3-матрица; 4-дополнительный индуктор.

Что же делать? Как устранить негативные последствия проникновения магнитных полей сквозь прозрачные заготовки?

Первое предложение заключается в создании индукторных систем с несколькими источниками магнитного поля. Подобное техническое решение применялось в исследованиях по сжатию плазмы. Встречное включение двух малоиндуктивных соленоидов

позволяло синтезировать магнитное поле остроугольной геометрии, удерживающее и сжимающее при своём нарастании инжектированный плазменный сгусток.

В применении к магнитно-импульсной обработке тонкостенных металлов реализация идеи синтеза поля с требуемой пространственно-временной геометрией (на внешней поверхности заготовки - амплитуда напряжённости, а на внутренней - нуль поля) возможна за счёт использования дополнительного источника магнитного поля, расположенного позади матрицы, которая должна быть выполнена из металла с низкой электропроводностью (например, немагнитной электротехнической стали).

Схема такой индукторной системы показана на рис.4.4.

Работоспособность предложенной конструкции обеспечивается выполнением следующих условий:

а) выбор параметров матрицы (электропроводность металла в сочетании с её толщиной);

б) выбор временных и амплитудных параметров полей основного и дополнительного индукторов с соответствующей фазировкой магнитных напряжённостей.

Модельный вариант такой индукторной системы был создан в Национальном Техническом Университете «Харьковский политехнический институт». В процессе её экспериментальной апробации было получено пространственно-временное распределение напряжённости магнитного поля, обеспечивающее "искусственное формирование" граничных условий для тангенциальной компоненты вектора напряженности: во внутренней полости между заготовкой и матрицей - практически нуль, а со стороны основного индуктора - амплитуда действующего поля.

Не останавливаясь на достоинствах и недостатках данного технического решения, отметим, что индукторные системы с несколькими источниками магнитного поля имеют большое будущее. Их применение позволит программным образцом задавать необходимое пространственно - временное распределение результирующего поля в деформируемой заготовке и осуществлять безматричную штамповку металлических изделий требуемой формы.

Следующее предложение по устранению негативных последствий диффузии состоит в моделировании физического эффекта проникновения плоской электромагнитной волны сквозь тонкий проводящий экран в свободное пространство.

Это предложение может быть реализовано практически в цилиндрической или плоской индукторных системах с диэлектрическими матрицами (рис.4.5).

Для того, чтобы убедиться в работоспособности предложенных конструкций для обработки прозрачных металлических заготовок, достаточно проанализировать электромагнитные процессы хотя бы и одной из них.

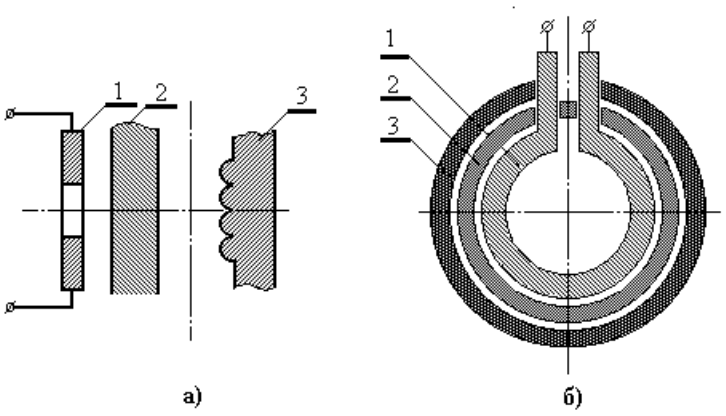


Рис.4.5. Схема индукторной системы, моделирующей эффект проникновения плоских электромагнитных волн сквозь металл в свободное пространство: а - плоская конструкция; б - цилиндрическая конструкция; 1-индуктор; 2-тонкостенная заготовка; 3 – диэлектрическая матрица.

Например, более простым и наглядным представляется решение соответствующей задачи в случае плоской системы. Полученные результаты можно будет обобщить и для случая цилиндрической геометрии.

Итак, пусть на поверхности листовой заготовки со стороны индуктора (рис.4.5а, расчётная модель на рис.4.3, при $h \to \infty$) возбуждается касательная Y - компонента напряжённости магнитного поля.

Процессы в рассматриваемой системе описываются уравнениями Максвелла (4.12) и (4.13). Краевые условия для векторов поля те же, что даны в соотношениях (4.14) за исключением последнего. Вместо равенства нулю тангенциальной составляющей напряжённости электрического поля на поверхности идеального проводника следует принять условие ограниченности решений задачи в бесконечности по пространственной переменной z, то есть $E_X^{(2)}(t, z \to \infty) = H_Y^{(2)}(t, z \to \infty) = 0.$

В металле листовой заготовки изображения компонент векторов электромагнитного поля описываются выражениями (4.17). В свободном пространстве (диэлектрическая матрица не изменяет характер среды за заготовкой) решения уравнений (4.16), удовлетворяющие принятому условию ограниченности (при $z \to \infty$), имеют вид:

$$\begin{cases} H_Y^{(2)}(p,z) = H_2(p)\cdot exp(-k(z-d)); \\ \\ E_X^{(2)}(p,z) = -Z_0 \cdot H_2(p)\cdot exp(-k(z-d)). \end{cases} \quad (4.23)$$

На границе раздела сред тангенциальные компоненты электрического поля непрерывны. С помощью соответствующих выражений из (4.17) и (4.23) получаем соотношение, описывающее процесс проникновения касательной составляющей магнитной напряжённости сквозь тонкостенный проводник в свободное пространство:

$$H_1(p) = H_2(p)\cdot G_2(p), \quad (4.24)$$

где $G_2(p)$ - операторный коэффициент экранирования поля при проникновении в свободное пространство,

$$G_2(p) = \frac{1}{ch(k_1 \cdot d) + Z_0 \cdot \gamma \cdot d \cdot S_1(p)}.$$

Между операторными коэффициентами экранирования $G_1(p)$ (в полость, ограниченную матрицей) и $G_2(p)$ (в свободное пространство) существует связь:

$$\lim_{h\to\infty} G_1(p) = G_2(p).$$

Физически такой предельный переход в выражении для $G_1(p)$ соответствует удалению идеально проводящей границы в бесконечность.

В формуле (4.24) выполним обратное преобразование Лапласа и перейдём в пространство оригиналов. Предварительно воспользовавшись условием тонкостенности листовой заготовки (4.9), упростим выражение для операторного коэффициента экранирования $G_2(p)$. Вычисляя предел при $|k_1 \cdot d| << 1$, находим, что

$$G_2(p) \cong \frac{1}{1 + Z_0 \cdot \gamma \cdot d}. \quad (4.25)$$

Теперь выражение (4.24) с учётом (4.25) принимает вид:

$$H_2(t) \cong \frac{H_1(t)}{1 + Z_0 \cdot \gamma \cdot d}. \quad (4.26)$$

Как следует из соотношения (4.26), временные формы внешнего магнитного поля и поля, проникшего сквозь заготовку в свободное пространство, одинаковы. Их амплитуды связаны прямо пропорциональной зависимостью с коэффициентом $(1 + Z_0 \cdot \gamma \cdot d)^{-1}$.

Данный результат показывает довольно высокую эффективность

экранирования. Конкретно, для медной листовой заготовки с толщиной $d = 5 \cdot 10^{-5}$ *м* численные оценки процесса диффузии в традиционных индукторных системах показывают, что отношение напряжённостей составляет ~ 10^{-5}.

Таким образом, в предложенной конструкции с диэлектрической матрицей, сквозь тонкостенную проводящую заготовку магнитное поле практически не проникает. Развиваемые силы магнитного давления такие же, как и в традиционных системах для обработки металлов, работающих при условии резкого скин-эффекта.

Снижение действенности экранирования при проникновении поля в полость, ограниченную проводником, по сравнению с диффузией в свободное пространство можно объяснить физически.

При наличии за заготовкой полости, ограниченной поверхностью проводящей матрицы, происходит снижение амплитуд вихревых токов в металле листовой заготовки за счёт отражения с противоположным знаком магнитного поля от поверхности проводящей матрицы. Уменьшение вихревых токов приводит к снижению компенсирующего действия их собственного поля по отношению к внешнему.

Если за заготовкой – неограниченное пространство, ничто не уменьшает индуцированных вихревых токов, и их поле практически полностью компенсирует (то есть препятствует проникновению) магнитное поле индуктора.

Говоря о физике экранирования поля тонкостенным проводником при проникновении плоских волн в свободное пространство, необходимо подчеркнуть существенное отличие данного процесса от абсолютного экранирования поля идеальным проводником.

В случае тонкостенного проводника эффективно экранируется только тангенциальная составляющая напряжённости магнитного поля. Электрическое же поле диффундирует без искажений. Физически, это обусловлено равномерным распределением индуцированных токов по толщине проводника. В конечном итоге, прозрачный металл эффективно экранирует магнитное и не экранирует электрическое поле.

Если же проводник идеален, то вихревые токи сосредоточены в малом поверхностном слое. Их поле полностью компенсирует внешнее магнитное поле индуктора, а малость величины скин-слоя означает, что далее по толщине проводника электрическая напряжённость будет равна нулю.

Таким образом, идеальный проводник эффективно экранирует как магнитное, так и электрическое поля.

Перейдём к рассмотрению цилиндрической индукторной системы (рис.4.4,б), где использование диэлектрической матрицы также позволяет увеличить силовое воздействие на тонкостенную заготовку со стороны импульсного магнитного поля индуктора.

Результат, полученный для плоской геометрии, сохраняет свою силу, если радиус кривизны цилиндрической конструкции будет достаточно велик по сравнению с остальными характерными размерами индукторной системы. В противном случае (малый радиус кривизны) для оценок эффективности силового воздействия необходимы более строгие вычисления.

Однако, исходя из физических соображений, можно полагать, что магнитное давление на прозрачную заготовку в цилиндрической индукторной системе с диэлектрической матрицей будет значительно выше, чем в системе с матрицей из металла.

В заключение анализа технических решений по устранению негативных последствий процессов диффузии электромагнитных полей при обработке тонкостенных металлических заготовок следует подчеркнуть несомненное преимущество последнего предложения. Это – простота его практической реализации.

Именно этот факт явился определяющим при выборе конкретной конструкции индукторной системы для магнитной штамповки рисунка печатных плат для электротехнических схем, впервые предложенной и обоснованной технологической операции подобного рода.

4.2. МОДЕЛИ И МЕТОДЫ РАСЧЁТА ИНДУКТОРНЫХ СИСТЕМ ДЛЯ МАГНИТНО-ИМПУЛЬСНОЙ ОБРАБОТКИ ТОНКОСТЕННЫХ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ЗАГОТОВОК

Прежде чем рассматривать конкретные конструкции индукторных систем для обработки тонкостенных металлов необходимо уяснить принципиально важные аспекты их практической работоспособности, первый из которых заключается в устранении негативных последствий диффузионных эффектов.

Моделирование эффекта проникновения плоских волн сквозь тонкостенный металл в свободное полупространство для реальных индукторных систем с диэлектрическими матрицами возможно лишь

при выполнении условия: возбуждаемое поле есть пакет плоских электромагнитных волн, распространяющихся в одном направлении – «от индуктора к матрице».

Количественные связи между характерными параметрами индукторных систем, соответствующие данному условию протекания электромагнитных процессов в них, можно определить на примере конструкции с многовитковой катушкой, которая представляется наихудшим вариантом источника плоскопараллельного магнитного поля.

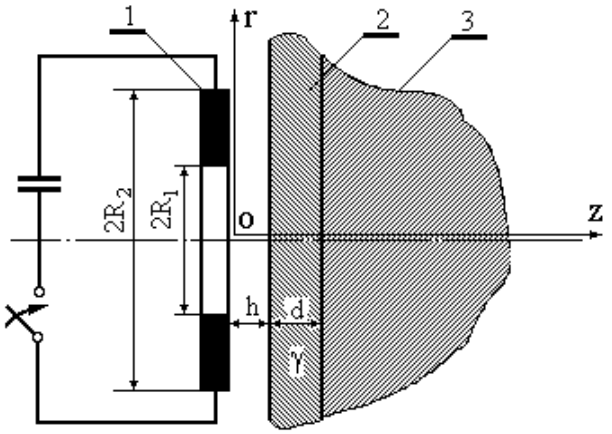


Рис.4.6. Расчётная модель для определения условий возбуждения плоского электромагнитного поля в индукторной системе с диэлектрической матрицей: 1 - плоская многовитковая катушка; 2 - тонкостенная листовая заготовка; 3 - диэлектрическая матрица.

Выбор этого объекта для исследований не случаен. Во-первых, такие системы широко распространены в практике магнитно-импульсной обработки металлов, во-вторых, полученные результаты можно легко обобщить на случай любой другой конструкции.

С математической точки зрения, данные связи должны устанавливать границы применимости приближения плоских волн для расчётов электромагнитных процессов в индукторной системе с диэлектрической матрицей и тонкостенной листовой заготовкой. Расчётная модель такой системы с многовитковой катушкой показана на рис.4.6.

При решении поставленной задачи полагаем, что:

- имеет место аксиальная симметрия относительно оси ***OZ***, и в соответствующей цилиндрической системе координат $\frac{\partial}{\partial \varphi} = 0$ (φ - полярный угол);
- расстояние от катушки до заготовки и толщина заготовки много меньше характерных размеров системы, так что $\frac{h}{R_{1,2}} << 1$ и $\frac{d}{R_{1,2}} << 1$;

- в катушке с равномерной намоткой течёт ток, плотность которого равна - $j(t)$, а спектр содержит составляющие с частотами ω, такими что $\omega\tau << 1$ (условие тонкостенности (4.9)) и $\frac{\omega}{c} \cdot R_{1,2} << 1$ (условие квазистационарности процессов в индукторной системе (4.11)).

Из системы уравнений Максвелла (4.1), преобразованных по Лапласу с учётом нулевых начальных условий, получаем уравнение для азимутальной составляющей напряжённости электрического поля - $E_\varphi(p,r,z)$:

$$\frac{\partial^2 E_\varphi(p,r,z)}{\partial z^2} + \frac{\partial}{\partial r}\left(\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}(r \cdot E_\varphi(p,r,z))\right) - \eta_{1,2}^2(p) \cdot E_\varphi(p,r,z) = 0, \quad (4.27)$$

где $\eta_{1,2}^2 = \begin{cases} p \cdot \mu_0 \cdot \gamma & \text{- в металлической заготовке;} \\ p^2 \cdot \mu_0 \cdot \varepsilon_0 & \text{- в диэлектрической заготовке.} \end{cases}$

Условию ограниченности радиального распределения $E_\varphi(p,r,z)$ из уравнения (4.27) при $r = 0$ и $r = \infty$ удовлетворяет интегральное преобразование Фурье - Бесселя:

$$E_\varphi(p,r,z) = \int_0^\infty E_\varphi(p,r,z) \cdot \lambda \cdot J_1(\lambda \cdot r) d\lambda,$$

где $J_1(\lambda \cdot r)$ – функция Бесселя первого порядка.

В соответствии с принятым интегральным преобразованием уравнение (4.27) приводится к виду:

$$\frac{\partial^2 E_\varphi(p,\lambda,z)}{\partial z^2} - q_{1,2}^2(p) \cdot E_\varphi(p,\lambda,z) = 0, \quad (4.28)$$

где $E_\varphi(p,\lambda,z)$ - Фурье-Бесселево изображение функции $E_\varphi(p,r,z)$; $q_{1,2}(p)$ – волновые числа в металле и вакууме;

$$q_{1,2}^2(p) = \begin{cases} \lambda^2 + p^2 \cdot \mu_0 \cdot \gamma, \\ \lambda^2 + p^2 \cdot \mu_0 \cdot \varepsilon_0. \end{cases}$$

В металле заготовки (область, где $z \in [\, h, (h + d)]$) касательные компоненты электрического и магнитного полей могут быть найдены из уравнения (4.28) и первого соотношения системы (4.1):

$$\begin{cases} E_{\varphi}(p,\lambda,z)=\dfrac{p\cdot\mu_0(p,\lambda,z)}{q_1(p)\cdot sh(q_1(p)\cdot d)}\times \\ \times\left(-H_1(p\lambda)\cdot ch(q_1(p)(z-(h+d)))\right)+ \\ +H_2(p\lambda)\cdot ch(q_1(p)(z-h)); \\ H_{\varphi}(p,\lambda,z)=\dfrac{1}{sh(q_1(p)\cdot d)}\times \\ \times\left(-H_1(p\lambda)\cdot sh(q_1(p)(z-((h+d)))\right)+ \\ +H_2(p\lambda)\cdot sh(q_1(p)(z-h))), \end{cases} \tag{4.29}$$

где $H_{1,2}(p,\lambda)$ – дважды преобразованные (по Лапласу и Фурье-Бесеелю) выражения для касательной r - составляющей напряжённости магнитного поля на граничных поверхностях, где $z = h$ и $z = (h + d)$; $H_{1,2}(p,\lambda)$ соответствуют произвольным постоянным интегрирования в общем решении уравнения (4.28).

В материале матрицы, где $z \geq (h + d)$ касательные составляющие напряжённостей электромагнитного поля можно представить зависимостями, удовлетворяющими уравнениям (4.1), (4.28) и условию ограниченности при $z \to \infty$:

$$\begin{cases} E_{\varphi 2}(p,\lambda,z)=-H_2(p,\lambda)\dfrac{p\cdot\mu_0}{q_2(p)}exp(q_2(p)(z-(h+d))); \\ \\ H_{r2}(p,\lambda,z)=H_2(p,\lambda)exp(-q_2(p)(z-(h+d))). \end{cases} \tag{4.30}$$

Требование непрерывности тангенциальных компонент напряжённостей электрического поля на границе раздела $z = (h + d)$ даёт связь между касательными составляющими напряжённостей магнитного поля на поверхностях листовой заготовки, аналогичную соотношению (4.24), описывающему процесс проникновения плоских волновых пакетов:

$$H_2(p,\lambda)=H_1(p,\lambda)\cdot G_2(p,\lambda), \tag{4.31}$$

где $G_2(p,\lambda)$- операторный коэффициент экранирования магнитного поля; $G_2(p,\lambda)=\dfrac{1}{(ch(q_1(p)+\dfrac{q_1(p)}{q_2(p)}sh(q_1(p)\cdot d)}$.

Из физических соображений, очевидно, что в реальных индукторных системах с круговой симметрией возбуждение строго плоских волн просто невозможно. Однако, при определённых условиях элек-

тромагнитные процессы в рассматриваемой конструкции в какой-то степени будут идентичны процессам в системах, где возбуждаются строго плоские волны.

Найдём эти условия и оценим возможный уровень идентичности.

Основным показателем моделируемого эффекта является практически полное экранирование касательных компонент напряжённостей магнитных полей при проникновении сквозь тонкостенный металл. В количественном отношении это означает, что модуль коэффициента экранирования в формуле (4.31) должен быть намного меньше единицы, то есть $\left| G_2(p, \lambda) \right| << 1$.

Для определения модуля $\left| G_2(p, \lambda) \right|$ нам понадобится верхняя оценка величины λ - параметра в интегральном преобразовании Фурье-Бесселя. Физически, данный параметр соответствует волновому числу, характеризующему развитие электромагнитных процессов в радиальном направлении.

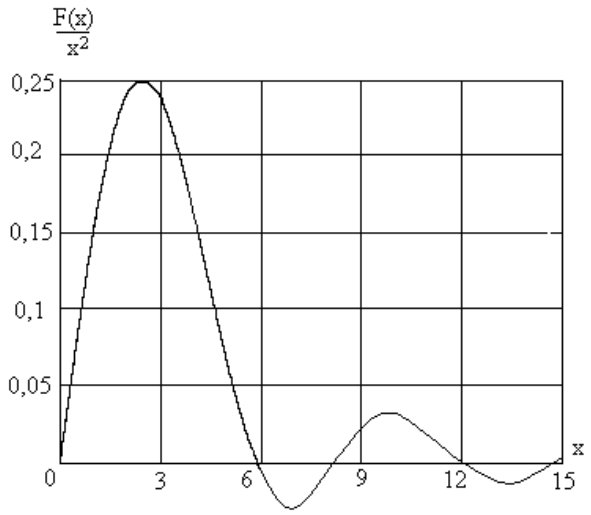


Рис.4.7. Расчетная схема.

Положим, что зазор между катушкой и заготовкой достаточно мал, т. е. $h \to 0$.

В этом случае тангенциальная компонента напряжённости магнитного поля в области, где $z \in [0, h]$, будет равна плотности возбуждающего тока:

$$H_1(t,r,z) \approx j(t) \cdot \eta(r),$$

где $\eta(r) = \begin{cases} 1, r \in [R_1, R_2], \\ 0, r \notin [R_1, R_2]. \end{cases}$

Двойное интегральное преобразование напряжённости действующего поля приводит к результату:

$$H_1(p,\lambda,z) \approx j(p) \frac{F(\lambda R_2) - F(\lambda R_1)}{\lambda^2},$$

где $j(p) = L\{j(t)\}; \quad F(x) = \int_0^x x \cdot J_1(x) dx, \; J_1(x)$ - функция Бесселя первого порядка.

Из данной формулы следует, что образ напряжённости в Фурье-Бесселевом пространстве содержит функцию $F(x)/x^2$, которую можно протабулировать в конечном интервале значений переменной x.

Результаты этой операции в графическом виде представлены на рис.4.7.

Из вычислений следует: для $x > 8$, $\left|F(x)/x^2\right| \to 0$. Это означает, что при оценке интегралов, содержащих данную функцию и осуществляющих обратное преобразование Фурье-Бесселя, можно считать, что подынтегральное выражение будет нетривиально лишь для $\lambda \in [0, \lambda_{max}]$, где $\lambda_{max} \approx (8 / R_2)$.

С учётом этой оценки для λ и основных положений в постановке решаемой задачи можно ввести следующие соотношения:

$$\begin{cases} \left(\dfrac{4\cdot\delta}{R_2}\right)^2 << 1 \quad или \quad \omega\tau >> \left(\dfrac{8d}{R_2}\right)^2 \Rightarrow \left|\dfrac{\lambda^2}{p\cdot\mu_0\cdot\gamma}\right| << 1; \\ \left(\dfrac{\omega}{c}\cdot\dfrac{R_2}{8}\right)^2 << 1 \Rightarrow \left|\dfrac{\lambda^2}{p\cdot\mu_0\cdot\gamma}\right| >> 1, \end{cases} \tag{4.32}$$

где δ – эффективная глубина проникновения поля, $\delta = \sqrt{\dfrac{2}{\omega\cdot\mu_0\cdot\gamma}}$.

Первое неравенство соответствует условию достаточной малости глубины проникновения поля в металл заготовки по сравнению с характерным поперечным размером всей системы. Второе соотношение есть условие квазистационарности электромагнитных процессов.

К соотношениям в (4.32) следует добавить условие тонкостенности листовой заготовки - ($\omega\tau << 1$).

Выполняя соответствующий предельный переход в формуле для коэффициента экранирования $G_2(p,\lambda)$, получаем, что

$$G_2(p,\lambda) \cong \frac{1}{1+\dfrac{p\mu_0\gamma d}{\lambda}}. \tag{4.33}$$

Как видно из (4.10), $G2\left|(p,\lambda)\right| \to 0$ при $\left|\dfrac{p\mu_0\gamma d}{\lambda}\right| >> 1$.

Физическая интерпретация последнего неравенства устанавливается соотношениями:

$$\left|\frac{p\mu_0\lambda d}{\lambda}\right| >> 1 \Rightarrow \left\{\omega\tau >> \left(\frac{8\cdot d}{R_2}\right) \quad \text{или} \quad \left(\frac{2\cdot\delta^2}{d\cdot R_2}\right) << 1\right\}. \qquad (4.34)$$

Таким образом, при $\left(\frac{2\cdot\delta^2}{d\cdot R_2}\right) << 1$ касательная компонента напряженности магнитного поля, проникшего сквозь листовую заготовку в свободное полупространство, есть бесконечно малая величина порядка ~ $0\left(2\cdot\delta^2/(d\cdot R_2)\right)$.

Этот результат является условием согласования настоящих вычислений и расчётов, выполняемых в приближении плоских волн. Погрешность данного согласования есть та же величина порядка ~ $0\left(2\cdot\delta^2/(d\cdot R_2)\right)$.

Этот же результат количественно определяет степень соответствия электромагнитных процессов в индукторных системах с круговой симметрией процессам в конструкциях, где возбуждаются строго плоские волны.

В заключение настоящего рассмотрения, соотношения в (4.32) и (4.33) преобразуем к виду, удобному для дальнейшего использования.

С этой целью сохраним явную зависимость от частоты действующего поля и параметров заготовки, но вместо внешнего радиуса катушки R_2 введём обобщённый характерный размер, определяющий максимальную поперечную протяжённость индукторной системы любой геометрии - $D = 2R_2$. Полученное выражение объединим с условием тонкостенности деформируемого образца.

В конечном итоге, приходим к двойному неравенству:

$$\left(\frac{16\,d}{D}\right) << \omega\tau << 1. \qquad (4.35)$$

Соотношение (4.35), связывающее параметры индукторной системы произвольной геометрии и характеристики заготовки, определяет границы применимости приближения плоских волн в расчётах электромагнитных процессов при взаимодействии импульсных полей с тонкостенными проводниками.

Соотношение (4.35) позволяет не только упрощать вычисления, но и конструировать реальные индукторные системы, моделирующие эффект проникновения плоских волн в свободное полупространство. Причём это двойное неравенство количественно определяет строгость плоско-параллельных магнитных полей и в конструкциях, где

их возбуждение осуществляется не круговыми а прямолинейными токами. В последнем случае соотношение (4.35) позволяет оценить и, соответственно, подавить электромагнитные процессы в поперечных направлениях.

Конструкции индукторных систем со спаренными токопроводами, в отличие от катушечных вариантов, не традиционны для магнитно-импульсной обработки металлов. Тем не менее, они представляют интерес по целому ряду причин. Не перечисляя их всех, выделим основные.

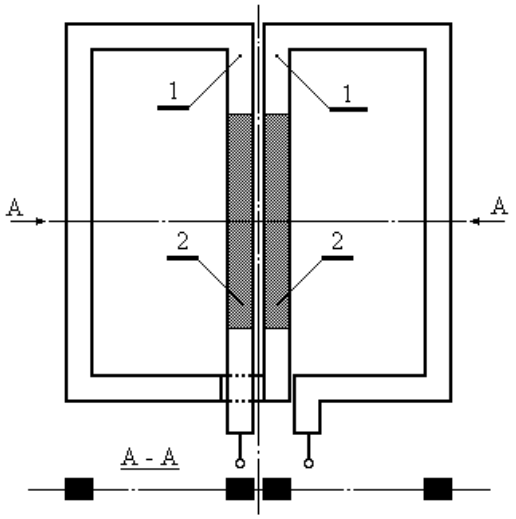


Рис.4.8. Плоский индуктор со спаренными токопроводами: 1 – отдельные витки прямоугольной формы; 2 – спаренные токопроводы (рабочая зона индукторной системы).

Во-первых, система со спаренными токопроводами допускает возбуждение строго плоских электромагнитных волн (при подавлении процессов в поперечных направлениях!). Это существенно повышает силы магнитного давления на тонкостенные металлы при наличии диэлектрической матрицы.

Во-вторых, такие системы обладают низкой величиной собственной индуктивности. Данный факт позволяет увеличить частоту поля и успешно решить определённый класс производственных задач.

Собственно индуктор со спаренными токопроводами показан на рис.4.8.

Он состоит из двух витков прямоугольной формы, расположенных на одной плоскости (практически, это плоскость бандажа для упрочнения системы в целом) так, что продольная токоведущая сторона одного из них параллельна продольной стороне другого. Витки включены в схему емкостного накопителя последовательно. Токи в спаренных параллельных токопроводах текут в одном направлении. Именно эта область является рабочей зоной индукторной системы.

Так же как и в случае катушечных индукторных систем, направленность проводимых расчётов будет определяться вопросами создания однородных магнитных полей и обеспечения эффективного использования энергии источника действующего поля.

В отличие от предыдущего, мы ограничимся рассмотрением конструкций с чисто диэлектрическим бандажом или с бандажом из прочного диэлектрика на проводящей подложке. Вариант с металлическим бандажом, как нам кажется, не представляет особого интереса.

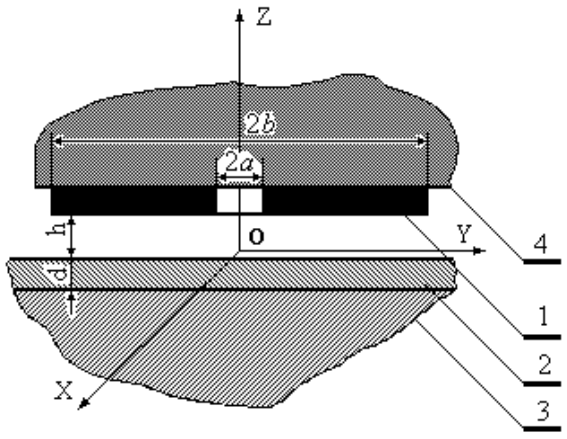


Рис.4.9. Расчётная модель индукторной системы со спаренными токопроводами и диэлектрическим бандажом: 1 – спаренные токопроводы; 2 – тонкостенная листовая металлическая заготовка; 3 – диэлектрическая матрица; 4 – диэлектрический бандаж.

Итак, первая конструкция – индукторная система со спаренными токопроводами и диэлектрическим бандажом.

Расчётная модель, полученная мысленным поперечным разрезом системы в области рабочей зоны, представлена на рис.4.9. Влиянием замыкающих токопроводов каждого из витков на электромагнитные процессы в рабочей зоне индукторной системы полагаем несущественным.

Общая ширина токопроводов в рабочей зоне $\boldsymbol{2b}$, расстояние между ними $\boldsymbol{2a}$. Над токопроводами находится диэлектрический бандаж (полупространство, где $z > h$). Под токопроводами расположен тонкий проводящий слой (заготовка), который всей своей поверхностью опирается на диэлектрическую матрицу, где $z > -d$.

Для решения задачи примем следующие допущения:

– имеет место симметрия относительно оси аппликат, а вдоль оси абсцисс – достаточно большая протяжённость, так что $\dfrac{\partial}{\partial x} = 0$;

– толщина спаренных токопроводов пренебрежимо мала;

– расстояние до заготовки от рабочей поверхности индуктора и толщина заготовки много меньше всех характерных размеров системы, то есть $\dfrac{h}{b} << 1,\ \dfrac{d}{b} << 1$;

– по токопроводам в одном направлении текут одинаковые токи – $I(t)$, спектр которых содержит составляющие с частотами ω, такими что

$$\left(\frac{8d}{b}\right) << \omega\tau << 1, \qquad (4.36)$$

где τ – время диффузии поля в проводящий слой с электропроводностью γ и толщиной d, $\tau = \mu_o \gamma d^2$, μ_0 – магнитная проницаемость вакуума.

Отметим, ограничения в двойном неравенстве (4.36) обусловлены требованием тонкостенности обрабатываемой заготовки (4.9) и условием возбуждения плоских электромагнитных волн в системе со спаренными токопроводами (4.35). Напомним, что выполнение последнего условия означает развитие электродинамических процессов преимущественно в продольном направлении, то есть вдоль оси OZ. Естественно, этот факт способствует тому, что в рассматриваемой индукторной системе будут развиваться максимальные силы давления на обрабатываемую заготовку.

Уравнения Максвелла для ненулевых составляющих напряжённостей электромагнитного поля, преобразованных по Лапласу с учётом нулевых начальных условий, в пространстве над тонкостенной листовой заготовкой, где $z \geq 0$:

$$\begin{cases} \dfrac{\partial H_z(p,y,z)}{\partial y} - \dfrac{\partial H_y(p,y,z)}{\partial z} = j_x(p,y,z), & (4.37) \\ \dfrac{\partial E_x(p,y,z)}{\partial z} = -p\mu_o H_y(p,y,z), & (4.38) \\ \dfrac{\partial E_x(p,y,z)}{\partial y} = p\mu_o H_z(p,y,z), & (4.39) \end{cases}$$

где $j_x(p,y,z)$ - плотность стороннего тока – тока в токопроводе,

$$j_x(p,y,z) = j(p)\cdot(\eta(y-a)-\eta(y-b))\cdot\delta(z-h),\ j(p) = \frac{I(p)}{(b-a)},$$

$I(p) \leftrightarrow I(t)$, $\eta(y)$, $\delta(z)$ - ступенчатая и импульсная функции, соответственно;

$$E_x(p,y,z) \leftrightarrow E_x(t,y,z);\ H_{y,z}(p,y,z) \leftrightarrow H_{y,z}(t,y,z).$$

Из дифференциальной системы (4.37) – (4.39) можно получить уравнение для $E_x(p,y,z)$:

$$\frac{\partial^2 E_x(p,y,z)}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 E_x(p,y,z)}{\partial z^2} = p\mu_o j(p,y,z)\ . \qquad (4.40)$$

Для решения уравнения (4.40) применим интегральное косинус-

преобразование Фурье. Допустимость данного математического подхода обусловлена геометрической и электрической симметрией рассматриваемой задачи относительно оси аппликат.

Таким образом, имеем

$$E_x(p,y,z)=\int_0^\infty E_x(p,\lambda,z)\cdot cos(\lambda y)d\lambda, \qquad (4.41)$$

$$j_x(p,y,z)=\int_0^\infty j_x(p,\lambda,z)\cdot cos(\lambda y)d\lambda, \qquad (4.42)$$

где $j_x(p,\lambda,z)=\frac{2}{\pi}\int_0^\infty j_x(p,y,z)\cdot cos(\lambda y)dy = j(p)f(\lambda)\delta(z-h)$,

$$f(\lambda)=\frac{2}{\pi}\int_a^b cos(\lambda y)dy=\frac{2}{\pi\cdot\lambda}(sin(\lambda b)-sin(\lambda a)).$$

С учётом (4.41) и (4.42) уравнение (4.40) преобразуется к виду:

$$\frac{d^2E_x(p,\lambda,z)}{dz^2}-\lambda^2E_x(p,\lambda,z)=K(p,\lambda)\cdot\delta(z-h), \qquad (4.43)$$

где $K(p,\lambda)=\mu_o p\cdot j(p)\cdot f(\lambda)$.

Общее решение уравнения (4.43) будет иметь вид:

$$E_x(p,\lambda,z)=C_1(p,\lambda)e^{\lambda z}+C_2(p,\lambda)e^{-\lambda z}+ \\ +\frac{K(p,\lambda)}{\lambda}\cdot\eta(z-h)\cdot sh(\lambda(z-h)) \qquad (4.44)$$

где $C_{1,2}(p,\lambda)$ - произвольные постоянные интегрирования.

Изображение касательной составляющей напряжённости магнитного поля можно найти с помощью формулы (4.44) и уравнения (4.38):

$$H_y(p,\lambda,z)=\frac{\lambda}{p\mu_o}\times \\ \times\left(C_1(p,\lambda)e^{\lambda z}-C_2(p,\lambda)e^{-\lambda z}+\frac{K(p,\lambda)}{\lambda}\cdot\eta(z-h)\cdot ch(\lambda(z-h))\right). \qquad (4.45)$$

Выражения (4.44) и (4.45) должны удовлетворять граничному условию на поверхности тонкостенного проводника, вытекающему из известного приближённого граничного условия Леонтовича-Рытова, а именно, $H_y(p,\lambda,0)=(\gamma\cdot d)\cdot E_x(p,\lambda,0)$, и условию ограниченности при $z\to\infty$

$$\begin{cases} E_x(p,\lambda,z)=\mu_o p\cdot j(p)\dfrac{f(\lambda)}{\lambda}\left(\eta(z-h)sh(\lambda(z-h))-e^{-\lambda h}\left(sh(\lambda z)+\dfrac{\lambda\cdot e^{-\lambda z}}{(\lambda+p\mu_o\gamma d)}\right)\right); & (4.46) \\ H_y(p,\lambda,z)=j(p)f(\lambda)\left(\eta(z-h)ch(\lambda(z-h))-e^{-\lambda h}\left(ch(\lambda z)-\dfrac{\lambda\cdot e^{-\lambda z}}{(\lambda+p\mu_o\gamma d)}\right)\right). & (4.47) \end{cases}$$

Из формулы (4.47) при $z = 0$ находим напряжённость магнитного поля на поверхности листовой заготовки:

$$H_y(p,\lambda,0)=-f(\lambda)\cdot e^{-\lambda h}\cdot\frac{p\cdot j(p)}{\left(p+\dfrac{\lambda}{\mu_o\gamma d}\right)}. \qquad (4.48)$$

Выполнив в (4.48) обратные косинус-Фурье и Лапласово преобразования, получим соответствующий оригинал:

$$H_y(t,y,0)=-\int_0^\infty f(\lambda)\cdot e^{-\lambda h}\cdot cos(\lambda y)\cdot\frac{dj(t)}{dt}\cdot e^{-\frac{\lambda t}{\mu_0\gamma d}}d\lambda. \qquad (4.49)$$

С помощью выражения (4.49) запишем формулу для силы магнитного давления на тонкостенную заготовку в рассматриваемой индукторной системе:

$$P(t,y)=\frac{\mu_o\cdot j_m^2}{2}\left(\int_0^\infty f(\lambda)\cdot e^{-\lambda h}\cdot cos(\lambda y)\cdot\frac{d\varphi(t)}{dt}\cdot e^{-\frac{\lambda t}{\mu_0\gamma d}}d\lambda\right)^2, \qquad (4.50)$$

где принято, что $j(t)=j_m\cdot\varphi(t);\ \varphi(t)-$ временная зависимость плотности тока в спаренных токопроводах.

Из физических соображений очевидно, что степень однородности распределения касательной составляющей напряжённости магнитного поля в рабочей зоне исследуемой индукторной системы можно повысить, если в её конструкцию ввести дополнительный тонкий металлический лист, расположенный над индуктором на поверхности диэлектрического бандажа. Пусть расстояния «индуктор - заготовка» и «индуктор - дополнительный лист» равны между собой, а роль дополнительного листа играет ещё одна заготовка, над которой расположена ещё одна диэлектрическая матрица. Полученная индукторная система может осуществлять силовое воздействие одновременно на две тонкостенные листовые заготовки (то есть работать в двух противоположных направлениях!), расположенные симметрично относительно собственно индуктора.

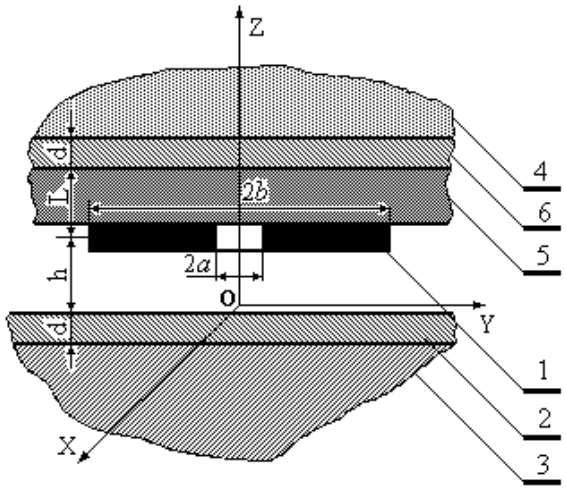


Рис.4.10. Расчётная модель индукторной системы со спаренными токопроводами и диэлектрическим бандажом на металлической подложке: 1 – спаренные токопроводы; 2 – заготовка; 3 – диэлектрическая матрица; 4 – диэлектрический бандаж; 5 – изолирующая прокладка; 6 – металлическая подложка бандажа.

Итак, рассмотрим конструкцию индукторной системы со спаренными токопроводами и диэлектрическим бандажом на металлической подложке. Расчётная модель системы показана на рис.4.10.

Поставленная задача решается аналогично предыдущей.

Из уравнений Максвелла в декартовой прямоугольной системе координат, преобразованных по Лапласу с нулевыми начальными условиями, можно найти общие решения для тангенциальных компонент напряжённостей электрического и магнитного полей. Произвольные постоянные интегрирования, так же как и ранее, определяются из соответствующих граничных условий на поверхностях тонкостенных металлических пластин.

Опуская тождественные преобразования, запишем полученные выражения для изображений касательных составляющих напряжённостей электрического и магнитного полей:

$$\begin{cases} E_x(p,\lambda,z)=\mu_o p j(p)\dfrac{f(\lambda)}{\lambda}\left(\eta(z-h)sh(\lambda(z-h))-\Psi(\lambda)\left(ch(\lambda z)+\dfrac{p\mu_o\gamma d}{\lambda}sh(\lambda z)\right)\right); & (4.51) \\ H_y(p,\lambda,z)=j(p)f(\lambda)\left(\eta(z-h)ch(\lambda(z-h))-\Psi(\lambda)\left(sh(\lambda z)+\dfrac{p\mu_o\gamma d}{\lambda}ch(\lambda z)\right)\right), & (4.52) \end{cases}$$

где $$\Psi(\lambda)=\frac{sh(\lambda L)}{sh(\lambda(h+L))}\cdot\frac{\left(\dfrac{p\mu_o\gamma d}{\lambda}+cth(\lambda L)\right)}{\left(\left(\dfrac{p\mu_o\gamma d}{\lambda}\right)^2+2\dfrac{p\mu_o\gamma d}{\lambda}cth(\lambda(h+L))+1\right)}.$$

Из (4.52) при $z = 0$ получаем напряжённость магнитного поля на поверхности листовой заготовки:

$$H_y(p,\lambda,0)=-f(\lambda)\frac{sh(\lambda L)}{sh(\lambda(h+L))}\frac{p\cdot j(p)\cdot\left(p+\frac{\lambda}{\mu_o\gamma d}cth(\lambda L)\right)}{\left(p^2+2p\frac{\lambda}{\mu_o\gamma d}cth(\lambda(h+L))+\left(\frac{\lambda}{\mu_o\gamma d}\right)^2\right)}. \quad (4.53)$$

Выполнив в формуле (4.53)двойное обратное преобразование, найдём оригинал:

$$H_y(t,r,0)=-\int_0^\infty f(\lambda)\frac{sh(\lambda L)}{sh(\lambda(h+L))}\cdot cos(\lambda y)\cdot\frac{dj(t)}{dt}\cdot\Phi(t,\lambda)d\lambda, \quad (4.54)$$

где $\Phi(t,\lambda)\leftrightarrow\dfrac{p+\frac{\lambda}{\mu_o\gamma d}cth(\lambda L)}{\left(p+\frac{\lambda}{\mu_o\gamma d}cth(\lambda(h+L))\right)^2+\left(\frac{\lambda}{\mu_o\gamma d}\right)^2\left(1-cth^2(\lambda(h+L))\right)}.$

С учётом выражения (4.54) запишем формулу для давления на тонкостенную листовую заготовку в индукторной системе со спаренными токопроводами и диэлектрическим бандажом на металлической подложке:

$$P(t,y)=\frac{\mu_o j_m^2}{2}\left(\int_0^\infty f(\lambda)\frac{sh(\lambda L)}{sh(\lambda(h+L))}\cdot cos(\lambda y)\cdot\frac{d\varphi(t)}{dt}\cdot\Phi(t,\lambda)d\lambda\right)^2, \quad (4.55)$$

где принято, что $j(t)=j_m\cdot\varphi(t);\ \varphi(t)-$ временная зависимость плотности тока в токопроводах.

Проанализируем электромагнитные процессы в рассмотренных конструкциях индукторных систем со спаренными токопроводами.

Выпишем соответствующие формулы для напряжённостей магнитных полей на поверхности тонкостенной листовой заготовки в различных конструкциях:

– система с диэлектрическим бандажом (формула (4.48))

$$H_y^{(1)}(p,\lambda,0)=-f(\lambda)\cdot e^{-\lambda h}\cdot\frac{p\cdot j(p)}{\left(p+\frac{\lambda}{\mu_o\gamma d}\right)}, \quad (4.56)$$

– система с диэлектрическим бандажом на металлической подложке (формула (4.53))

$$H_y^{(2)}(p,\lambda,0) = -f(\lambda)\frac{sh(\lambda L)}{sh(\lambda(h+L))}\times$$
$$\times\frac{p\cdot j(p)\cdot\left(p+\dfrac{\lambda}{\mu_o\gamma d}cth(\lambda L)\right)}{\left(p^2+2p\dfrac{\lambda}{\mu_o\gamma d}cth(\lambda(h+L))+\left(\dfrac{\lambda}{\mu_o\gamma d}\right)^2\right)}. \qquad (4.57)$$

В выражениях (4.56), (4.57) присутствует функция $f(\lambda)$, представляющая собой косинус-преобразование Фурье поперечного распределения плотности токов в токопроводах. Данное распределение принималось однородным, $f(\lambda)\leftrightarrow(\eta(y-a)-\eta(y-b))$, $y > 0$. Соответственно, магнитное поле на поверхности заготовки будет однородным для значений переменной $y\in[a,b]$, если его распределение по координате – y будет описываться в пространстве изображений той же функцией – $f(\lambda)$.

Так же как и ранее, найдём условия, при выполнении которых функциональные зависимости от параметров интегральных преобразований Лапласа и косинус-Фурье преобразования в формулах (4.56) и (4.57) могут быть разделены.

Для корректного выполнения данной операции отметим следующие обстоятельства:

– рассматриваемая геометрия индукторных систем предполагает, что параметр интегрального косинус-Фурье преобразования λ принимает значения из интервала $\lambda\in[0,\lambda_{max}]$;

– максимальная величина λ_{max} определяется видом функций – $\left(\dfrac{sin(x)}{x}\right)$, $Si(x)$ (входящих в выражения для $f(\lambda)$ и обратных косинус-Фурье преобразований!) и допускает приближённую верхнюю оценку:

$\lambda_{max}\cong\dfrac{2\pi}{b}$, так как $\left|\dfrac{sin(x)}{x}\right|\to 0$, при $(\lambda\cdot b) > 2\pi$;

– выше сформулированные положения позволяют считать (напоминаем, что речь идёт о приближённых оценках), что для $\lambda > \lambda_{max}$ функция - $f(\lambda)$ и, соответственно, подинтегральные выражения в формулах для оригиналов напряжённостей магнитных полей ((4.49) и (4.54)) будут стремиться к нулю.

В выражении (4.56) функциональные зависимости от параметров интегральных преобразований по времени и пространству разделяются при $\left|\frac{\lambda}{p\mu_o\gamma d}\right| << 1$. Практически, с учётом максимального значения параметра λ_{max} это означает, что

$$\frac{2\pi\cdot\left(\frac{d}{b}\right)}{(\omega\tau)} << 1, \qquad (4.58)$$

где $\omega-$ циклическая частота действующего поля; $\tau-$ время диффузии в проводящий слой (заготовку), $\tau = \mu_o\gamma d^2$.

Из условия (4.58) можно оценить поперечный размер токопроводов в рабочей зоне индукторной системы, обеспечивающий в рассматриваемом приближении однородное магнитное поле на поверхностях листовой заготовки:

$$b >> \frac{2\pi}{(\omega\tau)}\cdot d. \qquad (4.59)$$

Выполним некоторые численные оценки для исходных данных, характерных для экспериментальных индукторных систем, разрабатывавшихся в разное время в НТУ «ХПИ».

Пусть $(\omega\tau) = 0{,}03;\ d = 5\cdot 10^{-5}$ м.

Из неравенства (4.59) следует, что $b >> 10^{-2}$ м или $b \cong 10^{-1}$ м. Практическая реализация такой индукторной системы весьма проблематична.

Тем не менее, уменьшение поперечных размеров токопроводов в рабочей зоне с сохранением требуемой степени однородности действующего поля возможно за счёт увеличения его частоты. Так, при $(\omega\tau) \geq 0{,}06$, что соответствует $f \geq 50$ кГц, имеем $b \leq 5\cdot 10^{-2}$ м. Этот результат уже является приемлемым для разработки реально действующих конструкций индукторных систем со спаренными токопроводами.

Перейдём к анализу выражения для касательной составляющей напряжённости магнитного поля на поверхности листовой заготовки в индукторной системе с диэлектрическим бандажом на тонкой металлической подложке (формула (4.58)).

При $\lambda\cdot(h+L) << 1$, более конкретно – $\lambda\cdot(h+L) \leq 0{,}5$, выражение (4.58) преобразуется к виду:

$$H_y^{(2)}(p,\lambda,0) = -\left(\frac{L}{h+L}\right)\cdot f(\lambda)\cdot \frac{p\cdot j(p)\cdot\left(p+\dfrac{1}{\mu_o\gamma d L}\right)}{\left(p^2+2\dfrac{p}{\mu_o\gamma d\cdot(h+L)}+\left(\dfrac{\lambda}{\mu_o\gamma d}\right)^2\right)}. \quad (4.60)$$

Принятое ограничение суммарной величины изоляционных промежутков в рассматриваемой индукторной системе со спаренными токопроводами можно сформулировать в практических терминах.

Привлекая оценку для $\lambda_{max} \cong \frac{2\pi}{b}$, получаем, что

$$(h+L) \le 0{,}25\cdot\frac{b}{\pi}. \quad (4.61)$$

Далее, для полного разделения функциональных зависимостей от $p,\ \lambda$ в формуле (4.58) необходимо выполнение условия $\left(\frac{\lambda}{p\mu_o\gamma d}\right)^2 << 1$ или

$$\left(\frac{2\pi\cdot\left(\dfrac{d}{b}\right)}{\omega\tau}\right)^2 << 1. \quad (4.62)$$

При выполнении ограничения (4.62) выражение (4.60) преобразуется к виду:

$$H_y^{(2)}(p,\lambda,0) = -f(\lambda)\cdot\frac{(1+p\cdot\mu_o\gamma\cdot d\cdot L)}{(2+p\cdot\mu_o\gamma\cdot d\cdot(h+L))}\cdot j(p). \quad (4.63)$$

В формуле (4.63) временная и пространственная зависимости разделены, причём Фурье-образом распределения по поперечной координате является функция $f(\lambda)$. Следовательно, для $y\in[a,b]\,(y>0)$ магнитное поле, действующее на заготовку будет почти однородным.

Оценим амплитудные значения напряжённости в рассмотренных конструкциях индукторных систем со спаренными токопроводами.

Так же как и ранее в катушечном варианте, наиболее простой результат можно получить из выражения (4.63) при $L=h$. В этом случае система симметрична относительно плоскости токопроводов.

Поэтому записываем, что

$$H_y^{(2)}(p,\lambda,0) \cong -0{,}5 \cdot f(\lambda) \cdot j(p). \qquad (4.64)$$

С энергетической точки зрения такая конструкция индукторной системы является оптимальной, если вместо бандажа поставить вторую листовую заготовку с соответствующей диэлектрической матрицей.

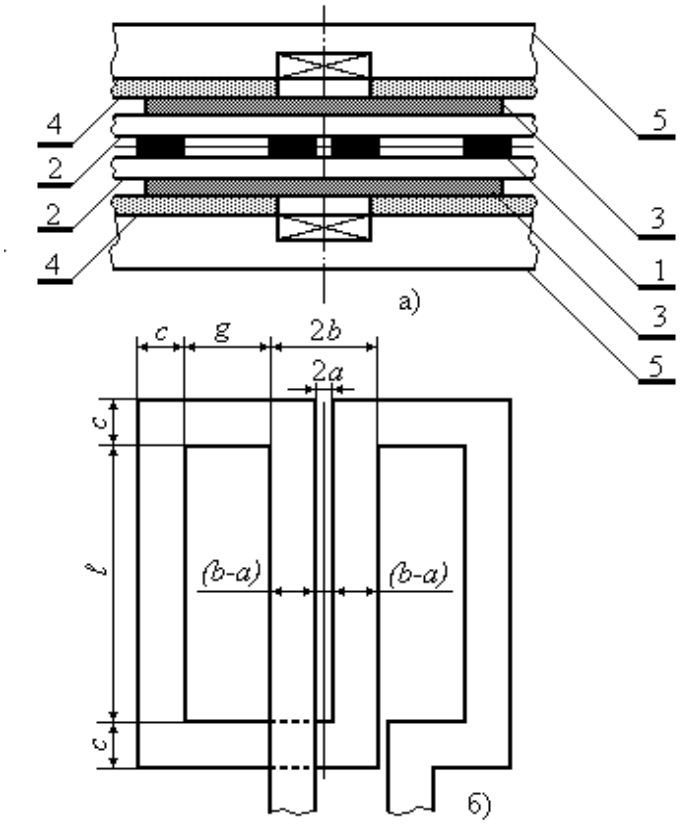


Рис.4.11. Плоская индукторная система со спаренными токопроводами для штамповки двух тонкостенных заготовок: а) схема индукторной системы в сборе; б) индуктор со спаренными токопроводами; 1 – индуктор; 2 – изолирующие прокладки; 3 – листовые заготовки; 4 – стальные накладки; 5 – диэлектрические матрицы.

В этом случае поле токопроводов будет работать в двух направлениях, в каждом из которых реализуется 0,25 энергии возбуждаемого поля (квадратичная зависимость от напряжённости!). В сумме получается коэффициент эффективности, равный 0,5. Это соответствует некоторой условной величине амплитуды напряжённости магнитного поля «одностороннего» индуктора, равной ~ 0,7 от максимально возможной.

На основании полученных результатов приведём пример возможной оптимальной конструкции индукторной системы со спаренными токопроводами.

Схематически, данная конструкция представлена на рис.4.11.

Будем считать, что предлагаемая система предназначена для штамповки изделий с теми же габаритными размерами из медного листа толщиной – $d_1 = 5 \cdot 10^{-5}$ м.

Заданная производственная операция может быть осуществлена в индукторной системе с параметрами (геометрия соответственно рис.4.11):

$2a = 3 \cdot 10^{-3}$ м, $2b = 53 \cdot 10^{-3}$ м, $c = 25 \cdot 10^{-3}$ м, $\ell = 65 \cdot 10^{-3}$ м, $g = 50 \cdot 10^{-3}$ м.

Собственно индуктор изготовлен из листового металла – меди с толщиной $\sim 10^{-3}$ м.

Толщину изолирующей прокладки примем равной $h = (1{,}0 - 1{,}5) \cdot 10^{-3}$ м.

На рабочих поверхностях матриц размещаются стальные накладки толщиной $d_2 = 0{,}5 \cdot 10^{-3}$ м. Наличие накладок позволяет увеличить напряжённость действующего магнитного поля с сохранением допустимого температурного режима и создать острые режущие кромки по контуру штампуемого в фольге рисунка.

Далее, вычислим фундаментальную характеристику рассматриваемой системы – её индуктивность.

Для оценки этого параметра воспользуемся приближённым равенством электромагнитной энергии тока в индукторе и энергии магнитного поля в объёме между поверхностями токопроводов и листовых заготовок.

Исходя из вышеуказанного равенства, запишем, что

$$\frac{L_i \cdot I^2(t)}{2} \cong \frac{\mu_o}{2} \cdot \left(H_1^2(t) \cdot V_1 + H_2^2(t) \cdot V_2 \right), \qquad (4.65)$$

где V_1 – объём полости между поверхностями спаренных токопроводов и листовых заготовок, $V_1 = 4h \cdot (\ell + 2c) \cdot (b - a)$; $H_1(t)$ - напряжённость магнитного поля в объёме $-V_1$, в соответствии с законом полного тока $-H_1(t) \cong \frac{I(t)}{2(b-a)}$; V_2 - объём полости между поверхностями периферийных токопроводов и листовых заготовок, $V_2 = 4h \cdot (\ell + 2c + 2g) \cdot c$; $H_2(t)$ - напряжённость магнитного поля в объёме - V_2, в соответствии с законом полного тока $-H_2(t) \cong \frac{I(t)}{2c}$.

Выражение (4.65) преобразуем к виду, удобному для вычислений. Выполняя все необходимые подстановки, получим формулу для индуктивности предложенной конструкции со спаренными токопроводами:

$$L_u \cong 2\mu_o h \cdot \left(\left(1 + \frac{c}{b-a} \right) + \frac{1}{c} \cdot \left(2g + \ell \cdot \left(1 + \frac{c}{b-a} \right) \right) \right). \qquad (4.66)$$

В индукторной системе на рис. 4.11 $c = b - a$, вследствие чего выражение (4.66) упрощается и принимает вид:

$$L_u \cong 4\mu_o h \cdot \left(1 + \frac{g + \ell}{(b - a)}\right). \qquad (4.67)$$

Теперь вычислим основные характеристики индукторной системы со спаренными токопроводами.

С помощью выражения (4.67) после подстановки заданных параметров конструкции находим, что $L_u \cong 33{,}2 \cdot 10^{-9}$ Гн.

Если данная индукторная система подключается к МИУ-10 с ёмкостью – $C = 48 \cdot 10^{-6}$ Ф и собственной индуктивностью – $L_0 = 76 \cdot 10^{-9}$ Гн, то суммарная индуктивность разрядного контура будет равна $L_c = L_u + L_0 = 109{,}2 \cdot 10^{-9}$ Гн.

Ожидаемая частота вычисляется по известной формуле:

$$f = \frac{1}{2\pi} \cdot \frac{1}{\sqrt{L_c \cdot C}} = 69{,}5 \text{ кГц}. \qquad (4.68)$$

Волновое сопротивление разрядного контура:

$$Z = \sqrt{\frac{L_c}{C}} = 0{,}0477 \text{ Ом}. \qquad (4.69)$$

Связь между амплитудой тока в разряде и напряжением на емкостном накопителе:

$$I_m = \frac{U_m}{Z} = 20{,}96 \cdot U_m \ . \qquad (4.70)$$

Напряжённость магнитного поля в зонах воздействия на листовые заготовки:

$$H_m = \frac{I_m}{2(b - a)} = 419{,}2 \cdot U_m \ . \qquad (4.71)$$

Далее, произведём оценку возможной степени однородности поля в рабочих зонах.

Для частоты – $f = 69{,}55$ кГц - $\omega\tau_1 = 0{,}081$. Это значение параметра $\omega\tau_1$ приближённо удовлетворяет неравенству, выполнение которого определяет возбуждение плоских электромагнитных полей в предложенной индукторной системе.

На этих оценках мы остановимся. Все остальные параметры можно вычислить по формулам, приведенным в настоящем разделе и, при необходимости, скорректировать характеристики предложенной конструкции.

Заканчивая описание одного из вариантов оптимальной кон-

струкции индукторной системы для плоской штамповки тонкостенных листовых заготовок, подчеркнём, что полученные зависимости и численные оценки носят исключительно иллюстративный характер. Конкретные расчётные результаты (например, токов и напряжённостей действующих полей) представляют действительный интерес только тогда, когда имеется реальное техническое задание на производственную операцию. В этом случае, по известной величине энергии, необходимой для реализации процесса обработки, находится требуемое напряжение на емкостном накопителе. После этого вычисляется ток в разряде, напряжённость магнитного поля и так далее.

В заключение – несколько слов о практических возможностях и областях применения предложенных вариантов индукторных систем для обработки тонкостенных металлов.

Первое, что следует отметить – это довольно низкую величину индуктивности конструкций со спаренными токопроводами. Это даёт возможность достичь достаточно высокие частоты электромагнитных процессов в рабочей зоне индукторной системы.

Где и почему это важно?

Не будем перечислять производственные операции, успешное осуществление которых в той или иной мере зависит от частотных характеристик действующих полей. Остановимся на примере, наглядно иллюстрирующем определяющую роль частоты процесса с физической точки зрения. Речь пойдёт о вырубке сквозных рисунков в плоских листовых заготовках.

Напомним, что магнитное давление обусловлено возникновением пондермоторных сил – сил взаимодействия внешнего поля с токами, индуцированными в проводнике-заготовке. Если произошёл частичный срез, изменяется характер распределения вихревых токов, вследствие обрыва электрических связей элементов в замкнутых контурах, где протекали эти токи. Данный факт приводит к уменьшению пондермоторных сил и, в конечном итоге, к резкому падению действующего давления.

Из физических соображений очевидно, что это негативное явление можно преодолеть, если воздействие магнитного поля будет носить ударный характер. В этом случае, металлу обрабатываемой заготовки передаётся импульс количества движения, что в идеале означает сообщение ему начальных скоростей, а не смещений! Тогда, вследствие инерционности механических процессов, появление частичных срезов (отдельных разрывов) не должно повлиять на дина-

мику вырубки заданного сквозного рисунка в листовой заготовке.

Таким образом, успех применения магнитно-импульсного метода для вырубки рисунков в значительной мере определяется временными характеристиками действующих полей. В практике магнитно-импульсной обработки металлов это утверждение означает: чем выше частота действующего магнитного поля, тем адекватнее реальная ситуация той идеализации, где имеет место, так называемый, удар пондермоторных сил.

Итак, достоинства, недостатки и возможные области применения предложенных конструкций индукторных систем со спаренными токопроводами:

– достоинства – возможность реализации высокочастотных электродинамических процессов; прямолинейность токов в проводниках над рабочей зоной, что способствует возбуждению строго плоско-параллельных магнитных полей и, соответственно, достижению эффективного силового воздействия на тонкостенные листовые заготовки; относительная простота технического исполнения всей системы в целом, включая конструкцию токоподводов для подключения к магнитно-импульсной установке;
– недостатки – степень однородности действующего поля в значительной мере зависит от поперечного распределения тока в проводниках над рабочей зоной; низкая производительность в сравнении с катушечной конструкцией инструмента.

Однако, перечисленные недостатки весьма относительны.

Так, например, степень однородности действующего поля в конструкции со спаренными токопроводами можно повысить за счёт введения большего числа параллельных проводников над рабочей зоной.

Очевидно, возможны самые разнообразные технические решения возникающих проблем. Несомненным является то, что все возможные предложения будут тесно связаны с конкретной конструкцией, предназначенной для осуществления строго определённой производственной операции.

4.3. ПОДБОР ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ МАГНИТНО-ИМПУЛЬСНОЙ ШТАМПОВКИ ТОНКОСТЕННЫХ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ЗАГОТОВОК

Говоря об использовании импульсных магнитных полей для осуществления прогрессивных обрабатывающих технологий, нельзя обойти вниманием вопросы технического обеспечения.

В принципиальной схеме магнитно-импульсной обработки металлов по функциональным признакам можно выделить два основных блока. Это, так называемые, индукторная и высоковольтная системы.

Первая состоит собственно из индуктора – генератора магнитного поля, обрабатываемой заготовки и матрицы, если таковая требуется по условиям технологической операции.

Индукторная система, как указывалось ранее, представляет собой инструмент магнитно-импульсного метода, функциональное назначение которого состоит в выполнении определённого производственного задания, то есть в обработке или изготовлении деталей заданной конфигурации.

Второй блок – высоковольтная система – функционально предназначен для накопления электрической энергии и выделения её в индукторной системе.

Для лучшего понимания роли выделенных составляющих в схеме магнитно-импульсного метода можно провести аналогию с металлорежущим производством, где для выполнения заданной технологической операции также требуются две основные функциональные единицы.

Первая – это станок, а вторая – собственно инструмент для выполнения производственного задания. Это может быть резец, устройство для нарезки резьбы, или какая либо другая оснастка строго определённого назначения.

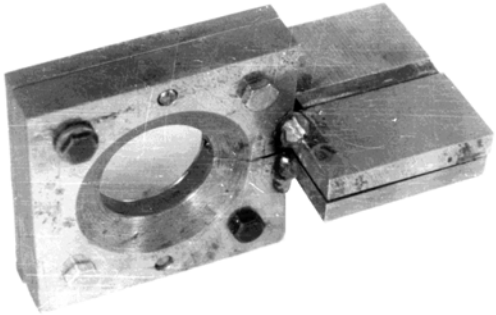
Станок обеспечивает режим, необходимый для выполнения операции. Это, к примеру, генерирование механической энергии и передача её к комплексу «инструмент-заготовка». Функциональная задача инструмента состоит в конкретном воздействии на обрабатываемую деталь и получении готового изделия.

В схеме магнитно-импульсного метода высоковольтная система, аналогично станку в металлорежущем производстве, обеспечивает решение общей задачи по преобразованию энергии и передаче её к индуктору. Последний, так же как, например, резец при механической обработке, является инструментом для выполнения конкретной производственной операции.

Так же как и в механике, осуществление технологической операции с помощью импульсных магнитных полей требует решения двух основных проблем: создание источника энергии и разработка инструмента. Источник энергии – это высоковольтная система, которая в технической литературе соответствующего профиля получила

название магнитно-импульсной установки. Инструмент – это комплекс «индуктор-заготовка», называемый индукторной системой.

Таким образом, магнитно-импульсная установка плюс индукторная система есть техническое оборудование для обработки металлов с помощью энергии импульсных магнитных полей.



а



б

Рис.4.12.Комплекс технического оборудования для обработки трубчатых заготовок: а - одновитковый индуктор; б - магнитно-импульсная установка МИУ-24 с техническими характеристиками:

максимальная запасаемая энергия, кДж	24;
номинальное напряжение, кВ	20;
производительность (число операций в час)	360;
масса, кг	1700;

габаритные размеры, мм: в плане – 1520 х 800, высота – 1800.

На рис.4.12, а показан одновитковый индуктор для выполнения технологической операции тип «обжим», который подключался к магнитно-импульсной установке, представленной на рис.4.12,б.

Данный комплекс технического оборудования был изготовлен в НТУ «ХПИ». Он предназначался для обработки трубчатых заготовок.

Собственно установка представляет собой электрический аппарат, состоящий из отдельных блоков, размещённых в одном отсеке.

Пульт управления расположен на верхней плоскости выступающей части технологического стола установки. Контрольные приборы и сигнальные лампочки размещены в верхней части вертикальной панели установки.

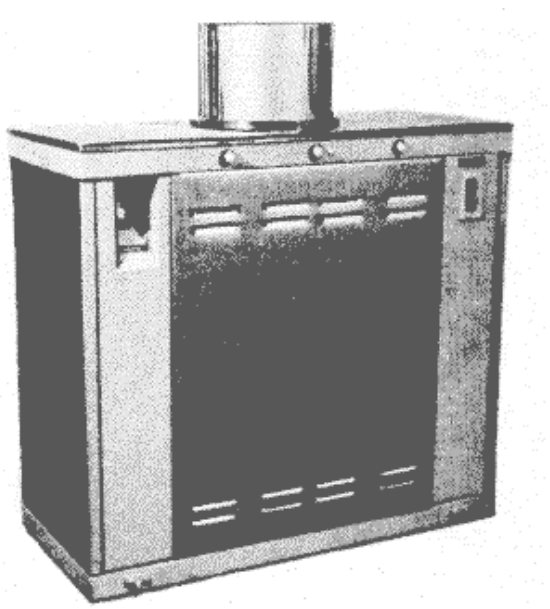


Рис.4.13. Магнитно-импульсная установка МИУ-0506/2 с техническими характеристиками:
запасаемая энергия, кДж 5,4;
номинальное напряжение, кВ 6;
масса, кг 250;
габаритные размеры, мм:
в плане – 1000×430, высота – 950.

На рис.4.13 показана малогабаритная магнитно-импульсная установка, созданная для выполнения большого круга производственных операций, предполагающих не только обжим трубчатых заготовок, но и плоскую штамповку листовых объектов.

Данная разработка была выполнена в НТУ «ХПИ».

Вопросы создания индукторных систем для обработки тонкостенных металлов были рассмотрены в предыдущем разделе 4.2.

В настоящем разделе будут приведены лишь самые общие сведения об устройстве и функционировании установок, применявшихся в магнитно-импульсной обработке металлов, то есть, та информация, которая необходима для вычисления энергетических характеристик и расчёта экономических показателей технологических процессов с применением импульсных полей.

Описание конструкторских решений, схем компоновки и других особенностей магнитно-импульсных установок не являются предметом настоящего изложения. Читателю, интересующемуся детальной информацией по данному вопросу, рекомендуем обратиться к первоисточникам и справочникам соответствующей направленности. Некоторые из них содержатся в прилагаемом списке литературы.

Классическая функциональная схема магнитно-импульсной установки приведена на рис.4.14.

В сущности, установка представляет собой генератор импульсных токов, состоящий из следующих элементов: пускорегулирующее устройство – 1; зарядное устройство, включающее в себя повышающий трансформатор – 2 и выпрямитель – 3; емкостный накопитель энергии – 4; коммутирующее устройство – 5; индукторная система –

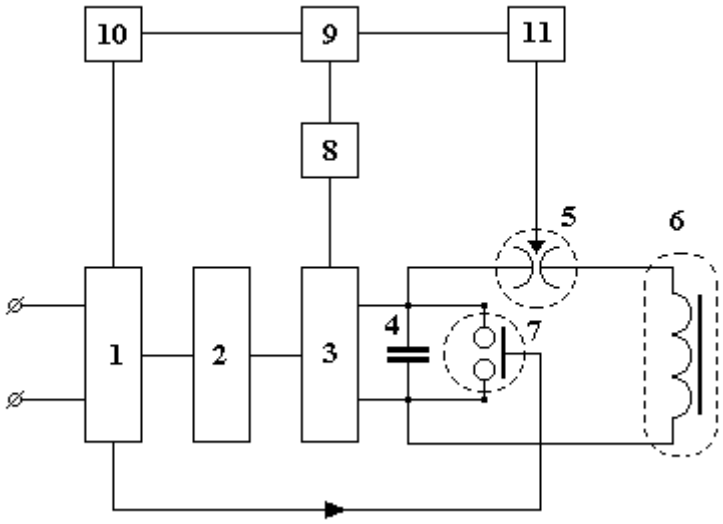


Рис. 4.14. Классическая функциональная схема магнитно-импульсной установки.

6; защитное устройство – 7; блок измерительной аппаратуры – 8; блок приборов автоматики – 9; датчик уровня энергии накопителя – 10; устройство для запуска коммутатора разрядного контура установки – 11.

Вкратце осветим назначение и работу каждого из элементов схемы.

Пускорегулирующее устройство предназначено для включения установки, регулировки токового режима при заряде емкостного накопителя и осуществления запуска защитных устройств в определённых (как правило, небезопасных) ситуациях.

Зарядное устройство состоит из повышающего и выпрямительного блоков. Первый представляет собой высоковольтный трансформатор с индуктивным ограничителем тока, второй – группу кремниевых или селеновых диодов. Зарядное устройство, независимо от условий работы и схемы магнитно-импульсной установки, должно обеспечивать заданное время заряда емкостного накопителя, высокую надёжность используемой аппаратуры и минимальные расходы в пересчёте на одну технологическую операцию.

Как правило, емкостные накопители энергии заряжают по двум схемам: 1) заряд от источника неизменного напряжения; 2) заряд от источника неизменного тока.

В случае первой, наиболее простой, схемы зарядное устройство может быть представлено тремя основными элементами. Это повышающий трансформатор, выпрямитель и ограничитель тока в виде активного или индуктивного сопротивления, включаемого последовательно в цепь выпрямителя.

Вторая схема заряда емкостного накопителя является более сложной, так как кроме элементов первой схемы она содержит дополнительные системы, автоматически регулирующие силу тока заряда. В отличие от схемы с источником неизменного напряжения, за-

ряд от источника неизменного тока позволяет получить существенно более высокий коэффициент полезного действия всего процесса в целом.

Наиболее важным энергетическим узлом установки является емкостный накопитель, представляющий собой батарею конденсаторов. К конденсаторам в магнитно-импульсных установках предъявляется ряд требований, обеспечивающих, в первую очередь, достаточную величину коэффициента полезного действия установки в целом.

Далее, батарея конденсаторов должна обладать малой индуктивностью, способностью выдерживать максимально возможное число импульсных разрядов, иметь минимальную массу, габаритные размеры, стоимость и др. Как правило, в магнитно-импульсных установках используют малоиндуктивные конденсаторы с высокой удельной энергоёмкостью.

Параметры конденсаторной батареи определяют основные технико-экономические показатели не только магнитно-импульсной установки, но и всего технологического процесса. Сюда относятся срок службы, габаритные размеры и масса установки, стоимость производства в пересчёте на одну операцию.

Долговечность конденсаторов, определяющая в интеграле экономику всего технологического процесса с использованием энергии импульсных магнитных полей, зависит от множества факторов. Не перечисляя всех их, укажем, что обычный срок службы конденсаторов составляет несколько миллионов циклов «заряд-разряд».

В качестве устройств для управления зарядом и разрядом емкостного накопителя используют электродные разрядники (игнитроны, тиратроны), вакуумные и воздушные трёхэлектродные разрядники (тригатроны), а также различные механические двухэлектродные коммутаторы.

К коммутирующим устройствам в магнитно-импульсных установках предъявляются следующие требования: минимальная собственная индуктивность, малое электрическое сопротивление, способность коммутировать большие токи, заданное количество включений, относительная простота конструкции.

Защитное устройство состоит из проводящей вставки, шунтирующей через токоограничивающий резистор клеммы емкостного накопителя при подаче управляющего сигнала, различных блокировок и ряда других элементов. Кроме того, в магнитно-импульсных установках, как правило, предусматривается наличие нескольких ме-

ханических систем для разряда конденсаторной батареи при нарушении техники безопасности.

Измерительная аппаратура содержит высоковольтный делитель напряжения и приборы, позволяющие контролировать работу функциональных систем магнитно-импульсной установки.

Наконец, система автоматики, состоящая из, так называемого, задатчика, блока автоматики и устройства запуска коммутатора в разрядной цепи, предназначена для обеспечения действенности магнитно-импульсной установки в заданных рабочих режимах.

Задатчик устанавливает количество энергии, запасаемой конденсаторами емкостного накопителя. Он представляет собой многопозиционный переключатель, каждое положение которого соответствует определённому уровню запасаемой энергии. С помощью задатчика обеспечивается срабатывание блока управления коммутатором в момент, когда энергия накопителя в процессе заряда достигает значения, необходимого для выполнения заданной технологической операции.

Все компоненты магнитно-импульсной установки соединяются между собой проводниками, называемыми ошиновкой.

К ошиновке предъявляются требования: высокая механическая прочность и способность выдерживать большие электродинамические нагрузки, минимальные собственная индуктивность и активное сопротивление, способность к работе в требуемом температурном режиме.

Ошиновка в магнитно-импульсных установках выполняется либо из плоских параллельных, близко расположенных проводников, либо из коаксиального кабеля. Жёсткая плоская ошиновка не обладает достаточной гибкостью. Эта особенность ограничивает возможности её конструктивного исполнения, обеспечивающего минимум активного и индуктивного сопротивлений. Ошиновка из коаксиального кабеля является гибкой, что, в конечном итоге, позволяет снизить потери энергии и обеспечить довольно высокий коэффициент полезного действия всей установки в целом.

Итак, мы рассмотрели функциональную схему магнитно-импульсной установки, включающую её основные узлы, определяющую их связи и взаимодействие.

Перейдём к перечислению основных параметров установки.

К таковым относятся: энергоёмкость, рабочее напряжение, собственная частота разрядного контура и производительность.

В зависимости от частоты магнитно-импульсные установки разделяются на три основные группы: 1) низкочастотные с f=5÷20 кГц; 2) установки среднего уровня частоты, где f=20÷50 кГц; 3) высокочастотные с f=50÷200 кГц. Собственная частота разряда каждой из установок в указанных группах (определяется при коротком замыкании электрического выхода) должна быть, естественно, выше.

Зарядные напряжения установок, применявшихся в традиционной магнитно-импульсной обработке металлов, составляли ~ 5÷20 кВ.

Существует также деление магнитно-импульсных установок в зависимости от их технологического назначения.

Первую группу образуют установки производительностью 360 операций в час. Они предназначены для обработки заготовок из цветных металлов и их сплавов в условиях единичного (опытного) и мелкосерийного производства.

Вторая группа включает установки для работы в автоматическом режиме с максимальным числом разрядов ~ 720 в час. Отличительной особенностью магнитно-импульсных установок данной группы является высокое значение собственной частоты (до 200 кГц) и высокая производительность (до 2400 операций в час). Установки третьей группы, как правило, полностью автоматизированы и могут встраиваться в поточные линии.

Помимо вышеперечисленных магнитно-импульсных установок общего назначения существует достаточно большое количество комбинированных конструкций, предназначенных для решения специальных технологических задач. Среди них, в обязательном порядке, следует выделить магнитно-импульсные установки, последовательно осуществляющие предварительный высокочастотный нагрев обрабатываемых заготовок, а затем – их деформирование. Такого рода установки были созданы для обработки металлов с низким показателем пластичности, например, титана, магниевых сплавов и др.

Заканчивая изложение принципиальных основ действенности высоковольтных систем в практике магнитно-импульсной обработки металлов, необходимо, хотя бы схематично, обрисовать проблему получения сильных магнитных полей с энергетической точки зрения.

Среди множества способов оптимизации установок по энергетическому показателю наиболее простым и наглядным является подход, развитый в работах учёных Национального Технического Университета «Харьковский политехнический институт» и бывшего Ленинградского политехнического института. Обобщая выводы этих работ

можно указать, что эффективность преобразования энергии, запасённой емкостным накопителем, в работу деформации заготовки будет устанавливаться зависимостью:

$$\eta = \eta_1 \cdot \eta_2, \tag{4.72}$$

где η_1 – коэффициент использования установки, определяющий передачу энергии от емкостного накопителя в индукторную систему; η_2 – коэффициент использования магнитного поля индуктора, определяемый как отношение энергии в рабочем объёме к полной энергии магнитного поля индуктора.

Отметим, что формула (4.72) записана в предположении: вся энергия магнитного поля в рабочем объёме индукторной системы идёт на совершение работы по деформированию обрабатываемой заготовки.

Далее, коэффициент использования установки можно описать выражением:

$$\eta_1 = \frac{L_1}{L_1 + L_2} \cdot exp(-\alpha \cdot \pi), \tag{4.73}$$

где L_1 – индуктивность индукторной системы; L_2 – собственная индуктивность установки; α – относительный декремент затухания, равный отношению декремента затухания разрядного контура к частоте тока.

Из формулы (4.73) следует, что условиями эффективного использования энергии установки ($\eta_1 \to 1$) при магнитно-импульсной обработке металлов являются соотношения:

$$\begin{cases} \dfrac{L_2}{L_1} << 1; \\ \\ \alpha \to 0; \end{cases} \Rightarrow \eta_1 \approx 1.\alpha \to 0. \tag{4.74}$$

Первое неравенство в (4.74) определяет соотношение индуктивностей индукторной системы и собственно магнитно-импульсной установки. Это условие устанавливает целесообразность применения многовитковых соленоидов с высоким значением индуктивности. Если же по условиям технологической операции необходим одновитковый индуктор (например, важны высокие прочность и частота), то искусственное повышение коэффициента использования установки в практике магнитно-импульсной обработки металлов может быть до-

стигнуто за счёт подключения импульсного трансформатора (согласующего устройства).

Вычисление коэффициента использования поля индуктора в общем случае представляет собой довольно не простую задачу. В научной периодике описаны различные предложения по оценке этого параметра, но все они имеют ограниченную область применения. Например, в случае плоских индукторных систем для листовой штамповки коэффициент использования поля индуктора может быть найден как отношение всей площади поверхности индуктора со стороны заготовки к площади рабочей зоны, определяемой габаритными размерами штампуемого изделия. Но это весьма грубая оценка.

Наконец, второе соотношение в (4.74) утверждает очевидный с физической точки зрения факт: для уменьшения диссипации энергии в токопроводах магнитно-импульсной установки её ошиновка, так же как и обмотка индукторной системы, должны изготавливаться из металлов с высоким значением удельной электропроводности.

В заключение настоящего раздела остановимся на очень важном вопросе.

Уровень технического обеспечения того или иного производства демонстрирует диапазон его принципиальных и реальных практических возможностей.

Так, достижения в области создания магнитно-импульсных установок характеризуют, в конечном итоге, перспективы использования энергии электромагнитных полей для осуществления разнообразных производственны операций по обработке металлов давлением.

Целью настоящего изложения является иллюстрация уровня развития магнитно-импульсной технологии на современном этапе научно-технического прогресса конкретными примерами установок, созданными в разное время ведущими электротехническими фирмами мира.

Начнём с истории.

Идею получения и использования сил импульсных магнитных полей для производственных целей впервые высказал советский академик Капица П.Л. ещё в начале 20-х годов двадцатого столетия.

Первые опыты по применению импульсных магнитных полей для технологических целей относятся к началу шестидесятых годов. В это время уровень развития источников импульсных токов на основе малоиндуктивных конденсаторов уже позволял использовать эти дорогостоящие устройства в достаточно широких масштабах.

Таблица 4.1

Магнитно-импульсные установки, созданные в СССР

Разработчик	Тип установки	Номинальная энергоёмкость, кДж	Номинальное напряжение, кВ	Частота короткого замыкания, кГц	Производительность, цикл / час	Тип разрядника	Кол-во разрядников, шт.	Тип ошиновки	Габаритные размеры, мм^3	Масса, кг	Прим.
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Харьков, НТУУ «ХПИ»	МИУ-20/1	20	20	50	360	тригатрон	1	кабельная	1100/2100/1310	2100	Для сварки
	МИУ-20/4ПР	20	20	66	360	тригатрон	1	кабельная	1160/2100/1810	1560	
	МИУ-24	24	20	50	360	тригатрон	1	кабельная	2625/1010/2115	240	
	МИУ-50/1	20	40	40	120	тригатрон	2	кабельная	720/1300/900	4200	
	МИУ-96	96	20	40	20					7700	
	МИУ-240	240	20		36					1700	
	МИУ-А-20/5	20	5.2	26	420	игнитрон	6	кабельная	Конденсаторы: 1420/1280/1700 Зар.устройство: 1000/370/1700 Блок управления: 390/250/1000	2380	
	МИУ-А-10/5	10	5.2	33	600	игнитрон	6	кабельная	Конденсаторы: 1420/1280/1700 Зар.устройство: 1000/370/1700 Блок управления: 390/250/1000	1600	
Воронеж, ЭНХК	МИУ-40/10	40	9.5	24	3600	игнитрон	12	кабельная	Конденсаторы: 2660/1810/2150 Зар.устройство: 1240/770/2150 Блок управления: 390/250/1000		-
	МИУ-60/10	60	9.5	20	240	игнитрон	24	кабельная	Конденсаторы: 4000/1810/2150 Зар.устройство: 1240/770/1700 Блок управления: 390/250/1000		-

Продолжение табл.4.1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Куйбышев, КУАИ	MIY-1	0,9	3	5	60	2-электрод-ный					
	MIY-10	10	6	28	240	игнитрон					
	MIY-30	30	10	25	200	игнитрон					
	MIY-50	50	25	20	240	игнитрон					
	MIY-60	60	20	20	200	игнитрон					
Ленинград, ВНИИ Электро	СПАЗМ -2М	3,2	6	15		мех. коммутатор	1	плоская	1100/680/620	257	
	МИУ-10	10,8	6	26	600	вакуумн. коммутатор	1	плоская	1280/860/1100	760	
	МИУ-10 ВЧ	9,6	20	120	600	игнитрон	6	кабельная	1720/1230/1800	1100	спец.
Минск, ФТИ АН	МИУ-20/9	20	9.2	18	360	тригатрон	1	кабельная	900/1850/200	1500	спец.
	МИУ-35/9	35	9.2	18	360	тригатрон	2	кабельная	1350/1900/2000	5000	
	МИУ-30/9	30	9.2	18	360	тригатрон	1	кабельная	1160/1980/2070	2500	
	ЭИОМ-25	25	10	30	360	тригатрон	1	кабельная	1700/1800/2320	3000	
	ЭМУ-25	25	10	22	360	тригатрон	1	кабельная	2270/200/2100	3000	
	ЭМОМ-50	50	10	22	360	тригатрон	1	кабельная	1700/2000/2320	3000	
Тула, НИТИ	МИУ-20/6	20	6	17	360	тригатрон	8	кабельная	1700/1200/2100	2000	
	МИУ-40/5	40	6	17	360	тригатрон	16	кабельная	2700/1700/2200	3000	спец.
	МИУ-Т1	17,5	5	18	360	тригатрон	1	кабельная			
	МИУ-Т2	14	10	22	360	тригатрон	1	кабельная			
	МИУ-Т2М	14	5	23	360	игнитрон	4	кабельная			
	МИУ-Т3	14	5	20,5	360	игнитрон	2	кабельная			
	МИУ-Т4	60	25	80	360	игнитрон	8	кабельная			
	МИУ-Т5	21,6	6	24	360	игнитрон	4	кабельная			
Тула, НИИ Техноприбор	МИУ-10/30	10	5.8	30	600				Конденсаторы: 917/810/1980 Блок управле-ния: 790/480/1980	1210	

Таблица 4.2

Магнитно-импульсные установки, созданные европейскими фирмами

Разработчик	Тип установки	Номинальная энергоёмкость, кДж	Номинальное напряжение, кВ	Частота короткого замыкания, кГц	Тип ошиновки	Масса, кг
Institut of Physics, Germany	R1	5.5	19,1	40		900
Plant of conversion technics, Germany	UUE	6	8	25	cable	1000
Hungary	VR	50	8	18.4	cable	
	EMA-M5	5	8	30		600
	EMA-M10	10	8	24		1200
	EMA-M20	20	8	21		2400
	EMA-M30	30	8	19		3200
	EMA-M50	50	8	15		5000
Electrotechnical Institut, Prague, Czechoslovakia	ELMAY	7,5	10	15	cable	
	ELMAY	30	9,5		cable	
Polytechnical Institut, Warsaw, Poland	ELMAY	4,5	10		cable	

Таблица 4.3

Магнитно-импульсные установки, созданные в США

Разработчик	Тип установки	Номинальная энергоёмкость, кДЖ	Номинальное напряжение, кВ	Частота короткого замыкания, кГц	Производительность, цикл / час	Тип разрядника	Число разрядников	Тип ошиновки	Габаритные размеры, мм^3
General Dynamic (General Atomic)	Model 14	2	8,3	45	300	ignitron	1	cable	710/520/700
	Model 1	6	8,3	45	600	ignitron	3	cable	1025/615/900
	Model 12	12	8,3	45	600	ignitron	6	cable	1025/1206/900
	Modular 12	12	8,3	45	600	ignitron	6	cable	740/1690/1850
	Modular 24	24	8,3	45	400	ignitron	12	cable	
	Modular 36	36	8,3	45	300	ignitron	18	cable	
	Modular 48	36	8,3	30	240	ignitron	24	cable	
	Modular 60	60	8,3	25	200	ignitron	30	cable	
	Modular 72	72	8,3	20	170	ignitron	36	cable	
	Modular 84	84	8,3	20	150	ignitron	42	cable	1400/3360/1960
	Modular 88	88	8,3	20	170	ignitron	40	cable	
	J-series	60	8,3	25	200	ignitron	30	cable	
	Magneform	84	8,3	20	150	ignitron	42	cable	
Maxwell Laboratory	High frequency installation for welding	47	50	250	-	spark	1	Flat busbar	

Первая магнитно-импульсная установка с набором индукторных систем для обработки тонкостенных труб демонстрировалась в 1958 году американской фирмой “General Dynamics Corporation” в Женеве на Второй международной конференции по мирному использованию атомной энергии.

В СССР магнитно-импульсная установка аналогичного назначения была создана и внедрена в опытно-промышленное производство учёными Харьковского политехнического института им. В.И. Ленина (в настоящее время – это НТУ «ХПИ») в 1964 году.

Начиная с середины шестидесятых годов, разработкой магнитно-импульсных установок начали заниматься фирмы Германии (“Siemens”, “Hahn und Kolb”), Великобритании (“Wickmen Machine Tools”), Франции (“Generale D’Electricity”), Швейцарии (“General Atomic Europe”), Японии (“Мицубиси”, “Дзанкусу Кабусики Кайся”) и другие.

В табл. 4.1÷4.3 приведены основные технические характеристики магнитно-импульсных установок, разработанных в бывшем СССР, в странах восточной и западной Европы, наконец, в США.

В заключение отметим, что приведенный в таблицах материал не включает все интересные разработки и отражает лишь небольшую часть наиболее удачных конструкторских решений по созданию магнитно-импульсных установок различного назначения.

Тем не менее, на наш взгляд, приведенные данные дают достаточно объёмное представление об уровне и возможностях современной импульсной техники для реализации прогрессивных обрабатывающих технологий. А условно «усреднённые» характеристики позволяют даже прогнозировать уровень технического оборудования (простота, надёжность, стоимость), которое может быть приемлемым для широкомасштабного применения в промышленном производстве с использованием энергии импульсных магнитных полей.

4.4. ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРИЛОЖЕНИЯ МАГНИТНО-ИМПУЛЬСНОЙ ОБРАБОТКИ ТОНКОСТЕННЫХ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ЗАГОТОВОК

Остановимся на технологиях, предполагающих силовое воздействие на тонкостенные металлы при существенном проникновении

полей.

Подчеркнём, что речь идёт об обработке прозрачных заготовок исключительно силами магнитного давления без предварительного покрытия хорошо проводящими слоями или применения «спутников» с промежуточными средами (между «спутником» и обрабатываемым металлом!), осуществляющими механическое деформирование заготовок. Эти способы воздействия на прозрачные для поля заготовки хорошо известны в магнитно-импульсной обработке металлов. Их применение описано в научной литературе. Тем не менее, они не получили широкого распространения.

Причин здесь несколько. Как технического, так и экономического характера. Попытаемся выделить основное.

Во-первых, предварительное покрытие плохо проводящих заготовок возможно лишь в случае, когда они достаточно массивны. В противном случае эта операция не имеет никакого смысла.

Во-вторых, предварительная подготовка заготовок для магнитно-импульсной обработки представляет собой существенное дополнение к основной производственной операции и значительно увеличивает стоимость всего технологического процесса.

Использование «спутников» с передающими промежуточными средами резко снижает эффективность процесса деформирования и значительно сокращает перечень преимуществ магнитно-импульсных методов, предполагающих бесконтактное воздействие на обрабатываемую деталь.

Кроме того, так же как и в случае с предварительным покрытием заготовок, введение дополнительных элементов в схему метода увеличивает стоимость производственной операции в целом.

В разделах 4.1 и 4.2 были сформулированы предложения по увеличению сил магнитного давления в индукторных системах для обработки тонкостенных металлических заготовок без «спутников» и предварительных покрытий. Наиболее привлекательным с точки зрения практической реализации оказалось предложение, в основе которого лежит моделирование физического эффекта проникновения пакетов плоских электромагнитных волн сквозь тонкий проводящий слой (заготовка) в свободное полупространство (диэлектрическая матрица). Коэффициент экранирования в такой системе достаточно велик. Тангенциальная компонента напряжённости магнитного поля сквозь металл заготовки практически не проникает. Развиваемое давление максимально. Реализуется эффективное бесконтактное воздей-

ствие на заготовку.

Наконец, в заключительной части раздела 4.2 был приведен пример оптимального решения по индукторным системам для плоской листовой штамповки тонких металлических пластин. Конструкции такого рода не описаны в научной литературе. Соответственно, отсутствует информация о производственных операциях по обработке прозрачных для поля заготовок с помощью подобных индукторных систем.

Не увлекаясь количественными показателями возможностей предложений по деформированию тонкостенных металлов, в рамках настоящей раздела мы подробно остановимся лишь на одном из примеров прогрессивной технологии, достойной внимания не только сейчас, но и в будущем.

Речь идёт о производстве печатных плат для компоновки схем в электротехнических приборах разного назначения с помощью энергии импульсных магнитных полей.

Объект, выбранный для иллюстрации возможностей магнитно-импульсного метода на современном уровне требований к производственным процессам, не случаен! Потребность в печатных платах, как основных устройствах для компоновки электрических схем, будет только нарастать. Массовость их изготовления обусловлена постоянным увеличением номенклатуры и объёмов производства электротехнических устройств разного назначения.

Актуальность технологического процесса по производству печатных плат для компоновки схем электрических приборов разного назначения определяется, в основном, двумя факторами.

Первый – это всё возрастающая потребность в печатных платах, обусловленная непрерывным увеличением спроса и, соответственно, объёма продукции, выпускаемой предприятиями электротехнической промышленности.

Второй фактор заключается в резком противоречии применяемого в промышленности химического способа производства печатных плат главным требованиям современности:

ЭКОЛОГИЯ, РЕСУРСО – И ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЕ!

В основу существующего способа производства печатных плат положены процессы травления определённых участков металлического покрытия (в соответствии с требуемым рисунком платы!) на поверхности специального фольгированного диэлектрика с помощью воздействия сильных химических реактивов.

Несмотря на ряд достоинств данной технологии, её очевидными недостатками являются:

– вредное влияние на человека и окружающую среду, её непрерывное загрязнение и отравление из-за накопления токсичных отходов производства;
– безвозвратная потеря ценного цветного металла – меди, растворяемого в процессе получения требуемого рисунка печатной платы;
– значительные сложности в автоматизации производственного процесса и, как следствие, его относительно низкая производительность;
– необходимость в создании мощных и дорогостоящих очистительных систем, которые значительно увеличивают стоимость технологии, но не могут гарантировать экологическую чистоту производства.

Магнитно-импульсный метод изготовления печатных плат свободен от вышеперечисленных недостатков. Здесь реализуется экологически чистое, энерго- и ресурсосберегающее (так как удалённые участки меди не растворяются реактивами) и высокопроизводительное производство.

В магнитно-импульсной технологии нет бессмысленного звена – очистительных систем. Их бессмысленность состоит в том, что очистка производится, но гарантированного эффекта всё равно нет. А человечество хочет употреблять только абсолютно (а не частично) экологически чистые продукты!

Далее, экономия электроэнергии при магнитно-импульсном производстве печатных плат обеспечивается достаточно малым временем воздействия (микросекундный диапазон). Кроме того, имеет место энергосбережение в расчёте затрат на единицу продукции, поскольку в одной операции (речь идёт об одном разряде емкостного накопителя на обмотку индуктора) возможна штамповка 6÷15 рисунков печатных плат.

Как показывают сравнительные оценки, себестоимость изготовления одной печатной платы с привлечением магнитно-импульсного метода почти в 50 раз ниже, чем в случае применения химической технологии.

Несмотря на весь перечень преимуществ, приходится констатировать, что использование энергии магнитных полей пока не может полностью вытеснить химическую технологию из современного про-

изводства печатных плат. Ограничения накладываются, в первую очередь, уровнем современной импульсной техники и её стоимостью. Имеющийся экспериментальный опыт показывает, что изготовление плат со сложным рисунком и большими размерами возможно пока только с помощью традиционного травления металлического покрытия фольгированных диэлектриков.

Тем не менее, можно указать достаточно большой класс электротехнических устройств с печатными платами, для изготовления которых применение магнитно-импульсной технологии является безальтернативным.

К этим устройствам относятся, например, приборы бытовой электротехники:

- выпрямительные и зарядные устройства;
- преобразователи электрической энергии для работы от сети радио- и аудиосистем;
- электронные часы;
- электроутюги, электрочайники и другие приборы кухонного оборудования;
- стиральные машины и многое другое, содержащее достаточно простые электрические схемы.

Сущность предлагаемого способа изготовления печатных плат сводится к штамповке требуемого рисунка в металле медной фольги силами магнитного давления. Причём, как указывалось ранее, традиционная схема магнитно-импульсного метода в данном случае не применима по целому ряду причин, связанных с прозрачностью фольги для действующих полей.

В разделе 3.2 были изложены пути решения проблем, возникающих при взаимодействии импульсных магнитных полей с тонкостенными проводниками. Это дало возможность определиться с конструктивным исполнением индукторной системы для осуществления предлагаемого способа производства печатных плат в электротехнических устройствах.

Как уже указывалось, сущность способа состоит в штамповке требуемого рисунка в медной фольге. При этом возможны различные подходы к осуществлению всей технологической операции.

Один из них предполагает получение рисунка проводящих элементов заданной электрической схемы в отдельной листовой фольге. После штамповки лист с рисунком наклеивается на диэлектрическую пластину соответствующего размера. Из полученного фольгирован-

ного материала механическим способом вырезается печатная плата.

Второй подход предполагает иную последовательность операций по изготовлению печатной платы. Непосредственно перед штамповкой лист медной фольги наклеивается на диэлектрическое основание требуемого размера. Затем под действием сил магнитного давления участки фольги (в соответствии с рисунком платы!) удаляются с диэлектрика. В результате получается готовая единица продукции.

Естественно, если речь идёт о массовом производстве, то в фольге-заготовке следует штамповать несколько рисунков одновременно. В этом случае после магнитно-импульсного воздействия можно будет получить сразу несколько печатных плат.

Третий подход к практической реализации магнитно-импульсного метода в прогрессивном производстве предполагает использование в качестве заготовок фольгированных материалов (диэлектрик с металлическим покрытием), выпускаемых промышленностью. Эти материалы являются сырьевыми в традиционной химической технологии изготовления печатных плат.

По существу первые два подхода отличаются друг от друга только последовательностью выполнения операций (имеется ввиду наклеивание фольги на диэлектрик до или после штамповки). Для получения рисунка печатной платы практически необходимы одни и те же значения амплитуд, временных и энергетических характеристик действующих полей. Данная идентичность параметров электродинамических процессов определяется тем, что и в первом, и во втором случае для осуществления операции основного усилия требует только вырубка отдельных участков фольги в соответствии с рисунком проводящих элементов заданной печатной платы.

Третий подход, где в качестве сырьевого материала используется готовый фольгированный диэлектрик, не имеет принципиальных физических отличий от первых двух. Тем не менее, у него есть своя особенность. Она состоит в том, что медная фольга достаточно прочно приклеена к диэлектрическому основанию. Поэтому для изготовления печатной платы необходимы силы давления, которые вначале оторвут участки металлического покрытия, а затем удалят их, точнее – вырубят, в соответствии с рисунком платы. Это означает, что для практической реализации предлагаемого метода требуются магнитные поля с более высокой амплитудой и энергией.

Как осуществить подходы, предполагающие магнитно-импульсную штамповку рисунка проводящих элементов в отдельной

листовой заготовке, можно пояснить с помощью схемы на рис.4.15.

На схеме выделены два основных блока: высоковольтная и индукторная системы. Первая (это собственно магнитно-импульсная установка) включает емкостный накопитель энергии – 1 и устройство управления – 2. Вторая – плоский индуктор – 3, лист медной фольги – 4 (заготовка), стальную прокладку – 5 и диэлектрическую матрицу – 6. В теле матрицы и стальной прокладки вырезан рисунок, соответствующий контурному расположению проводящих элементов печатной платы.

В выбранной конструкции индукторной системы моделируется эффект проникновения плоскопараллельного поля сквозь проводящий экран в свободное полупространство. Это позволяет получать мощные силы магнитного давления на металл, толщина которого значительно меньше эффективной глубины проникновения поля (более чем в 10 раз!).

Назначение стальной прокладки между заготовкой и матрицей – отвод тепла от медной фольги для снижения её нагрева и создание режущих кромок по контурам вырубки удаляемых участков.

В целом, схема работает следующим образом.

Емкостный накопитель – 1 предварительно заряжается до заданного уровня энергии. Устройство управления – 2 замыкает контур, в котором происходит разряд емкостного накопителя на обмотку индуктора – 3. При протекании тока индуктор генерирует мощное магнитное поле, воздействие которого приводит к удалению медной фольги на участках, не зафиксированных стальной прокладкой – 5 и матрицей – 6.

Для получения конечного продукта, как было ранее указано, необходимо лист фольги с отштампованным рисунком наклеить на диэлектрическое основание, а затем вырезать из него площадку, соответствующую печатной плате

Реализация подхода с использованием фольгированного диэлектрика (предварительная наклейка меди или готовый промышленный материал) может производиться с помощью той же схемы, приведенной на рис.4.15.

Вместо листовой меди – 4 в качестве заготовки следует поместить пластину фольгированного диэлектрика так, чтобы её металлическое покрытие было обращено к стальной прокладке – 5 и матрице – 6.

Так же, как и прежде, при протекании тока в цепи индуктора в

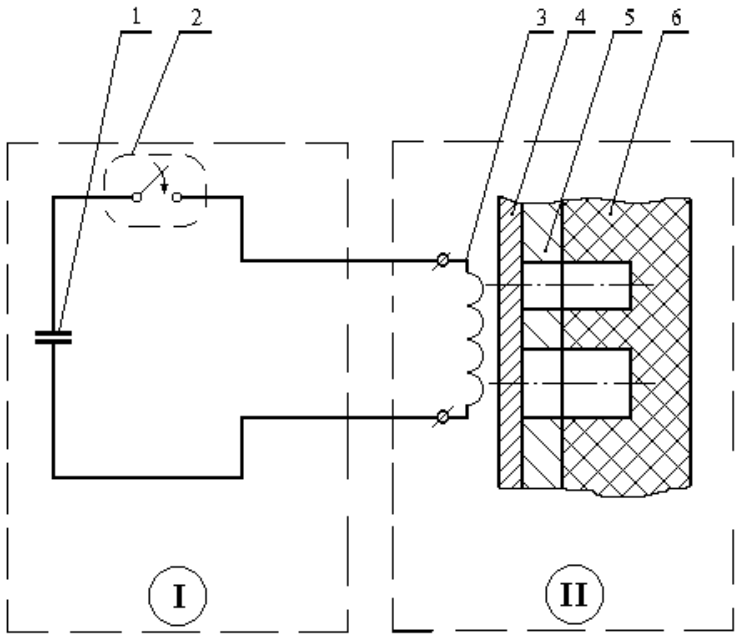


Рис.4.15.Схема магнитно-импульсной штамповки рисунка печатной платы в медной листовой заготовке: I – высоковольтная система; II – индукторная система; 1 – емкостный накопитель энергии; 2 – устройство управления; 3 – плоский индуктор; 4 – медная листовая заготовка; 5 – стальная прокладка; 6 – диэлектрическая матрица.

системе возбуждается мощное магнитное поле, воздействие которого приводит к отрыву и удалению металлической фольги на участках, не зафиксированных стальной прокладкой – 5 и матрицей – 6.

От общего описания практического осуществления магнитно-импульсной штамповки печатных плат для компоновки схем электротехнических приборов разного назначения перейдём к описанию экспериментальных исследований данной технологии, которая является практическим выходом работ по изучению силового воздействия импульсных электромагнитных полей на тонкостенные проводники и диэлектрики, выполняемых в НТУ «ХПИ», начиная с 1985 года.

Практическая реализация магнитно-импульсной штамповки печатных плат требует экспериментальных исследований основных процессов, определяющих работоспособность метода.

1. Нагрев листового металла: зависимость температурного режима обрабатываемой заготовки от амплитудно-частотных характеристик действующего магнитного поля.
2. Вырубка участков листового металла при воздействии импульсного магнитного поля: физический характер процесса, его основные параметры.
3. Удаление участков металлического покрытия с поверхности фольгированных диэлектриков под действием сил магнитного давления: физический характер процессов, его параметры и связь

с вырубкой участков в отдельной листовой заготовке.

Исследования проводились с помощью одновитковых индукторных систем и оборудования, разработанного в НТУ «ХПИ».

Объекты исследований – медные пластины толщиной $\mathbf{5 \cdot 10^{-5}}$ м и плоские фольгированные диэлектрики толщиной $\boldsymbol{(0{,}5 \div 2) \cdot 10^{-3}}$ м (толщина медного покрытия $\mathbf{5 \cdot 10^{-5}}$ м).

В ходе экспериментов отдельные листовые заготовки помещались на диэлектрическую матрицу с отверстиями диаметром $\boldsymbol{d_1 = 10^{-2}}$ м, $\boldsymbol{d_2 = 0{,}5 \cdot 10^{-2}}$ м, $\boldsymbol{d_3 = 0{,}2 \cdot 10^{-2}}$ м. Под действием магнитного поля в медных пластинах происходила вырубка участков по форме и размерам отверстий в матрице.

Аналогичным образом исследовалось воздействие сил магнитного давления на медные покрытия фольгированных образцов. Последние располагались на поверхности той же диэлектрической матрицы с отверстиями. При протекании токового импульса в индукторе с поверхности фольгированных образцов удалялись участки покрытия соответственно отверстиям в матрице.

Основные результаты экспериментов сводятся к следующему.

1. Частота и относительный декремент затухания токового импульса, определённые из осциллограмм, составляли $\boldsymbol{f = 41{,}7}$ кГц и $\boldsymbol{\alpha = 0{,}15.}$
2. Плавление фольги на диэлектрической матрице происходит при напряжённости $\boldsymbol{H_{m1} = 1{,}1 \cdot 10^7}$ А/м. Применение теплоотводящего слоя из стали толщиной $\mathbf{10^{-3}}$ м, расположенного между фольгой и диэлектрической матрицей, позволяет увеличить соответствующую напряжённость магнитного поля до величины $\boldsymbol{H_{m2} = 1{,}72 \cdot 10^7}$ А/м.
3. Для отдельной листовой заготовки зафиксирована следующая зависимость размеров вырубаемых отверстий от амплитуд напряжённости магнитного поля:

   а) $\boldsymbol{d_1 = 10^{-2}}$ м при $\boldsymbol{H_{m1}^{(1)} = 0{,}616 \cdot 10^7}$ А/м;

   б) $\boldsymbol{d_2 = 0{,}5 \cdot 10^{-2}\, м}$ при $\boldsymbol{H_{m2}^{(1)} = 0{,}673 \cdot 10^7}$ А/м;

   в) $\boldsymbol{d_3 = 0{,}2 \cdot 10^{-2}\, м}$ при $\boldsymbol{H_{m3}^{(1)} = 0{,}996 \cdot 10^7}$ А/м.

Исследуемый процесс характеризуется первоначальным появлением прогибов конической формы с последующим отрывом участков

фольги по периметру отверстий в матрице.

4. При воздействии поля на проводящие покрытия фольгированных диэлектриков получена следующая зависимость размеров удаляемых участков от амплитуд магнитной напряжённости:

   а) $d_1 = 10^{-2}$ м при $H_{m1}^{(2)} = 1{,}15 \cdot 10^7$ А/м;

   б) $d_2 = 0{,}5 \cdot 10^{-2}$ *м* при $H_{m2}^{(2)} = 1{,}26 \cdot 10^7$ А/м.

   Проанализируем полученные результаты измерений.

   Начнём с тепловых процессов.

Для напряжённости магнитного поля, воздействие которого приводит к повышению температуры образца на величину – ΔT^o можно получить формулу:

$$H_m = 2 \cdot d \cdot \sqrt{\gamma \cdot \rho \cdot c \cdot f_э \cdot \Delta T^o}\,, \qquad (4.75)$$

где $\gamma, \rho, c -$ электропроводность, плотность, теплоёмкость материала образца, соответственно; $f_э -$ так называемая, эквивалентная частота импульсного магнитного поля, $f_э = 2\pi \cdot f \cdot \alpha \cdot (1 + \alpha^2)$; f и $\alpha -$ частота и относительный декремент затухания.

Подстановка численных данных в формулу (4.75) позволяет вычислить напряжённость поля, воздействие которого приводит к плавлению медной фольги (температура – $\Delta T^o = 1083^o$), $H_{m1}^{(p)} = 1{,}05 \cdot 10^7$ А/м. Сравнение расчётного и экспериментального результатов показало довольно высокую адекватность выражения (4.75) в описании реального теплового процесса.

Наличие промежуточного стального слоя позволяет рассматривать медную фольгу-заготовку и стальную пластину как слои биметалла, на который воздействует импульсное магнитное поле индуктора.

Тепловой режим биметаллической среды, прозрачной для действующих полей, был подробно описан в монографии Батыгина Ю.В. и Лавинского В.И. «Импульсные магнитные поля для прогрессивных технологий» и, где было показано, что введение второго металлического слоя (в данном случае – стали) приводит к увеличению допустимого нагрева до температуры $\left\{\Delta T^o \cdot \left(1 + \frac{\gamma_2 d_2}{\gamma_1 d_1}\right)^2\right\}$, где $\gamma_{1,2}$ и $d_{1,2} -$ электропроводности и толщины слоёв биметалла, соответственно.

С учётом данной поправки, напряжённость магнитного поля, при которой произойдёт плавление образца, будет оцениваться величиной $H_{m2}^{(p)} = 1{,}65 \cdot 10^7$ А/м. Это эквивалентно увеличению допустимого нагрева до температуры 2437°С, то есть в 2,25 раз большей по сравнению со справочной величиной температуры плавления медного образца.

Перейдём к анализу механических процессов.

Начнём с вырубки отверстий в отдельных листовых заготовках.

Характер процесса в зоне вырубаемого участка при воздействии импульсного магнитного поля свидетельствует о наличии двух физических механизмов, приводящих, в конечном итоге, к вырубке отверстий в фольге. Первый – это растяжение кругов в зоне вырубки (коническая форма прогиба), второй – это их срез по периметру отверстий в матрице. В зависимости от размера отверстий превалирующим является тот или иной механизм. С уменьшением диаметра возрастает роль среза в процессе образования отверстий, с увеличением – преобладающим становится растяжение.

Этот вывод можно подтвердить численными оценками для напряжённостей поля, при которых должен произойти срез по периметру того или иного отверстия.

Получим формулу для проведения оценок.

Пусть срез происходит по периметру отверстия с радиусом – r в пластине толщиной d под действием магнитного поля с амплитудой напряжённости H_m.

Из условия равенства сил давления на вырубаемый участок ($F_m^1 = \frac{\mu_0 \cdot H_m^2}{2} \cdot \pi \cdot r^2$) и сил, осуществляющих срез ($F_m^2 = [\tau] \cdot 2 \cdot \pi \cdot r \cdot d$, где $[\tau]$ - предельное касательное напряжение на срез), $F_m^1 = F_m^2$ находим, что

$$H_m = 2 \cdot \sqrt{\frac{[\tau] \cdot d}{\mu_0 \cdot r}}, \qquad (4.76)$$

где μ_0 – магнитная проницаемость вакуума.

Справочная величина предельного напряжения на срез составляет $[\tau] = 0{,}8 \cdot [\sigma]$, где $[\sigma]$ - предельное напряжение на растяжение для медных образцов при импульсной нагрузке было определено экспериментально, $[\sigma] = 5 \cdot 10^8$ Н/м. Таким образом, $[\tau] = 4 \cdot 10^8$ Н/м.

Подставляя необходимые численные данные в формулу (4.76), находим расчётные величины напряжённостей магнитного поля, давление которого должно приводить к срезу тонкостенной медной пластины на границах соответствующих круговых участков.

Итак, имеем, что

а) $d_1 = 10^{-2}$ м при $H_{m1}^{(p)} = 0{,}357 \cdot 10^7$ А/м;

б) $d_2 = 0{,}5 \cdot 10^{-2}$ м при $H_{m2}^{(p)} = 0{,}505 \cdot 10^7$ А/м;

в) $d_3 = 0{,}2 \cdot 10^{-2}$ м при $H_{m3}^{(p)} = 0{,}8 \cdot 10^7$ А/м.

Сравнение результатов вычислений с экспериментальными данными показывает:

– вклад механизма среза при взаимодействии поля с большими участками фольги весьма незначителен;
– с уменьшением размера отверстий расчётные значения напряжённостей, полученные с учётом только сдвиговых деформаций, приближаются к реальным значениям напряжённостей магнитных полей, обеспечивающим вырубку участков медной фольги, что свидетельствует о возрастании роли среза.

Обобщая результаты проведенного анализа, следует указать, что увеличение эффективности процесса вырубки участков фольги при воздействии импульсных магнитных полей возможно, если обеспечить превалирующую роль сдвиговых деформаций (среза) по сравнению с растягивающими. Очевидно, что первоначальное растяжение вырезаемых участков фольги приводит к значительным потерям энергии и снижению коэффициента полезного действия процесса вырубки в целом.

Одно из решений данной проблемы можно обосновать, исходя из физических аналогий. Известно, что ударный механизм воздействия сообщает элементам образца начальные импульсы равной величины, а не смещения. В идеале, это позволяет исключить растяжение и обеспечить только срез по заданному контуру.

На практике к ударному механизму воздействия на заготовку со стороны магнитного поля можно приблизиться за счёт повышения его частоты.

Закончим с вырубкой в отдельных листовых заготовках.

Проанализируем удаление участков медного покрытия с поверхности фольгированных диэлектриков силами магнитного давления.

Из физических соображений, очевидно, что данная операция

может быть условно разделена на две составляющие: первая – это отрыв проводящего покрытия от диэлектрического основания, а вторая представляет собой вырубку соответствующих участков этого покрытия по заданным контурам.

По результатам экспериментов для отдельной листовой заготовки и для фольгированных образцов произведём оценку соотношения между амплитудами сил давления, необходимого для практического осуществления выделенных составляющих операции по удалению металлического покрытия с поверхности диэлектриков.

Амплитуды давлений, необходимые для вырубки отверстий с диаметрами $d_1 = 10^{-2}$ м и $d_2 = 0{,}5 \cdot 10^{-2}$ м, исходя из величин измерений напряжённостей магнитного поля, будут, соответственно, равны: $P_1^{(1)} = 2{,}38 \cdot 10^7$ Н/м^2 и $P_2^{(1)} = 2{,}84 \cdot 10^7$ Н/м^2.

Аналогично, амплитуды давлений, необходимые для удаления с диэлектрического основания круговых участков медного покрытия тех же размеров ($d_1 = 10^{-2}$ м и $d_2 = 0{,}5 \cdot 10^{-2}$ м), находятся с помощью напряжённостей магнитного поля в соответствующих экспериментах: $P_1^{(2)} = 8{,}3 \cdot 10^7$ Н/м^2 и $P_2^{(2)} = 9{,}97 \cdot 10^7$ Н/м^2.

Давление – величина аддитивная. С помощью результатов для вырубки и удаления участков фольги находим амплитуды давлений, необходимые для отрыва меди от основания.

Итак, $\begin{cases} P_1^{(отрыва)} = P_1^{(2)} - P_1^{(2)} = 5{,}92 \cdot 10^7 \text{ Н/м}^2 \\ P_2^{(отрыва)} = P_2^{(2)} - P_2^{(2)} = 7{,}14 \cdot 10^7 \text{ Н/м}^2 \end{cases}$.

Соответственно, отношения силовых показателей условно выделенных составляющих операции по обработке фольгированного диэлектрика будут равны $\dfrac{P_1^{(отрыва)}}{P_1^1} = 2{,}48 \approx \dfrac{P_2^{(отрыва)}}{P_2^1} = 2{,}51.$

Эти цифры говорят о том, что основная энергия магнитного поля при штамповке рисунка печатной платы в проводящем покрытии фольгированного диэлектрика будет расходоваться на отрыв фольги от основания.

Перейдём к описанию практической апробации магнитно-импульсной штамповки конкретной печатной платы.

Ранее были описаны возможные подходы к практическому осуществлению магнитно-импульсной технологии производства печат-

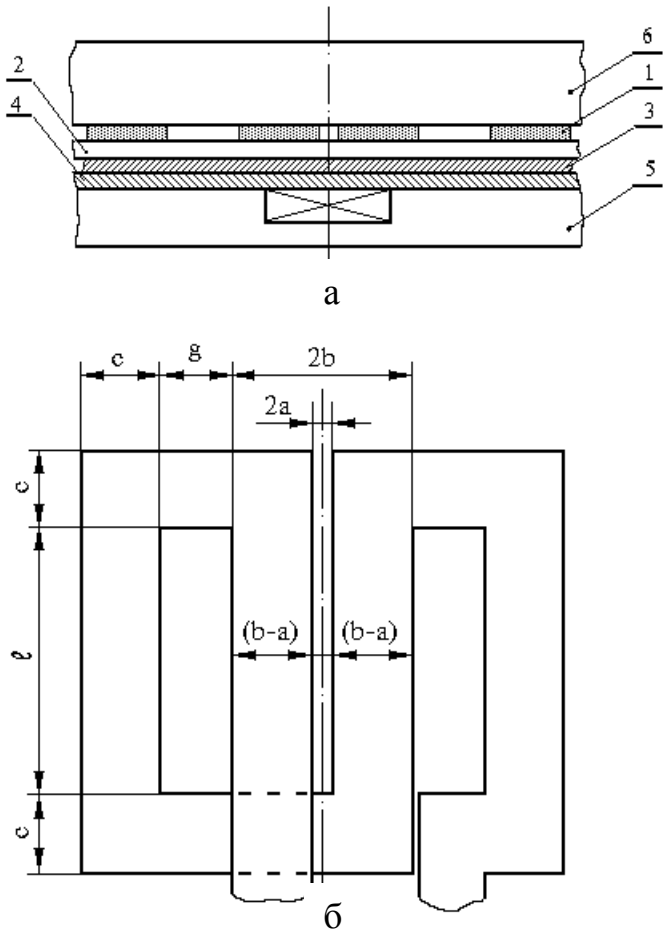


Рис.4.16. Плоская индукторная система со спаренными токопроводами для штамповки печатных плат из зарядно-выпрямительного устройства Д2-10М: а - схема собственно индукторной системы в сборе: 1 – индуктор; 2 – изолирующая прокладка; 3 – медная фольга-заготовка; 4 – стальная накладка; 5 – диэлектрическая матрица; 6 – диэлектрическое основание индуктора; б - индуктор со спаренными токопроводами.

ных плат для компоновки электрических схем. Один из них, наиболее простой в реализации, предполагает получение рисунка проводящих элементов платы в отдельной листовой фольге. После штамповки лист с рисунком наклеивается на диэлектрическое основание. Из полученного фольгированного материала вырезается печатная плата – конечный продукт производства.

Указанный подход к осуществлению заданной технологической операции был апробирован экспериментально и дал положительные результаты.

В качестве образца была взята печатная плата из зарядно-выпрямительного устройства Д2-10М для питания микрокалькуляторов серии «Электроника».

Для осуществления экспериментальной апробации был выбран простейший вариант индукторной системы со спаренными токопроводами и диэлектрическим бандажом (основание индуктора), подробно описанный в разделе 4.2. Схема индукторной системы и её материальное воплощение показаны на рис.4.16 и рис.4.17, соответственно.

Заготовками в моделируемой технологической операции служили отдельные листы медной фольги толщиной $\mathbf{5 \cdot 10^{-5}}$ м.

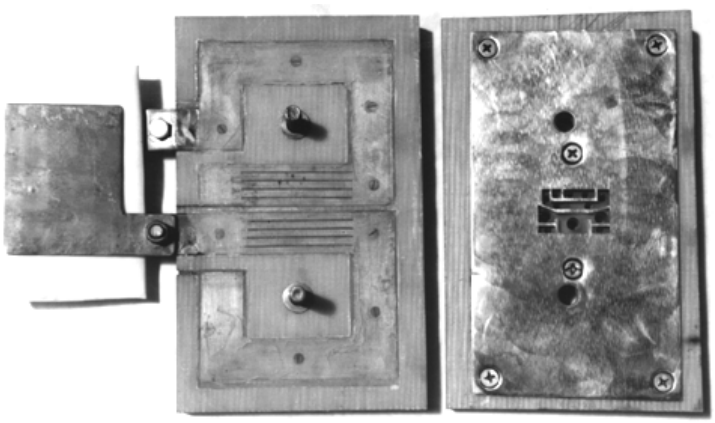


Рис. 4.17. Экспериментальная индукторная система: плоский индуктор со спаренными токопроводами на диэлектрическом основании (слева) и диэлектрическая матрица со стальной накладкой (справа).

В массивной диэлектрической матрице и стальной накладке толщиной $\mathbf{0{,}5\cdot10^{-3}}$ м был вырезан рисунок, соответствующий проводящим элементам платы. Схематическое изображение этого узла индукторной системы дано на рис.4.18.

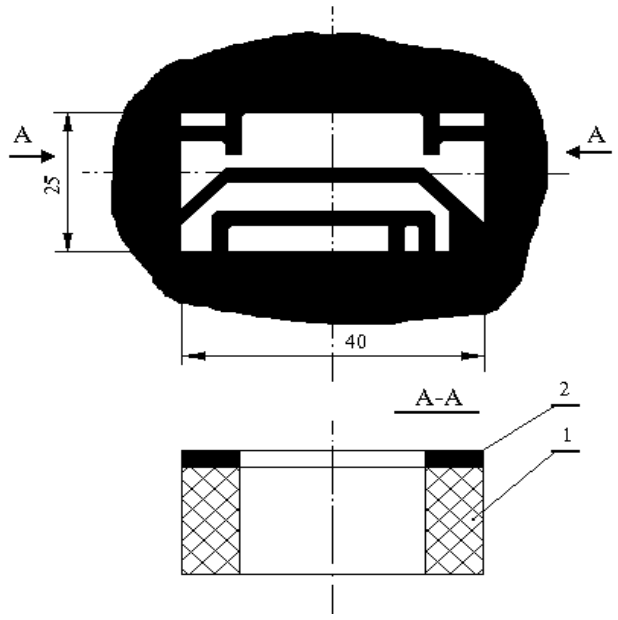


Рис.4.18. Матрица для штамповки печатной платы из зарядно-выпрямительного устройства Д2-10М: 1 – диэлектрическая матрица; 2 – стальная накладка.

Индукторная система подключалась к выходу магнитно-импульсной установки МИУ-10, разработанной и изготовленной в НТУ «ХПИ».

Параметры установки:

– ёмкость накопителя – $\boldsymbol{C = 48\cdot10^{-6}}$ Ф,

– собственная индуктивность – $\boldsymbol{L_c = 76\cdot10^{-9}}$ Гн,

– максимальная запасаемая энергия – $\boldsymbol{W_m = 10}$ кДж,

– напряжение емкостного накопителя варьируется в диапазоне – $\boldsymbol{U_m = 6{,}4 \div 20}$ кВ.

Для понимания происходящих процессов вычислим фундаментальные характеристики индукторной системы и показатели магнитно-импульсного воздействия на медную листовую заготовку.

Вначале, в соответствии с ранее принятыми обозначениями (раздел 4.5, глава 4) укажем конкретные параметры индукторной системы:

$\boldsymbol{2a = 3\cdot10^{-3}}$ м, $\boldsymbol{c = (b-a) = 25\cdot10^{-3}}$ м, $\boldsymbol{\ell = 65\cdot10^{-3}}$ м, $\boldsymbol{g = 50\cdot10^{-3}}$ м, $\boldsymbol{h = 2{,}5\cdot10^{-3}}$ м,

$d_1 = 5 \cdot 10^{-5}$ м ($\gamma_1 = 5{,}97 \cdot 10^7 \frac{1}{\text{Ом} \cdot \text{м}}$), $d_2 = 0{,}5 \cdot 10^{-3}$ м ($\gamma_2 = 0{,}15 \cdot 10^7 \frac{1}{\text{Ом} \cdot \text{м}}$).

Первая фундаментальная характеристика – индуктивность системы. Её вычисление проведём так же, как это было сделано в разделе 4.2, исходя из приближённого равенства электромагнитной энергии тока в индукторе и энергии магнитного поля в объёме между поверхностями токопроводов и листовой заготовки. Получим, что

$$L_i \cong \mu_o \cdot V \cdot \left(\frac{H(t)}{I(t)} \right)^2, \qquad (4.77)$$

где V – объём между поверхностями токопроводов и листовой заготовкой; $H(t)$ – напряжённость магнитного поля в рассматриваемом объёме – V, в соответствии с законом полного тока $H(t) = \frac{I(t)}{(b-a)}$.

Согласно геометрии индукторной системы на рис.4.16, после всех подстановок, находим, что

$$L_i \cong 4 \cdot \mu_o \cdot h \cdot \left(2 + \frac{\ell + g}{b - a} \right). \qquad (4.78)$$

Подставляя в формулу (4.4) исходные данные, получаем величину индуктивности индукторной системы – $L_i = 82{,}9 \cdot 10^{-9}$ Гн. С учётом собственной индуктивности магнитно-импульсной установки находим суммарную индуктивность всего разрядного контура – $L = 158{,}9 \cdot 10^{-9}$ Гн.

Далее, все вычисления, аналогичные выполненным в разделе 4.2. Ожидаемая частота тока – $f = 57{,}66$ кГц. Волновое сопротивление разрядного контура – $Z = 0{,}058$ Ом.

Соотношение между амплитудой тока и напряжением на емкостном накопителе – $I_m = 17{,}4 \cdot U_m$. Наконец, амплитудное значение напряжённости магнитного поля в рабочей зоне индукторной системы – $H_m = 697 \cdot U_m$.

Если ориентироваться на результаты экспериментов, то для осуществления процесса штамповки рисунка печатных плат требуется магнитное поле с амплитудой $H_m = (0{,}616 \div 0{,}996) \cdot 10^7$ А/м. Следовательно, на емкостном накопителе необходимо иметь напряжение в диапазоне $U_m = 8{,}4 \div 14{,}3$ кВ, что соответствует энергиям $1{,}7 \div 4{,}9$ кДж.

Теперь, выполним оценки влияния стальной накладки на диэлектрической матрице на силы магнитного давления и тепловые процессы в медной фольге-заготовке.

Аналогично тому, как это было сделано в разделе 4.1, можно рассчитать проникновение импульсного поля сквозь тонкий биметаллический слой в свободное полупространство. В отношении экспериментальной индукторной системы, полученные результаты говорят о том, что наличие стальной накладки приводит к появлению ненулевого магнитного поля на границе медь-сталь. Этот факт должен привести к ослаблению силового воздействия на обрабатываемую листовую заготовку.

Оценим изменение амплитуды магнитного давления.

Как показывают вычисления

$$P_m = \frac{\mu_0 \cdot H_m^2}{2} \cdot \left(1 - \frac{1}{\left(1 + \frac{\gamma_1 \cdot d_1}{\gamma_2 \cdot d_2} \right)^2} \right). \qquad (4.79)$$

Подставляя в выражение (4.79) численные значения параметров биметалла медь-сталь, находим, что $P_m = 0{,}48 \cdot \mu_0 \cdot H_m^2$. Отсюда следует, что амплитуда магнитного давления снижается всего на 4%. Это означает, что влиянием стального покрытия на эффективность силового воздействия, практически, можно пренебречь.

В то же время, как было ранее указано, наличие стали приводит к повышению допустимой температуры нагрева медной фольги в $\left(1 + \frac{\gamma_1 \cdot d_1}{\gamma_2 \cdot d_2} \right)^2$ раз. Несложно подсчитать, что использование стальной накладки позволяет увеличить предельную температуру нагрева медной фольги в 1,56 раз, что соответствует возможному росту напряжённости действующего поля приблизительно на 25%.

Теперь рассчитаем поперечное распределение напряжённости магнитного поля в рабочей зоне экспериментальной индукторной системы. Эти вычисления необходимы для определения степени однородности давления на медную фольгу при штамповке рисунка печатной платы.

Положим, что плотность тока в индукторе изменяется во времени по синусоидальному закону $j(t) = j_m \cdot \sin(\omega \cdot t)$, ($j_m$ - амплитуда,

ω - циклическая частота).

Воспользовавшись формулой (4.49), найдём касательную составляющую напряжённости магнитного поля, возбуждаемого заданным током на поверхности медной фольги в рабочей зоне индукторной системы.

Подставляя в полученное выражение $t = \frac{\pi}{2\omega}$, что соответствует первому максимуму временной функции тока, записываем, что

$$H_y(y_0) = -\frac{2}{\pi} \cdot j_m \cdot \int_0^{\infty} F(x) \frac{\left(1 - \frac{x}{\omega \cdot T} \cdot e^{-\frac{\pi}{2 \cdot \omega \cdot T}}\right)}{\left(1 + \left(\frac{x}{\omega \cdot T}\right)^2\right)} \cdot e^{-\frac{h}{b} \cdot x} \cos(x \cdot y_0) dx, \quad (4.80)$$

где y_0 – поперечная пространственная координата в относительных единицах, $y_0 = \frac{y}{(b-a)}$;

$$T = \frac{b-a}{d_1} \cdot \tau_1, \tau_1 = \mu_0 \cdot \gamma \cdot {d_1}^2; F(x) = \frac{1}{x}\left(\sin(x) - \sin\left(\frac{a}{b-a} \cdot x\right)\right).$$

Достоверность формулы (4.80) была проверена экспериментально.

Измерения пространственного распределения напряжённости проводились на стенде для экспериментальных исследований индукторных систем, который представлял собой генератор сигналов, имитирующий разряд емкостного накопителя на обмотку индуктора в реальных устройствах для магнитно-импульсной обработки металлов. К его электрическому выходу подключалась индукторная система со спаренными токопроводами.

Напряжённость поля измерялась в центральной части рабочей зоны индукторной системы с помощью катушечного зонда, интегрирующей цепочки и осциллографа. Экспериментальные данные в относительных величинах (отношение реальной амплитуды сигнала к максимальному её значению) представлены на рис.4.19.

Для соответствующих вычислений в формулу (4.80) следует подставить численные данные, включающие параметры конструкции, обрабатываемой листовой заготовки и частоту колебаний поля в системе. Последняя характеристика процесса, определённая из осцил-

лограмм магнитной напряжённости, составляла ~ 16,7 кГц.

Результаты расчётов в относительных величинах приведены на рис.4.19. Полученная зависимость иллюстрирует поперечное распределение напряжённости магнитного поля в условиях проводимого на стенде эксперимента. Отметим, что в реальных процессах магнитно-импульсной штамповки печатных плат частоты действующих полей существенно выше.

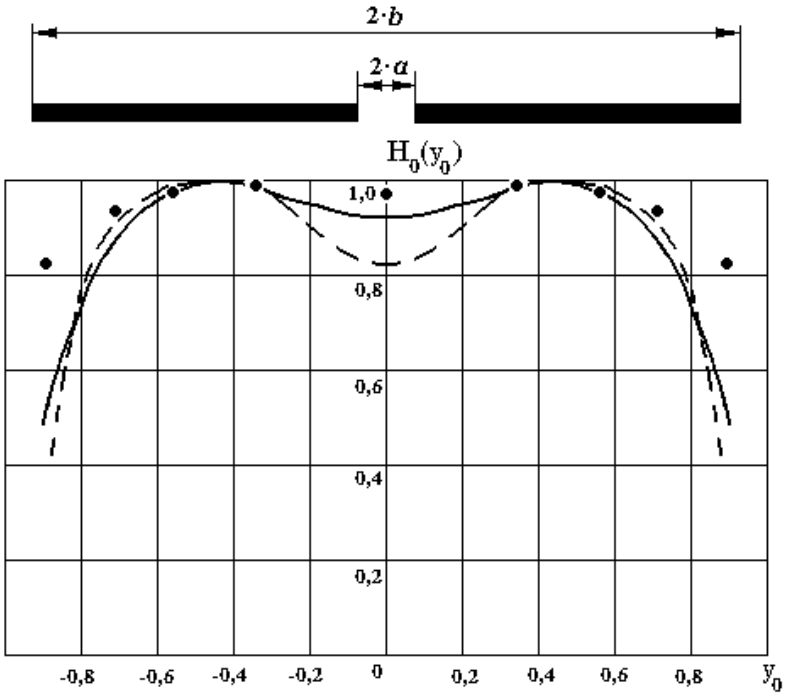


Рис.4.19. Поперечное распределение напряжённости магнитного поля, $H_0(y_0)$ - относительная напряжённость, $H_0(y_0)=\frac{H_y(y_0)}{j_m}$; y_0 - поперечная координата в относительных единицах, $y_0=\frac{y}{b-a}$; ——— - $f=16{,}7$кГц; — — — - $f=50$ кГц; ● - эксперимент.

Итак, на рис.4.19 приведены результаты вычислений по формуле (4.80) и измерений в модельном эксперименте. Их сравнение показывает, что на внешних границах рабочей зоны отмечаются расхождения расчётных и экспериментальных данных. Но во внутренней области результаты вычислений и соответствующих измерений согласуются между собой достаточно хорошо. Этот факт позволяет использовать формулу (4.80) для оценок пространственного распределения магнитного поля на поверхности обрабатываемой листовой заготовки в зоне штамповки рисунка печатной платы.

Для проведения вычислений напряжённости в условиях реального процесса необходимо, так же как и ранее, подставить в выражение (4.80) параметры индукторной системы, заготовки и частоту действующего поля. Эта временная характеристика была определена из осциллограммы токового импульса собственно в индукторе. Она со-

ставляла ~ 50 кГц (расчёт – 57,66 кГц).

Результаты вычислений поперечного распределения напряжённости в относительных величинах представлены на рис.4.19.

Как следует из расчётов, повышение частоты приводит к появлению существенной неоднородности сил магнитного давления на медную фольгу в центральной части рабочей зоны.

Это означает, что в данной конструкции индукторной системы для практического осуществления процесса штамповки по всей площади рисунка печатной платы необходимо увеличение амплитуды напряжённости действующего поля так, чтобы её наименьшая величина на поверхности фольги соответствовала требуемому давлению (то есть приблизительно в 1,5 раз!). Это должно несколько изменить диапазон напряжений на емкостном накопителе так, чтобы $\boldsymbol{U_m = 12{,}6 \div 21{,}5}$ кВ.

Среднее значение напряжения при этом будет составлять $\boldsymbol{\overline{U}_m = 17}$ кВ.

В результате проведенного эксперимента были получены образцы, иллюстрирующие процесс магнитно-импульсной штамповки при различных значениях энергии, запасаемой емкостным накопителем. Эти образцы представлены на рис.4.20.

Так, образец №1 соответствует напряжению 13,8 кВ. Очевидно, что данного уровня энергии достаточно лишь для частичной штамповки рисунка в фольге. Но уже при напряжении 16,2 кВ, как свидетельствует образец №2, имеет место реализация довольно чёткого рисунка проводящих элементов. Наконец, последний представленный образец №3 является конечным продуктом рассматриваемой технологической операции – печатной платой для зарядно-выпрямительного устройства Д2-10М.

Итак, при напряжении на емкостном накопителе 16,2 кВ (расчётная оценка – 17 кВ) импульсное магнитное поле с частотой 50 кГц создаёт давление, вполне достаточное для успешной штамповки рисунка печатной платы в медной фольге толщиной 50 микрон, и не нагревает её до температуры плавления.

В заключение подчеркнём, что проведенная экспериментальная апробация штамповки печатных плат с помощью магнитно-импульсного метода является только практической иллюстрацией его возможностей для создания прогрессивных технологий.

Если говорить о массовом поточном производстве, то предложенные индукторные системы, естественно, нуждаются в конструк-



№1 №2 №3

Рис.4.20. Результаты экспериментальной апробации магнитно-импульсного метода для штамповки печатной платы: образец №1 соответствует напряжению 13,8 кВ; образец №2 соответствует напряжению 16,2 кВ; образец №3 – печатная плата для зарядно-выпрямительного устройства Д2-10М.

торских доработках по увеличению производительности, созданию удобных в эксплуатации устройств для подключения к магнитно-импульсным установкам и систем установки-съёма объектов обработки, усилению элементов, обеспечивающих прочность и так далее.

Но, так называемый, фундамент предложенных конструкций, построенный на результатах проведенных исследований и обеспечивающий их практическую действенность, остаётся тем же, что и в модельных индукторных системах.

Заканчивая описание магнитно-импульсной технологии производства печатных плат, следует осветить её соответствующие экономические показатели.

Отметим, что нижеприведенные оценки технико-экономических показателей выполнены в соответствии со стоимостью аналогичных работ, выполнявшихся в НТУ «ХПИ», и ценами на электроэнергию в Украине. Эти оценки могут служить ориентирами при сравнении различных способов изготовления одной и той же продукции.

Оборудование для практической реализации магнитно-импульсного метода включает:

- высоковольтную систему – магнитно-импульсную установку;
- комплект индукторных систем - инструментов для штамповки конкретных рисунков проводящих элементов печатных плат в соответствии с техническим заданием.

Характеристики и стоимость оборудования:

- высоковольтная магнитно-импульсная установка на энергию 10 ÷ 15 кДж,
- с рабочим напряжением до 20 кВ, с рабочим ресурсом ~ 10^6 разрядов и стоимостью до 15 000 $;
- общие размеры и вес установки: 2 × 1,5 × 1,5 $м^3$, до 800 кг;
- комплект индукторных систем в количестве 100 единиц, соответствующем номинальному ресурсу магнитно-импульсной установки, общей стоимостью до 15000$.

Технические возможности производства:

(на уровне проведенной экспериментальной апробации)

- в качестве сырья для изготовления печатных плат используется медная фольга толщиной 10 ÷ 50 мкм и диэлектрические пластины толщиной 1 ÷ 3 мм, а также фольгированные материалы, применяемые в традиционных химических технологиях аналогичного назначения;
- средняя стоимость сырьевых материалов (по опубликованным данным газеты «Бизнес» №10(321), март 1999г., раздел «Прайс-лист») составляет:
    1) медная фольга, (1кг – 3$), $см^2$ – 0,00012$;
    2) листовой стеклотекстолит, (1кг – 5$), 1 $см^2$ – 0,00051$;
    3) листовой фольгированный стеклотекстолит, (1кг – 10$), 1 $см^2$ – 0,00066$;
- возможные размеры штампуемой платы: 60 × 60 $мм^2$;
- минимальная ширина проводящих полос в плате и расстояние между ними: ~ 1,5 мм;
- минимальные радиусы закругления элементов рисунка печатной платы:~ 1,5 мм;
- строгость воспроизводства заданного рисунка печатной платы практически такая же, как и химическим методом.

Экономические показатели производства:

- общая стоимость оборудования - 10000$÷30000 $;
- максимальная производительность оборудования - 300 разрядов в час;
- средняя стоимость оборудования в одном разряде (при гарантированном количестве - 10^6) составляет - 0,01÷0,03 $;
- максимальная стоимость потребляемой электроэнергии в одном разряде (при потребляемой мощности - $\frac{15000}{3{,}6\cdot 10^6} = 4{,}2\cdot 10^{-3}$ кВт·час) - $4{,}2\cdot 10^{-3} \cdot 0{,}05$ \$ = 0,00021 \$ (стоимость электроэнергии в Украине составляет < 0,05$ за 1кВт·час);
- стоимость потребляемой электроэнергии в час (300 разрядов): 0,063 $;
- средняя стоимость изготовления 1 печатной платы за один разряд при одновременной штамповке 4-х единиц (минимальное количество!): $\frac{0{,}01 \div 0{,}03 + 0{,}00021}{4} \cong 0{,}0025 \div 0{,}0075$ \$;

При одновременной штамповке 8-ми единиц (реальное среднее количество) средняя стоимость изготовления 1 печатной платы будет составлять ~ 0,00125÷0,00375$.

Примечание. На себестоимость изготовления печатной платы магнитно-импульсным методом затраты электрической энергии практически не влияют, поскольку они составляют менее 0,1% от затрат на оборудование:

- для сравнения: стоимость изготовления 1 печатной платы с аналогичными параметрами на предприятиях Украины составляет - 0,3 ÷ 1,0 $ (реальная стоимость единицы продукции химическим способом должна быть значительно выше, поскольку в нее следует включать затраты на создание и эксплуатацию очистных сооружений, но учет данных показателей практически невозможен, так как работа этих сооружений и их экономика являются “внутренним секретом” соответствующих производств);
- интегральные показатели за 1 час работы: объем выпуска - 1200 единиц, стоимость их изготовления при одновременной штамповке минимального количества из 4-х единиц – 3÷9 $ и при одновременной штамповке 8-ми единиц, соответственно, - 1,5÷4,5 $ (при стоимости затраченной энергии - 0,063 $).

В целом, проведенные оценки показывают, что применение магнитно-импульсного метода в производстве печатных плат для компоновки схем электротехнических устройств разного назначения позволяет уменьшить стоимость изготовления единицы продукции более, чем в 50 раз, снизить затраты энергии на осуществление производства (экономия электроэнергии достигается за счет импульсного воздействия и одновременной штамповки нескольких изделий), гарантирует экологическую чистоту технологического процесса и сохранение ценного цветного металла - меди.

ГЛАВА 5

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ТОНКОСТЕННЫХ ЭЛЕКТРОПРОВОДЯЩИХ ЗАГОТОВОК МАГНИТНЫМИ ПОЛЯМИ

5.1. ДИНАМИКА ПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ ЗАГОТОВОК ТИПА ПЛАСТИН ПРИ МАГНИТНОЙ ОБРАБОТКЕ

Вопросам моделирования процессов формообразования тонкостенных электропроводящих заготовок магнитными полями посвящено большое число публикаций, например, [24, 27, 101]. В этих публикациях в основном обсуждаются проблемы создания технологических систем для обработки металлов магнитными полями. Вопросы пластического деформирования листовых заготовок и тонких оболочек при формообразовании достаточно изучены в большом количестве публикаций по теории пластичности и теории обработки металлов давлением, преимущественно в предположении квазистатического деформирования при известном распределении магнитного поля. Малочисленными остаются исследования по проблеме эффективности воздействия на заготовку магнитным давлением для получения качественных изделий. Основанием для таких исследований может послужить работа [53], в которой показано, что возмущенное деформируемым объектом магнитное поле приводит к появлению бегущей волны срединной поверхности тонкостенной заготовки с амплитудой и частотой, зависящими от магнитного давления.

Поэтому при магнитной обработке (например, магнитном прессовании) тонкостенных заготовок типа пластин и оболочек, изготовленных из магнито-электроактивных материалов, возникают проблемы управления динамикой процесса. Эти же проблемы существуют и в других областях современной техники: при создании охлаждаемых сильноточных установок; при создании сильных магнитных полей при помощи оболочек, по которым протекает электрический ток или при помощи быстро сжимаемых сверхпроводящих гибких оболочек; при наложении сильных магнитных полей для управления движением плазмы, протекающей в оболочке; при проектировании защитных магнитных экранов; при создании бесконтактных опор или подвесок типа “магнитный подшипник” и т.д.

В настоящей главе рассматриваются вопросы математического моделирования процессов формообразования тонкостенных электро-

проводящих заготовок магнитными полями и связанные с этим проблемы эффективности воздействия магнитным давлением для получения качественных изделий. Показано, что необратимое формообразование за счет упругости тонкостенных заготовок сопровождается малыми колебаниями околоустойчивого равновесия, частота которых зависит от величины магнитного давления, а само давление в этих условиях переменно во времени, что может привести к неустойчивости процесса формообразования.

Рассмотрим тонкую круглую пластинку с внутренним вырезом, изготовленную из нелинейного вязко-пластического материала. Пластинка находится в магнитном поле $\vec{H}_0$, направленном параллельно ее плоскости, как показано на рис. 5.1. Кольцевая пластинка свободно оперта по внешнему контуру; толщина пластинки $2h$ постоянна.

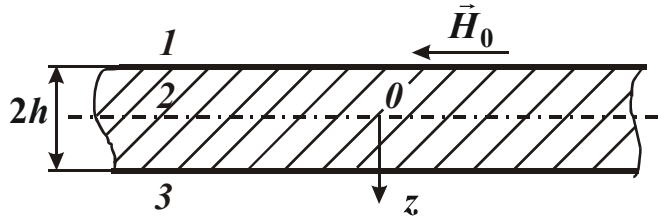


Рис. 5.1. Расчетная схема.

В цилиндрической системе координат (r,θ,z) плоскость $(r\theta)$ совпадает со срединной плоскостью пластинки, а ось z направлена вниз. Обозначим область $-\infty < z < -h$ цифрой 1. Область, занятую пластиной $-h \le z \le h$ - цифрой 2, область $h < z < +\infty$ - цифрой 3. Все физические величины, определенные в этих областях, будем отмечать индексами 1;2;3.

Поле магнитной индукции в областях 1 и 3 удовлетворяет уравнениям Максвелла в вакууме:

$$\begin{aligned} rot\vec{E}^{(1)} &= \frac{1}{c}\cdot\frac{\partial\vec{H}^{(1)}}{\partial\tau}, \\ rot\vec{H}^{(1)} &= \frac{1}{c}\cdot\frac{\partial\vec{E}^{(1)}}{\partial\tau}, \\ div\vec{H}^{(1)} &= 0, \\ div\vec{E}^{(1)} &= 0, \end{aligned} \qquad (5.1)$$

где $\vec{E}^{(1)}$, $\vec{H}^{(1)}$ - векторы электрической и магнитной напряженности; c - скорость света.

Предположим, что среда не несет токов, а магнитная и диэлектрическая проницаемости равны единице.

В области, занятой пластиной, уравнения Максвелла примут

вид:

$$rot\vec{E}^{(2)} = -\frac{1}{c}\cdot\frac{\partial\vec{H}^{(2)}}{\partial\tau},$$

$$rot\vec{H}^{(2)} = \frac{4\pi}{c}\cdot\vec{j}^{(2)} + \frac{1}{c}\cdot\frac{\partial\vec{E}^{(2)}}{\partial\tau}, \qquad (5.2)$$

$$div\vec{H}^{(2)} = 0,$$

$$div\vec{E}^{(2)} = 0.$$

Вектор плотности тока, индуцированного в пластине, определим на основе обобщенного закона Ома, представленного в форме

$$\vec{j}^{(2)} = \sigma\cdot\left[\vec{E}^{(2)} + \frac{1}{c}\cdot\left(\dot{\vec{U}}\times\vec{H}\right)\right], \qquad (5.3)$$

где $\dot{\vec{U}} = \frac{\partial\vec{U}}{\partial\tau}$ - скорость перемещения точек пластины; σ - удельная теплопроводность материала пластины.

Так как скорость деформирования материала меньше интенсивности протекания электромагнитных эффектов, токами смещения можно пренебречь, т.е.

$$\frac{1}{c}\cdot\frac{\partial\vec{E}^{(k)}}{\partial\tau} \cong 0, \qquad k = 1,2,3. \qquad (5.4)$$

Движение пластинки определяется заданным силовым и кинематическим воздействием, силами и моментами электромагнитного происхождения, граничными условиями на поверхности раздела двух сред (пластинки и вакуума).

Под влиянием индуцированного электромагнитного поля в пластинке будет действовать пондермоторная сила, аналитически определяемая выражением

$$\vec{R} = \int_{-h}^{+h}\left[\frac{\sigma}{c}\cdot\left(\vec{E}^{(2)} + \frac{1}{c}\cdot\left(\dot{\vec{U}}\times\vec{H}^{(2)}\right)\times\vec{H}^{(2)}\right)\right]\cdot dz. \qquad (5.5)$$

Соответственно, момент определится

$$\vec{m} = \int_{-h}^{+h}\left[\frac{\sigma}{c}\cdot\left(\vec{E}^{(2)} + \frac{1}{c}\cdot\left(\dot{\vec{U}}\times\vec{H}^{(2)}\right)\times\vec{H}^{(2)}\right)\right]\cdot z\cdot dz. \qquad (5.6)$$

Для составления замкнутой системы уравнений (5.1), (5.2), (5.3) необходимо использовать уравнение движения пластинки, граничные и начальные условия, зависимость перемещения точек пластинки от геометрической формы и условия закрепления пластинки.

Считаем, что движение пластинки происходит только в направлении оси z, тогда $\vec{U}$ определится

$$\vec{U} = \{0,0,W\}. \tag{5.7}$$

Принимаем осесимметричное воздействие на пластинку. Считаем, что значение $\vec{H}_0$ в первом приближении задано.

Проекции H_r и H_θ описываются

$$\begin{aligned} H_r &= H_0 \cdot \cos\theta, \\ H_\theta &= H_0 \cdot \sin\theta, \\ H_z &= 0, \end{aligned} \tag{5.8}$$

где $H_0 = H_0(\tau)$.

Принимаем, что при изгибе пластинки справедливы основные допущения Кирхгофа:

1) срединная плоскость не растягивается;
2) прямые, перпендикулярные до деформирования к срединной поверхности, после деформации переходят в прямые, перпендикулярные к срединной поверхности.

Компонентами напряжений σ_z и τ_{rz} можно пренебречь, так как они значительно меньше компонент σ_r и σ_φ; касательные напряжения $\tau_{r\varphi}, \tau_{\varphi z}$ равны нулю ввиду симметрии.

В пластинке реализуется “плоское напряженное состояние”. В сечениях $r = const$ и $\varphi = const$ соответственно действуют изгибающие моменты M_r, M_φ. Материал пластинки подчиняется условию Треска.

При импульсном нагружении конструкции из пластичных материалов повышается влияние скорости деформации на пластические свойства материалов. Поэтому принимается нелинейная зависимость динамического предела σ_∂ от скорости деформирования ε

$$\frac{\sigma_\partial}{\sigma_0} = 1 + \left(\frac{\varepsilon}{D}\right)^{\frac{1}{m}}, \tag{5.9}$$

где σ_0 - статический предел текучести; D, m - некоторые константы материала.

Со стороны магнитного поля на пластинку действует пондермоторная сила, которую необходимо определить

$$\vec{R} = \frac{\sigma}{c} \cdot \left[\vec{E} + \frac{1}{c} \cdot \left(\vec{U} \times \vec{H} \right) \times \vec{H} \right]. \qquad (5.10)$$

В цилиндрической системе координат

$$R_r = 0,$$

$$R_\theta = 0, \qquad (5.11)$$

$$R_z = \frac{\sigma}{c} \cdot \left(H_\theta^2 + H_r^2 \right) \cdot \frac{\partial W}{\partial \tau} - \frac{\sigma}{c} \cdot \left(H_\theta \cdot E_r - H_r \cdot E_\theta \right).$$

В зависимости (5.11) входят неизвестные компоненты скорости движения пластинки и напряженности электрического поля.

Первоначально определим скорость движения пластинки.

Определяющее физическое соотношение между напряжениями σ_i и скоростями деформирования ε_i имеет вид

$$max\left|\sigma_i - \sigma_j\right| = k + \varphi\left(\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3\right). \qquad (5.12)$$

Принимая гипотезу Кирхгофа – Лява, можно предположить, что в каждом слое пластинки осуществляется плоское напряженное состояние и при чистом изгибе пластинки скорости деформирования пропорциональны скоростям изменения кривизн срединной поверхности

$$\varepsilon_i = z \cdot \chi_i \qquad \left(i = 1,2,3\right). \qquad (5.13)$$

Из условия несжимаемости материала следует

$$\chi_z = -\left(\chi_r + \chi_\theta\right). \qquad (5.14)$$

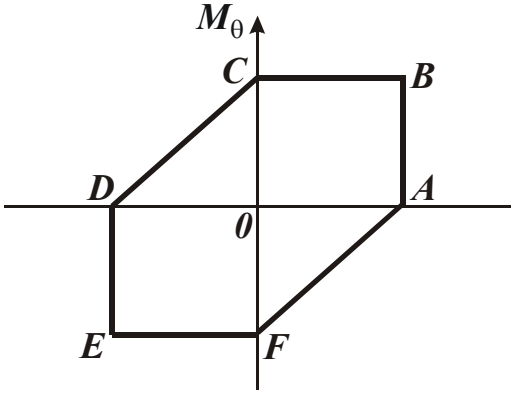


Рис. 5.2. Расчетная схема напряженного состояния.

В плоскости $\sigma_r \sigma_\theta$ соотношения (5.12) будут описывать шестиугольник, при нулевых скоростях деформаций, совпадающий с шестиугольником текучести Треска и в процессе деформирования расширяющийся подобно самому себе. Условия закрепления пластинки указывают на то, что в ней осуществляется напряженное состояние ВС, рис. 5.2.

Соотношения (5.12) для моментов имеют вид

$$max\left|M_i - M_j\right| = M_0 + F\left(\chi_r, \chi_\theta\right), \quad \left(i, j = 1,2,3\right), \quad M_z = 0. \qquad (5.15)$$

Здесь $M_0 = \frac{1}{4} \cdot \sigma_T \cdot h^2$,

$$F(\chi_r,\chi_\theta)=\int_{-h/2}^{h/2}\varphi[z\cdot\chi_r,z\cdot\chi_\theta,-(\chi_r+\chi_\theta)]\cdot z\cdot dz.$$

Скорости кривизн срединной поверхности пластинки для осесимметричного случая равны

$$\chi_r=-\frac{d^2\dot{W}}{dr^2},\quad \chi_\theta=-\frac{1}{r}\cdot\frac{d\dot{W}}{dr}. \tag{5.16}$$

По ассоциированному закону течения

$$\varepsilon_r=\lambda\cdot\frac{\partial f}{\partial M_r},\qquad \varepsilon_\theta=\lambda\cdot\frac{\partial f}{\partial M_\theta}, \tag{5.17}$$

где f - поверхность текучести при режиме ВС:

$$f=M_\theta. \tag{5.18}$$

Разрешая уравнения относительно $\dot{W}$, получим

$$\dot{W}=W_1\cdot r+\dot{W}_0. \tag{5.19}$$

С учетом граничного условия $W\big|_{r=b}=0$, имеем

$$\dot{W}=\frac{\dot{W}_0}{b}\cdot(b-r). \tag{5.20}$$

Определим напряженность электрического поля в пластинке, исходя из уравнения (5.1).

Осуществим операцию rot над уравнением, $rot\vec{E}=-\frac{1}{c}\cdot\frac{\partial\vec{H}}{\partial\tau}$, откуда

$$rot\ rot\vec{E}=-\frac{1}{c}\cdot\frac{\partial}{\partial\tau}rot\vec{H}. \tag{5.21}$$

С учетом известного соотношения и $rot\ rot\vec{E}=graddiv\vec{E}-\Delta\vec{E}$ и $div\vec{E}=0$, получим $rot\ rot\vec{E}=-\Delta\vec{E}$.

Подставим в уравнение (5.21) выражение $rot\vec{H}=\frac{4\pi\sigma}{c}\cdot\left[\vec{E}+\frac{1}{c}\cdot\frac{\partial\vec{U}}{\partial\tau}\times\vec{H}\right]$.

Тогда

$$\Delta\vec{E}=\frac{4\pi\sigma}{c^2}\cdot\left[\frac{\partial\vec{E}}{\partial\tau}+\frac{1}{c}\cdot\frac{\partial}{\partial\tau}\left(\frac{\partial\vec{U}}{\partial\tau}\times\vec{H}\right)\right]. \tag{5.22}$$

С учетом $\frac{\partial\vec{E}}{\partial\tau}=0$, имеем

$$\Delta\vec{E} = \frac{4\pi\sigma}{c^2}\cdot\left[\frac{\partial}{\partial\tau}\left(\frac{\partial\vec{U}}{\partial\tau}\times\vec{H}\right)\right]. \qquad (5.23)$$

Разложим вектор $\Delta\vec{E}$, описываемый выражением (5.23), на координатные оси

$$\Delta E_r\cdot\vec{i} + \Delta E_\theta\cdot\vec{j} + \Delta E_z\cdot\vec{k} = \frac{4\pi\sigma}{c^2}\left[\left(\ddot{V}\cdot H_z + \dot{V}\cdot\dot{H}_z - \ddot{W}\cdot H_\theta - \right.\right.$$
$$\left. - \dot{W}\cdot\dot{H}_\theta\right)\cdot\vec{i} + \left(\ddot{W}\cdot H_r + \dot{W}\cdot\dot{H}_r - \ddot{U}\cdot H_z - \dot{U}\cdot\dot{H}_z\right)\cdot\vec{j} +$$
$$\left. + \left(\ddot{U}\cdot H_\theta + \dot{U}\cdot\dot{H}_\theta - \ddot{V}\cdot H_r - \dot{V}\cdot\dot{H}_r\right)\cdot\vec{k}\right].$$

Получим систему уравнений с учетом (5.7), (5.8), (5.20):

$$\Delta E_r = -\frac{4\pi\sigma}{c^3}\cdot\left(\ddot{W}\cdot H_0 + \dot{W}_0\cdot\dot{H}_0\right)\cdot\frac{(b-r)}{b}\cdot\sin\theta,$$
$$\Delta E_\theta = \frac{4\pi\sigma}{c^3}\cdot\left(\ddot{W}_0\cdot H_0 + \dot{W}_0\cdot\dot{H}_0\right)\cdot\frac{(b-r)}{b}\cdot\cos\theta. \qquad (5.24)$$

Введем обозначения:

$$\frac{1}{r}\cdot\frac{\partial E_r}{\partial r} + \frac{\partial^2 E_r}{\partial r^2} + \frac{1}{r^2}\cdot\frac{\partial^2 E_r}{\partial\theta^2} = A\cdot B(\tau)\cdot(b-r)\cdot\sin\theta,$$
$$\frac{1}{r}\cdot\frac{\partial E_\theta}{\partial r} + \frac{\partial^2 E_\theta}{\partial r^2} + \frac{1}{r^2}\cdot\frac{\partial^2 E_\theta}{\partial\theta^2} = -A\cdot B(\tau)\cdot(b-r)\cdot\cos\theta, \qquad (5.25)$$

где $A = -\frac{4\pi\sigma}{c^3}\cdot\frac{1}{b}$; $\quad B(\tau) = \left(\ddot{W}_0\cdot H_0 + \dot{W}_0\cdot\dot{H}_0\right)$.

Решение первого уравнения системы (5.25) ищем в виде

$$E_r = A\cdot B(\tau)\cdot\psi(r)\cdot\sin\theta. \qquad (5.26)$$

Определим функцию $\psi(r)$ из уравнения

$$\frac{1}{r}\cdot\frac{d\psi}{dr} + \frac{d^2\psi}{dr^2} - \frac{1}{r^2}\cdot\psi = b - r. \qquad (5.27)$$

Введем замену: $\psi = \varphi(r)\cdot r$. Тогда $\psi' = \varphi'\cdot r + \varphi$, $\psi'' = 2\cdot\varphi' + \varphi''\cdot r$.

После подстановки в уравнение (5.27), получим

$$\varphi''\cdot r + 3\cdot\varphi' = b - r.$$

Введем замену: $\varphi' = y(r)$. Тогда

$$y'\cdot r + 3\cdot y = b - r. \qquad (5.28)$$

Решим полученное дифференциальное уравнение методом вари-

ации произвольной постоянной

$$r \cdot y' + 3 \cdot y = 0 \text{ или } r \cdot \frac{dy}{dr} + 3 \cdot y = 0,\ \frac{dy}{y} = -3 \cdot \frac{dr}{r}, \qquad (5.29)$$

$$y = c(r) \cdot r^{-3}. \qquad (5.30)$$

Подставим выражение (5.30) в уравнение (5.29):

$$r \cdot c' \cdot r^{-3} - 3 \cdot r \cdot c \cdot r^{-4} + 3 \cdot c \cdot r^{-3} = b - r \text{ или}$$

$$c' = (b - r) \cdot r^2, \quad \text{откуда}$$

$$c(r) = \int (b - r) \cdot r^2 \cdot dr = \frac{b}{3} \cdot r^3 - \frac{1}{4} \cdot r^4 + c_1.$$

Подставим $c(r)$ в выражение (5.30):

$$y = \frac{b}{3} - \frac{r}{4} + \frac{c_1}{r^3}.$$

Перейдем к функции $\varphi(r)$:

$$\varphi = \int y \cdot dr = \frac{b}{3} \cdot r - \frac{1}{8} \cdot r^2 - \frac{c_1}{2} \cdot \frac{1}{r^2} + c_2.$$

Определим функцию $\varphi(r)$:

$$\varphi(r) = \varphi \cdot r = \frac{b}{3} \cdot r^2 - \frac{1}{8} \cdot r^3 - \frac{c_1}{2} \cdot \frac{1}{r} + c_2 \cdot r.$$

Напряженность E_r примет вид

$$E_r = A \cdot B(\tau) \cdot \left(\frac{b}{3} \cdot r^2 - \frac{1}{8} \cdot r^3 - \frac{c_1}{2} \cdot \frac{1}{r} + c_2 \cdot r \right) \cdot \sin\theta. \qquad (5.31)$$

Постоянные c_1 и c_2 определяются из условия равенства нулю составляющих плотности тока j_θ, j_r на краях пластинки $r = a$, $r = b$, так как здесь материал терпит разрыв:

$$j_r \Big|_{\substack{r=a \\ r=b}} = \left\{ E_r + \frac{1}{r} \left(\frac{\partial \vec{U}}{\partial \tau} \times \vec{H} \right)_r \right\} \Bigg|_{\substack{r=a \\ r=b}} = 0. \qquad (5.32)$$

С учетом разложения на координатные оси:

$$\left[E_r + \frac{1}{c} \left(\dot{V} \cdot H_z - \dot{W} \cdot H_\theta \right) \right] \Bigg|_{\substack{r=a \\ r=b}} = 0.$$

Так как

$$\dot{W} = \dot{W}_0 \cdot \frac{(b - r)}{r},$$

$$H_\theta = H_0 \cdot \sin\theta,$$

$$\dot{V}=0,$$

$H_z=0$, получим

$$E_r(a)-\frac{1}{c}\cdot\dot{W}_0\cdot\frac{(b-a)}{a}\cdot H_0\cdot\sin\theta=0,\qquad E_r(b)=0. \tag{5.33}$$

Подчиним уравнение (5.31) условиям (5.33) и определим постоянные c_1 и c_2:

$$c_1=\frac{2}{c}\cdot\frac{a\cdot b}{(a+b)}\cdot\frac{\dot{W}_0\cdot H_0}{A\cdot B(\tau)}-\frac{2}{3}\cdot\left(a^2-b^2\right)+$$
$$+\frac{1}{4}\cdot\left(a^2-b^2\right)+\frac{5}{12}\cdot\left(a^2-b^2\right),$$
$$c_2=\frac{1}{c}\cdot\frac{a}{b}\cdot\frac{1}{(a+b)}\cdot\frac{\dot{W}_0\cdot H_0}{A\cdot B(\tau)}-\frac{3}{8}\cdot b^2-\frac{1}{3}\cdot\left(a^2-b^2\right)+ \tag{5.34}$$
$$+\frac{1}{8}\cdot\left(a^2-b^2\right)+\frac{5}{24}\cdot\left(a^2-b^2\right).$$

Окончательно E_r примет вид

$$E_r=-\frac{4\pi\sigma}{c^3}\cdot\frac{1}{b}\cdot\left(\ddot{W}_0\cdot H_0+\dot{W}_0\cdot\dot{H}_0\right)\cdot\left[\frac{b}{3}\cdot r^2-\frac{1}{8}\cdot r^3-\right.$$
$$-\left(-\frac{1}{c}\cdot\frac{a\cdot b}{a+b}\cdot\frac{\dot{W}_0\cdot H_0\cdot b\cdot c^3}{\left(\ddot{W}_0\cdot H_0+\dot{W}_0\cdot\dot{H}_0\right)\cdot 4\pi\sigma}-\right.$$
$$\left.-\frac{1}{3}\cdot\left(a^2-b^2\right)+\frac{1}{8}\cdot\left(a^2-b^2\right)+\frac{5}{24}\cdot\left(a^2-b^2\right)\right)\cdot\frac{1}{r}+ \tag{5.35}$$
$$+\left(-\frac{1}{c}\cdot\frac{a}{b}\cdot\frac{1}{(a+b)}\cdot\frac{\dot{W}_0\cdot H_0\cdot b\cdot c^3}{\left(\ddot{W}_0\cdot H_0+\dot{W}_0\cdot\dot{H}_0\right)\cdot 4\pi\sigma}-\right.$$
$$\left.\left.-\frac{3}{8}\cdot b^2-\frac{1}{3}\cdot\left(a^2-b^2\right)+\frac{1}{8}\cdot\left(a^2-b^2\right)+\frac{5}{24}\cdot\left(a^2-b^2\right)\right)\cdot r\right]\cdot\sin\theta.$$

Определим E_θ аналогично E_r

$$E_\theta=-A\cdot B(\tau)\cdot\psi(r)\cdot\cos\theta\ , \tag{5.36}$$

$$E_\theta=\frac{4\pi\sigma}{c^3}\cdot\frac{1}{b}\cdot\left(\ddot{W}_0\cdot H_0+\dot{W}_0\cdot\dot{H}_0\right)\cdot\left[\frac{b}{3}\cdot r^2-\frac{1}{8}\cdot r^3-\right.$$

$$-\left(-\frac{a\cdot b^2}{a+b}\cdot\frac{c^2}{4\pi\sigma}\cdot\frac{\dot{W}_0\cdot H_0}{\left(\ddot{W}_0\cdot H_0+\dot{W}_0\cdot\dot{H}_0\right)}-\right.$$

$$-\frac{1}{3}\cdot\frac{a^3\cdot b^3}{\left(a^2-b^2\right)}+\frac{1}{8}\cdot\frac{a^4\cdot b^2}{\left(a^2-b^2\right)}+\frac{5}{24}\cdot\frac{a^2\cdot b^4}{\left(a^2-b^2\right)}\Bigg)\cdot\frac{1}{r}+ \qquad (5.37)$$

$$+\left(-\frac{a}{a+b}\cdot\frac{c^2}{4\pi\sigma}\cdot\frac{\dot{W}_0\cdot H_0}{\left(\ddot{W}_0\cdot H_0+\dot{W}_0\cdot\dot{H}_0\right)}-\right.$$

$$\left.-\frac{3}{8}\cdot b^2-\frac{1}{3}\cdot\frac{a^3\cdot b}{\left(a^2-b^2\right)}+\frac{1}{8}\cdot\frac{a^4}{\left(a^2-b^2\right)}+\frac{5}{24}\cdot\frac{a^2\cdot b^2}{\left(a^2-b^2\right)}\Bigg)\cdot r\right]\cdot\cos\theta.$$

Определим пондермоторную силу с учетом зависимостей (5.6), (5.11), (5.20), (5.35), (5.37):

$$R_z=\frac{\sigma}{c}\cdot\dot{W}_0\cdot H_0^2\cdot\frac{(b-r)}{b}+\frac{4\pi\sigma^2}{c^4}\cdot\frac{1}{b}\cdot H_0\left(\ddot{W}_0\cdot H_0+\dot{W}_0\cdot H_0\right)\cdot D(r), \qquad (5.38)$$

где $D(r)=\left\{\frac{b}{3}\cdot r^2-\frac{1}{8}\cdot r^3-\left[-\frac{c^2}{4\pi\sigma}\cdot\frac{a\cdot b^2}{a+b}\cdot\frac{\dot{W}_0\cdot H_0}{\left(\ddot{W}_0\cdot H_0+\dot{W}_0\cdot\dot{H}_0\right)}-\right.\right.$

$$\left.-\frac{1}{3}\cdot\frac{a^3\cdot b^3}{\left(a^2-b^2\right)}+\frac{1}{8}\cdot\frac{a^4\cdot b^2}{\left(a^2-b^2\right)}+\frac{5}{24}\cdot\frac{a^2\cdot b^2}{\left(a^2-b^2\right)}\right]\cdot\frac{1}{r}+$$

$$+\left[-\frac{c^2}{4\pi\sigma}\cdot\frac{a}{a+b}\cdot\frac{\dot{W}_0\cdot H_0}{\left(\ddot{W}_0\cdot H_0+\dot{W}_0\cdot\dot{H}_0\right)}-\frac{3}{8}\cdot b^2-\frac{a^3\cdot b}{3\left(a^2-b^2\right)}+\right.$$

$$\left.\left.+\frac{a^4}{8\cdot\left(a^2-b^2\right)}+\frac{5}{24}\cdot\frac{a^2\cdot b^2}{\left(a^2-b^2\right)}\right]\cdot r\right\}.$$

Сила R_z является лишь функцией от r и τ, т.е. принятое допущение об осесимметричности решения правомочно.

Определим уравнение движения пластинки, исходя из дифференциальных уравнений

$$\begin{aligned}&\frac{d}{dr}(r\cdot M_r)-M_\theta=Q\cdot r,\\&\frac{d}{dr}(r\cdot Q)-\left[P(r)-\rho_м\cdot\ddot{W}\right]\cdot r,\end{aligned} \qquad (5.39)$$

где Q - перерезывающая сила; $P(r)$ - внешняя нормальная нагрузка; $\rho_м$ - плотность материала пластинки.

Момент M_θ определим из шестиугольника Треска. Состоянию ВС (рис. 5.2) соответствует уравнение

$$M_\theta = M_0 + \bar{f}(\chi_\theta). \tag{5.40}$$

Разрешая уравнение (5.39) с учетом уравнения (5.40), получим

$$M_r = \frac{1}{r}\cdot\left[M_0\cdot(r-a)+\int_0^r \bar{f}(\chi_\theta)\cdot dr\right]-\int_a^r\int_a^{r_1} R_z\cdot r\cdot dr\cdot dr_1 +$$

$$+\int_a^r\int_a^{r_1}\rho_м\cdot\frac{\ddot{W}_0}{b}\cdot r\cdot dr\cdot dr_1 + c_1\cdot(r-a)+c_2\,. \tag{5.41}$$

Постоянные c_1 и c_2 определяются из граничных условий. Для определения функции $\bar{f}(\chi_\theta)$ примем, что материал подчиняется соотношениям:

$$max\left|\sigma_i-\sigma_j\right| = k+\mu\cdot max\left|\varepsilon_\alpha\right|^n, \tag{5.42}$$

$$max\left|M_i-M_j\right| = M_0+\mu\cdot\int_{-h/2}^{+h/2} max\left|\varepsilon_\alpha\right|^n\cdot z\cdot dz, \tag{5.43}$$

т.к. $\varepsilon_\alpha = z\cdot\chi_\alpha$, а $max|\chi_\alpha|$ для режима ВС равен

$$max|\chi_\alpha| = \chi_\theta = \frac{\dot{W}_1}{r}.$$

Тогда

$$\bar{f}(\chi_\theta) = \mu\cdot\int_{-h/2}^{+h/2} z^{n+1}\cdot\frac{\dot{W}_1^n}{r^n}\cdot dz = \frac{2\cdot\mu}{n+2}\cdot\left(\frac{n}{2}\right)^{n+2}\cdot\left(\frac{\dot{W}_1}{r}\right)^n\,. \tag{5.44}$$

Подставим выражение (5.44) в (5.40)

$$M_\theta = M_0+\frac{2\cdot\mu}{n+2}\cdot\left(\frac{n}{2}\right)^{n+2}\cdot\left(\frac{\dot{W}_1}{r}\right)^n\,. \tag{5.45}$$

С учетом граничных условий

$$\begin{aligned} M_r\big|_{r=a} &= 0,\\ M_r\big|_{r=b} &= 0, \end{aligned} \tag{5.46}$$

подставляя (5.44) в (5.46), имеем

$$c_2 = \left[\int_a^r\int_a^{r_1} R_z\cdot r\cdot dr\cdot dr_1\right]\Bigg\|_{r=a} = 0,$$

$$c_1 = -M_0 - \frac{2\cdot\mu}{(n+2)(n-1)}\cdot(-1)^n\cdot\left(\frac{h}{2}\right)^{n+2}\cdot\frac{\dot{W}_0^n}{b^n\cdot(b-a)}\times$$

$$\times\left[\frac{1}{b^{n-1}}-\frac{1}{a^{n-1}}\right]+\frac{1}{b+a}\cdot\left\{\left[\int_a^r\int_a^{r_1}R_z\cdot r\cdot dr\cdot dr_1\right]\Bigg\|_{r=b}-\right.$$

$$\left.-\left[\int_a^r\int_a^{r_1}R_z\cdot r\cdot dr\cdot dr_1\right]\Bigg\|\right\}-\rho_м\cdot\frac{\ddot{W}_0}{b(b-a)}\times$$

$$\times\left(\frac{1}{12}\cdot b^4-\frac{1}{2}\cdot a^2\cdot b^2+\frac{2}{3}\cdot a^3\cdot b-\frac{1}{4}\cdot a^4\right).$$

Из условия $Q_r=\frac{d}{dr}(M_r)=0$ при $r=a$ получим обыкновенное дифференциальное уравнение для определения $W_0(\tau)$:

$$A\cdot\dot{W}_0^n-C\cdot\dot{W}_0-B\cdot\ddot{W}_0=0, \qquad (5.47)$$

где -

$$A=(-1)^n\cdot\frac{2\cdot\mu}{(1-n)\cdot(n+2)}\cdot\left(\frac{h}{2}\right)^{n+2}\cdot\frac{1}{b^n}\times$$

$$\times\left[\frac{1}{b^{n-1}}-\frac{1}{a^{n-1}}-\frac{(b-a)}{b\cdot a^{n-2}}\cdot\frac{1}{(2-n)}\right];$$

$$c=2\cdot h\cdot H_0\cdot\frac{1}{b}\cdot\left[\frac{\sigma}{c}\cdot\left(\frac{1}{12}\cdot b^4-\frac{1}{2}\cdot a^2\cdot b^2+\frac{2}{3}\cdot a^3\cdot b-\frac{a^4}{4}\right)+\right.$$

$$+\frac{4\cdot\pi\cdot\sigma^2}{c^4}\cdot H_0\cdot\left(\frac{1}{80}\cdot b^6-\frac{1}{48}\cdot a^6\right)+\frac{\sigma}{c^2}\cdot\frac{(b-a)^2}{2}\times$$

$$\times\frac{a\cdot b^2}{2}\cdot H_0-\frac{4\cdot\pi\cdot\sigma^2}{c^4}\cdot\dot{H}_0\cdot\frac{(b-a)^2}{2}\cdot\left(\frac{1}{8}\cdot\frac{a^4\cdot b^2}{(a^2-b^2)}-\right.$$

$$\left.-\frac{1}{3}\cdot\frac{a^3\cdot b^3}{(a^2-b^2)}+\frac{5}{24}\cdot\frac{a^2\cdot b^4}{(a^2-b^2)}-\frac{\sigma}{c^2}\cdot H_0\cdot\frac{a}{a+}\times\right.$$

$$\left.\times\left(\frac{b^4}{12}-\frac{1}{3}\cdot a^3\cdot b+\frac{1}{4}\cdot a^4\right)-\frac{4\cdot\pi\cdot\sigma^2}{c^4}\cdot H_0\times\right.$$

$$\left.\times\left(\frac{b^4}{12}-\frac{1}{3}\cdot a^3\cdot b+\frac{1}{4}\cdot a^n\right)\cdot\left(\frac{3}{8}\cdot b^2+\frac{1}{3}\cdot\frac{a^3\cdot b}{(a^2-b^2)}-\frac{1}{8}\cdot\frac{a^4}{(a^2-b^2)}-\right.\right.$$

$$-\frac{5}{24}\cdot\frac{a^2\cdot b^2}{\left(a^2-b^2\right)}\Bigg)-\frac{4\cdot\pi\cdot\sigma^2}{c^4}\cdot\dot{H}_0\left(\frac{1}{24}\cdot b\cdot a^5-\frac{1}{12}\cdot b^2\cdot a^4\right)\Bigg].$$

С учетом $H_0=10^5\cdot e^{-\tau}\cdot\cos 500\tau$; n=1; a=0,02 м; b =0,05 м; h =0,002 м, уравнение (5.47) принимает вид

$$(A-c)\cdot\dot{W}_0-B\cdot\ddot{W}_0=0, \qquad (5.48)$$

откуда $\dot{W}_0=e^{-8\cdot10^5\left[e^t\cdot\sin 500\tau+5\tau\right]}$.

5.2. ДИНАМИКА ПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ ЗАГОТОВОК ТИПА ОБОЛОЧЕК ПРИ МАГНИТНОЙ ОБРАБОТКЕ

Сохраняя в основном обозначения работы [53], рассмотрим математическую постановку задачи о деформировании тонкостенной заготовки в магнитном поле.

Для описания магнитных полей с проводящим материалом воспользуемся частным представлением уравнений Максвелла

$$rot\vec{E}=-\frac{\partial\vec{B}}{dt},\ \vec{j}=rot\vec{H},\ div\vec{D}=\rho_e,\ div\vec{B}=0,\ \vec{j}=\sigma(\vec{E}+\vec{V}\times\vec{B}), \qquad (5.49)$$

где $\vec{E},\vec{H}$ - векторы напряженности электрического и магнитного полей; $\vec{j},\vec{D},\vec{B}$ - векторы плотности тока, магнитной и электрической индукции; $\rho_e,\vec{V},\sigma$ - объемная плотность и скорость движения электрического заряда, проводимость тока.

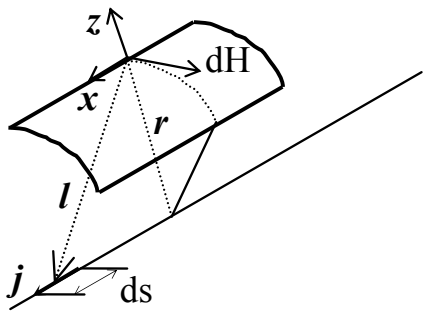


Рис. 5.3. Общий вид заготовки в магнитном поле.

Интегрированием (5.49), найдем для произвольной точки пространства, которое задано вектором положения $\vec{l}$, выражение для известного закона Био и Савара. Этим законом устанавливается связь между приращением вектора напряженности магнитного поля $d\vec{H}$ и приращением вектора $d\vec{s}$, лежащего на недеформируемой электропроводящей поверхности, направленным по линии тока с плотностью $\vec{j}$:

$$d\vec{H}=\frac{1}{4\pi}j\frac{d\vec{s}\times\vec{l}}{|l|^3},\ \left|\vec{H}\right|=\frac{j}{2\pi r},$$

где r – кратчайшее расстояние от точки пространства до проводника. Представим поверхность оболочки формообразованную основным магнитным давлением $\vec{p}_0 = -\dfrac{\mu_0 J^2}{8\pi^2 R^2}\vec{e}_r$ и возмущенным давлением, представляющим разность для изогнутого и основного состояний $\Delta\vec{p} = \left(2\dfrac{w}{R}\vec{e}_r + ikw\vec{e}_x\right)p_0$, в виде:

$$w = W\,exp\left[i\left(kx-\omega t\right)\right],\ u = U\,exp\left[i\left(kx-\omega t\right)\right], \qquad (5.50)$$

где W, U, k, ω - амплитуды перемещений, волновое число и круговая частота; $\vec{n} = \vec{e}_r - ikw\vec{e}_x$ - вектор внешней нормали для формобразованной поверхности, записанный с точностью до малых величин высшего порядка.

Как известно краевая задача динамической теории упругости для тонкой оболочки тела, в рамках предположения о малости деформаций, формулируется следующим образом:

$$\frac{d^2u}{dx^2} + \frac{\nu}{R}\frac{dw}{dx} = -\frac{1-\nu^2}{Eh}p_x, \qquad (5.51)$$

$$\frac{\nu}{R}\frac{du}{dx} + \frac{h^2}{12}\frac{d^4w}{dx^4} + \frac{w}{R^2} = -\frac{1-\nu^2}{Eh}\left(p_r - \frac{\gamma}{g}h\frac{d^2w}{dt^2}\right), \qquad (5.52)$$

где u, w - осевая и нормальная к поверхности оболочки компоненты вектора перемещений; h, R - толщина и радиус цилиндрической оболочки; γ / g - массовая плотность, E, ν - модуль упругости материала и коэффициент Пуассона материала оболочки; p_x, p_r - компоненты векторов сил, приведенных к исходной поверхности.

Для учета вязкопластического течения поверхности при необратимом формообразовании воспользуемся способом, позволяющим свести учет течения материала при формообразовании поверхности к дополнительным «фиктивных» силам, приведенным к поверхности. Воспользуемся законом пластического течения, ассоциированным с поверхностью Треска, тогда, с точностью до малых величин, можно записать, что дополнительное давление будет равным:

$$\vec{p}_v = \frac{1-\nu^2}{Eh}P_v\left(\frac{dw}{dt}\right)^m\vec{e}_r, \qquad (5.53)$$

где P_v, m - амплитуда давления вязкопластического течения и материальная постоянная нелинейной диаграммы деформирования мате-

риала оболочки. Связь между эквивалентной скоростью деформации и эквивалентным напряжением аппроксимирована степенным законом, а эквивалентное напряжение принято отвечающим максимальным касательным напряжениям.

Подставляя выражения для давлений, с учетом (5.50), в систему уравнений (5.51), (5.52), получим следующую систему нелинейных дифференциальных уравнений:

$$\frac{d^2u}{dx^2}+\frac{\nu}{R}\frac{dw}{dx}+\frac{1-\nu^2}{Eh}ikwp_0=0, \tag{5.54}$$

$$\begin{aligned}&\frac{\nu}{R}\frac{du}{dx}+\frac{h^2}{12}\frac{d^4w}{dx^4}+\frac{w}{R^2}-2\frac{1-\nu^2}{Eh}\frac{w}{R}p_0+\\&+\frac{1-\nu^2}{Eh}\overline{P}_v\left(\frac{dw}{dt}\right)^m+\frac{1-\nu^2}{E}\frac{\gamma}{g}h\frac{d^2w}{dt^2}=0\end{aligned}. \tag{5.55}$$

Для линеаризованной системы уравнений, за счет не учета пластического течения, из системы (5.54), (5.55) получим линейную систему упругого деформирования оболочки под действием магнитного давления, отвечающую рассмотренной в работе [53]. Эту линеаризованную систему, после подстановки функции (5.50) и преобразований относительно амплитудных значений перемещений поверхности, найдем частоту колебаний поверхности в виде:

$$\omega^2=\frac{g}{\gamma h}\left(\frac{Eh^3}{12\left(1-\nu^2\right)}k^4+\frac{Eh}{R^2}\right)-\frac{2+\nu}{R\gamma h}gp_0.$$

В случае, если магнитное поле отсутствует, получаем частоту осесимметричных колебаний кольца, мысленно выделенного из оболочки:

$$\Omega^2=\frac{g}{\gamma h}\left(\frac{Eh^3}{12\left(1-\nu^2\right)}k^4+\frac{Eh}{R^2}\right).$$

Отсюда следует, что давление от возмущения магнитного поля при формообразовании поверхности снижает частоту колебаний и тем больше, чем выше интенсивность магнитного поля. С другой стороны, это движение изменяет магнитное давление в зависимости от знака прогиба, так что в сжатых областях при изгибе поверхности может наступить неустойчивость формообразования.

Критическое давление оказывается равным:

$$p_{0кр.} = \frac{\gamma h R g}{(2+\nu)\gamma h}\Omega^2.$$

Пример расчета. Далее рассмотрим пример, в котором представим результаты анализа процессов формообразования тонкостенной электропроводящей заготовки. Для примера рассмотрим стальную цилиндрическую заготовку с геометрическими и физико-механическими параметрами: R=10h; L=100R; $E = 6{,}77 \cdot 10^6$ Н/м^2; ν=0,3, которая формообразуется магнитным давлением. Давление в основном состоянии - $\vec{p}_0 = -\frac{\mu_0 J^2}{8\pi^2 R^2}\vec{e}_r$ отвечает раздаче заготовки на величину: $w_0 = 0{,}25h$. Возмущенное давление, $\Delta\vec{p} = \left(2\frac{w}{R}\vec{e}_r + ikw\vec{e}_x\right)p_0$, создается за счет движения стенки заготовки при изгибе, и изменяется со временем в зависимости от приобретаемой оболочкой формы. Так, осесимметричной форме оболочки отвечает k = 1, а если $k = 2\pi/\lambda$ – вдоль осевой координаты образуются волны, длина которых λ. В равенстве (5.54) для «фиктивного» давления, вызванного пластическим течением, примем: $\bar{P}_\nu = 10^{-6}$, $m = 4$.

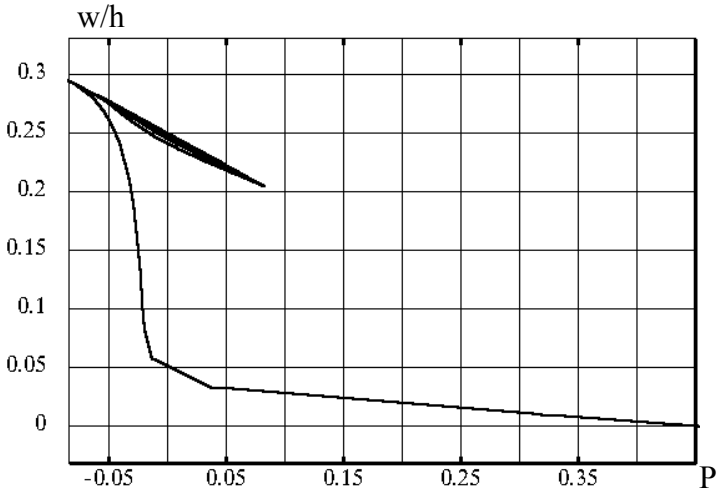


Рис. 5.4. Изменение максимальных значений амплитуды радиального перемещения оболочки в зависимости от магнитного давления.

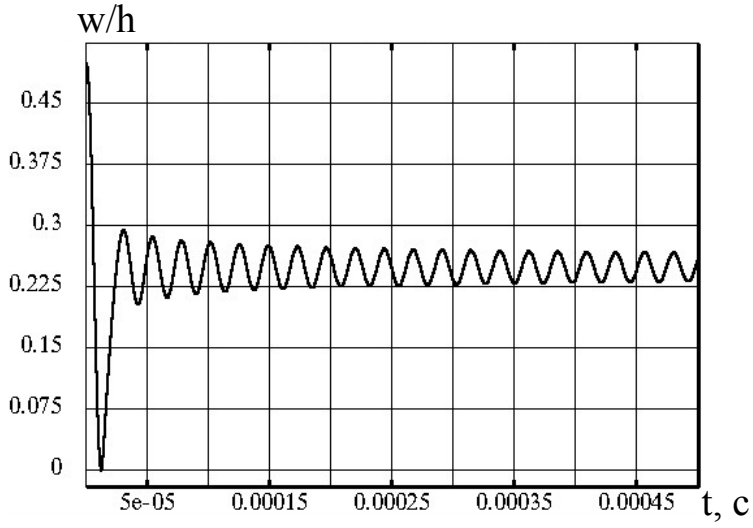


Рис. 5.5. Изменение максимальных значений амплитуды радиальных перемещений в зависимости от времени.

Результаты расчетов при k = 1 представлены на рис. 5.4 - в виде закона для изменения максимальных значений ампли-

туды радиального перемещения оболочки в зависимости от магнитного давления, и на рис. 5.5 - в виде формообразования поверхности со временем, которое происходит при затухании. Представленное решение отвечают эффективному воздействию магнитным давлением для получения качественного изделия. Как следует из расчетных данных, необратимое формообразование за счет упругости тонкостенной заготовки сопровождаются малыми колебаниями около устойчивого равновесия, частота которых зависит от величины магнитного давления, а само давление в этих условиях переменно во времени.

Расчеты получены путем интегрирования полученных выше уравнений (5.54), (5.55), моделирующих движение поверхности при формообразовании с учетом вязкопластического ее течения.

Таким образом показано, что необратимое формообразование за счет упругости тонкостенных заготовок сопровождаются малыми колебаниями около устойчивого равновесия, частота которых зависит от величины магнитного давления, а само давление в этих условиях переменно во времени, что может привести к неустойчивости процесса формообразования.

В заключение следует отметить, что проблема магнитодинамики в общем виде не решена. Существуют частные решения, т.к. система Максвелла является не замкнутой системой – количество уравнений меньше количества неизвестных величин. Для разрешения системы необходимы дополнительные уравнения, в данном случае уравнение движения пластинки. Скорость перемещения здесь удалось представить в виде произведения функций, каждая из которых зависит от одной переменной. Это позволило решить задачу методом последовательных приближений (ограничиваясь первым приближением).

Приведенные выше аналитические решения получены в 1974-75 г.г. проф. Морачковским О.К. и тогда еще студентом кафедры “Динамика и прочность машин” инженерно-физического факультета Харьковского политехнического института Новиковым Ф.В. в рамках выполнения работ по курсовому проектированию.

ГЛАВА 6

ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИИ ОБРАТИМЫХ ШТАМПОВ СТРУКТУРНО-ВАРИАЦИОННЫМ МЕТОДОМ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ R-ФУНКЦИЙ

6.1. ВЫБОР И ОБОСНОВАНИЕ МЕТОДА ИССЛЕДОВАНИЯ

Особенность проблемы надежности обратимых штампов заключается в длительном сроке их эксплуатации в условиях требований, максимальной мобильности и охвата наиболее широкого диапазона типоразмеров штампуемых деталей, т.е. в условиях максимально возможных усилий штамповки при минимально допустимых размерах конструкции и ее отдельных элементов. Очевидно, эти условия необходимо учитывать уже на стадии проектирования. Основные решения по надежности, принятые на стадии проектирования, непосредственно сказываются на эксплуатационных и экономических показателях, которые в данном случае вступают между собой в противоречие, разрешимое лишь на основе использования научно-обоснованных методов расчета отдельных деталей и конструкции в целом.

Технически необходимая прочность каждого конструктивного элемента обратимого штампа обеспечит последнему требуемую надежность и долговечность и одновременно позволит выполнить требование его минимальной металлоемкости. Однако для обоснования критериев технически необходимой прочности наиболее ответственных элементов обратимых штампов в настоящее время в литературе соответствующих данных имеется недостаточно, кроме того, отсутствуют практически применимые инженерные методы расчета для большинства конструктивных элементов. В связи с этим представляется необходимым проведение комплекса исследований напряженно-деформированного состояния наиболее нагруженных и ответственных элементов рассматриваемых обратимых штампов.

При этом особую важность приобретает выбор рациональных и эффективных методов исследования. Категория напряженно-деформированного состояния конструктивных элементов, эксплуатирующихся в условиях нагружения без остаточных деформаций, определяется понятиями и методами теории упругости. С математической точки зрения основной задачей теории упругости является отыскание

общего решения системы дифференциальных уравнений равновесия, уравнений Ноши и физических зависимостей, которое отвечало бы граничным условиям для напряжений или перемещений. Однако осуществление такого решения общей системы уравнений зачастую оказывается весьма сложным.

Часто удается значительно упростить задачу, отказавшись от точного задания распределения внешних нагрузок по поверхности тела. Такую возможность дает принцип упругой равнозначности статически эквивалентных нагрузок – принцип Сен-Венана: если систему сил, действующих на небольшую часть поверхности или объема упругого тела, заменить другой системой, действующей на ту же часть поверхности или объема тела и имеющей те же главный вектор и главный момент, то напряженное состояние в точках тела, достаточно удаленных от места приложения сад почти не изменится.

Применение принципа упругой равнозначности значительно расширяет круг задач, в которых интегрирование уравнений теории упругости оказывается возможным, но большое число задач, чаще всего для неклассических областей, остается недоступным для точного решения. В этих случаях широкое применение находят приближенные приемы решения – вариационные методы, связанные с принципом максимума потенциальной энергии, а различные численные методы (метод прямых, метод конечных разностей, метод конечных элементов и др.).

По классификации задач математической физики расчет полей напряженно-деформированного состояния относится к числу краевых задач для уравнений с частными производными и обычно сводится к отысканию в области Ω решения уравнения $Au = f$ с краевыми условиями $L_i u = \varphi_i$ на $\partial\Omega_i (i = 1,2,...,m)$, где $\partial\Omega_1, \partial\Omega_2, ..., \partial\Omega_m$ – покрытие границы $\partial\Omega$ области Ω (участки $\partial\Omega_i$ не обязательно все различны и могут совпадать с $\partial\Omega$); функции и операторы – аналитические компоненты краевой задачи; область Ω, ее граница $\partial\Omega$ и участки границы, $\partial\Omega_i$ – геометрические компоненты.

Присутствие в постановке краевой задачи двух видов информации – аналитической и геометрической – создает специфические трудности, связанные с необходимостью включения геометрической информации в разрешающий алгоритм. В классических методах (метод Фурье, интегральных преобразований и др.) учет геометрической информации производится путем удачного выбора системы коорди-

нат, в методе конформных отображений при построении подходящей отображающей функции, в вариационных методах - за счет удачного выбора координатных последовательностей и т.д.

Основные наиболее нагруженные элементы обратимых штампов (базовые плиты, неоднородные пластмассовые пуансонодержатели, пуансоны, матрицы) представляют собой объемные тела довольно сложной для исследования формы и учет геометрических компонентов при решении задач их прочности известными аналитическими, вариационными и численными методами вызывает существенные затруднения.

В связи с этим в данных исследованиях напряженно-деформированного состояния элементов конструкции обратимых штампов применен структурно-вариационный метод с использованием ***R***-функций [191], представляющий собой общий подход к конструированию на аналитическом уровне приближенных решений краевых задач и позволяющий просто и эффективно учитывать геометрические компоненты краевой задачи.

Конструктивная универсальность теории ***R***-функций, с помощью которой решается вопрос о построении уравнений сложных геометрических объектов и координатных функций, точно удовлетворяющих граничным условиям, позволяет рационально решать соответствующие задачи автоматизации программирования, что в свою очередь существенно расширяет возможности и повышает эффективность процесса исследования.

6.2. ОСНОВНЫЕ ПРЕДПОСЫЛКИ И МЕТОДИКА РЕШЕНИЯ КРАЕВЫХ ЗАДАЧ В ОБРАТИМЫХ ШТАМПАХ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ R-ФУНКЦИЙ

Общее определение ***R***-функций дано в работе [191]. Для рассматриваемых в данных исследованиях задач достаточно ограничиться классом ***R***-функций, соответствующих разбиению числовой оси на интервалы $(-\infty, 0), (0, +\infty)$. Этот класс может быть определен следующим образом.

Пусть $S_2(t)$ предикат, принимающий значения 1 при $t \geq 0$ и 0 при $t < 0$;

$$S_2(x) = \{S_2(x_1), ..., S_2(x_n)\},\ x = (x_1, ..., x_n).$$

Функция $y = f(x)$ представляет собой ***R***-функцию, если суще-

ствует такая булева функция

$$Y = F(x), X = (x_1, ..., x_n), \qquad (6.1)$$

что $S_2[f(x)] = F[S_2(x)]$.

Из выражения (6.1) следует, что каждой R -функции соответствует определенная булева функция, которая называется сопровождающей функцией. Обратное соответствие не является однозначным: одна и та же булева функция может быть сопровождающей для бесчисленного множества R-функций – ветви множества R-функций.

Система H, состоящая из R-функций, является достаточно полной, если множество $m(H)$ H-реализуемых функций, т.е. множество всевозможных сложных функций, образованных с помощью системы H, имеет непустое пересечение с каждой ветвью множества R-функций.

Признаком достаточной полноты системы H является достаточная полнота системы H^* соответствующих сопровождающих булевых функций. Это означает, что любая булева функция может быть представлена в виде сложной функции (суперпозиции функций, входящих в H^*).

Одной из наиболее употребительных полных систем в множестве булевых функций является система

$$H^* = \{X \wedge Y,\ X \vee Y,\ \overline{X}\}, \qquad (6.2)$$

где $X \wedge Y$ – конъюнкция; $X \vee Y$ дизъюнкция; $\overline{X}$ – отрицание.

Булевым функциям $X \wedge Y,\ X \vee Y,\ \overline{X}$ может быть дана простая геометрическая интерпретация.

Пусть $\Omega \equiv S_2[\omega(x)] \equiv [\omega(x) \geq 0]$ и $\Sigma \equiv S_2[\sigma(x)] \equiv [\sigma(x) \geq 0]$, $x = (x_1, ..., x_n)$ – предикаты, определяющие в R^n некоторые области (Ω) и (Σ). Тогда предикаты

$$\begin{aligned} \Omega \wedge \Sigma &= S_2[\omega(x)] \wedge S_2[\sigma(x)], \\ \Omega \vee \Sigma &= S_2[\omega(x)] \vee S_2[\sigma(x)], \\ \overline{\Omega} &= S_2[-\omega(x)] \end{aligned} \qquad (6.3)$$

определяют соответственно пересечение $(\Omega) \cap (\Sigma)$, объединение $(\Omega) \cup (\Sigma)$ областей (Ω) и (Σ) и внешность (отрицание) области (Ω).

В общем случае, если $\Sigma_i = S_2[\sigma(x)]$ – предикаты, определяющие области (Σ_i) (опорные области) $i = 1, ..., n$, а $F(x)$ – некоторая булева функция, то область (Ω), характеризуемая предикатом

$\Omega = F(\Sigma),\ \Sigma = (\Sigma_1, ..., \Sigma_n)$, ввиду полноты системы H^* в множестве булевых функций, всегда может быть получена путем последовательного применения операций пересечения, объединения и дополнения (отрицания) над опорными областями (Σ_i).

Общая методика построения предикатных уравнений для областей сложной формы, иллюстрируемая многочисленными примерами, описана в работе [1].

Переход от предикатного задания области (Ω) к ее заданию с помощью неравенства $\omega(x) \geq 0,\ \omega(x) \in m$, может быть осуществлен с помощью R-функций, например, системы R_α:

$$x \wedge_\alpha y \equiv \frac{1}{1+\alpha}\left(x + y - \sqrt{x^2 + y^2 - 2\alpha xy}\right) \quad (R \text{ – конъюнкция});$$

$$x \vee_\alpha y \equiv \frac{1}{1+\alpha}\left(x + y + \sqrt{x^2 + y^2 - 2\alpha xy}\right) \quad (R \text{ – дизъюнкция}); \quad (6.4)$$

$$\bar{x} \equiv -x \quad (R \text{ – отрицание}),$$

где $\alpha = \alpha(x, y)$ – произвольная функция, удовлетворяющая условию $-1 < \alpha \leq 1$.

Обычно принимают $\alpha = const$, однако иногда удобно выбирать α в виде функции от X и Y. Важные частные случаи системы R_α получаются при $\alpha \equiv 0$ и $\alpha \equiv 1$, а именно – система R_0 и система R_1. Используемая нами система R_0 имеет вид:

$$x \wedge_0 y \equiv x + y - \sqrt{x^2 + y^2},$$
$$x \vee_0 y \equiv x + y + \sqrt{x^2 + y^2}, \quad (6.5)$$
$$\bar{x} \equiv -x.$$

Приведенная достаточно полная система R-функций обладает рядом логических и дифференциальных свойств, позволяющих эффективно их использовать при построении уравнений сложных геометрических объектов.

Пользуясь системой (6.5) (в общем случае – системой (6.4)), легко перейти от предикатного задания области с помощью формулы вида $\Omega = F(\Sigma),\ \Sigma = (\Sigma_1, ..., \Sigma_n)$ к заданию формулой $\omega(x) \geq 0$. Для этого достаточно представить булеву функцию $F(\Sigma)$ в виде суперпозиции системы $H^* = \{X \wedge Y,\ X \vee Y,\ X\}$, а затем произвести формальную замену символов Σ_i соответствующими функциями $\sigma_i(x)\ (\Sigma_i = [\sigma_i(x) \geq 0])$, а символов булевых функций $\wedge, \vee$ – симво-

лами $\wedge^*, \vee^*$, обозначающими какую-либо R-конъюнкцию и R-дизъюнкцию соответственно.

Таким образом, граница $\partial\Omega$ области Ω соответствующего элемента конструкции обратимых штампов может быть задана уравнением, левая часть которого получается путем описанной выше процедуры. Пользуясь выражением (6.5) можно исключить из уравнения символы R-операций и получить уравнение вида: $\omega(x_1, x_2) = 0$, где $\omega(x_1, x_2)$ – обычная элементарная функция. Характерно, что $\omega(x) > 0$ внутри области (Ω), а $\omega(x) < 0$ – вне (Ω).

Представляют интерес нормализованные уравнения $\omega(x) = 0$ границы $\partial\Omega$.

Уравнение $\omega_1(x) = 0$ называется нормализованным (до первого порядка) уравнением границы $\partial\Omega$, если

$$\omega_1(x) > 0 \quad \text{внутри } \Omega, \tag{6.6}$$

$$\omega_1(x) = 0 \quad \text{на } \partial\Omega, \tag{6.7}$$

$$\left.\frac{\partial\omega_1}{\partial\upsilon}\right|_{\partial\upsilon} = 1, \tag{6.8}$$

где υ – внутренняя нормаль к $\partial\Omega$.

Если опорные функции $\sigma_i(x)$ нормализованы, то применение системы (6.5) обеспечивает нормализованность уравнения $\omega_1(x) = 0$ границы $\partial\Omega$ области Ω, сформированной из областей $\sum_i \equiv [\sigma_i(x) \geq 0]$.

Если известна функция $\omega(x)$, определяющая уравнение $\omega(x) = 0$, такая, что $\left.\frac{\partial\omega}{\partial\upsilon}\right|_{\partial\upsilon} \neq 0$, то функция $\omega_1(x)$, определяющая нормализованное до первого порядка уравнение $\omega_1(x) = 0$, может быть получена с помощью формулы

$$\omega_1 = \frac{\omega}{\sqrt{\omega^2 + |grad\ \omega|^2}}. \tag{6.9}$$

Пусть $\omega(x)$ – нормализованное до первого порядка уравнение границы $\partial\Omega$ области Ω. Введем операторы

$$D_1 = \sum_{i=0}^{1} \left(\frac{\partial\omega}{\partial x_1}\right)^{1-i} \left(\frac{\partial\omega}{\partial x_2}\right)^{i} \frac{\partial}{\partial x_1^{1-i} \partial x_2^{i}}, \tag{6.10}$$

$$T_1 = \sum_{i=0}^{1} (-1)^i \left(\frac{\partial \omega}{\partial x_1}\right)^i \left(\frac{\partial \omega}{\partial x_2}\right)^{1-i} \frac{\partial}{\partial x_1^{1-i} \partial x_2^i}. \qquad (6.11)$$

Для всякой функции $u(x) \in c^1$ справедливы формулы

$$D_1 u|_{\partial\Omega} = \frac{\partial u}{\partial \upsilon}, \quad T_1 u|_{\partial\Omega} = \frac{\partial u}{\partial \tau}. \qquad (6.12)$$

Конструктивные свойства операторов D_1 и T_1 позволяют использовать их для построения структур решений рассматриваемых задач.

Структура решения краевой задачи строится в виде

$$u = B(\Phi) + \varphi_0, \qquad (6.13)$$

где φ_0 – известная функция, удовлетворяющая неоднородным граничным условиям краевой задачи; B - оператор, зависящий от формы границы $\partial\Omega$ и ее участков $\partial\Omega_i$, который строится так, что при любом выборе неопределенной функции Φ из некоторого множества m формула (6.13) точно удовлетворяет тем или иным краевым условиям. Структура, удовлетворяющая всем условиям краевой задачи, называется общей. К структуре предъявляются требования полноты (или полноты в некотором смысле), означающее возможность такого выбора неопределенной компоненты Φ, который превращает структуру (6.13) в точное (или точное в некотором смысле) решение краевой задачи.

Можно улучшать качество структуры, например, заботясь о том, чтобы структура имела необходимый характер поведения в окрестности угловых и других особых точках границы, обеспечивала нулевую невязку на некотором множестве точек, учитывала симметрию краевой задачи и т.д.

Общий подход к построению структур решений краевых задач основан на идее разложения решения в скромности границы по степеням нормализованной функции ω, которая вблизи границы ведет себя как кратчайшее расстояние до нее.

После того, как структура построена, возникает вопрос об отыскании неопределенных компонент. Для этой цели в данной работе используются вариационные методы. Каждая из неопределенных функций представляется в виде

$$\Phi(x) = \sum_{i=1}^{n} c_i \psi_i(x), \qquad (6.14)$$

где: $\psi_i(x)\ (i=1,2,...,n)$ – некоторая полная последовательность функций (полиномы Чебышева, Лежандра, тригонометрические и т.д.).

Коэффициенты c_i аппроксимационных разложений находятся по обычным схемам вариационных методов.

Основные трудности, возникающие при этом, связаны с необходимостью дифференцирования громоздких аналитических выражений, содержащих функции ω, ω_i, Φ_j и т.д. При этом приходится оперировать с элементарными функциями, дифференцирование которых можно выполнить по точным алгоритмам.

Интегрирование выполняется по приближенным формулам. Погрешности, возникающие за счет неточности интегрирования, могут быть весьма значительными, что может привести к неустойчивости вычислительного процесса. Уменьшение шага интегрирования ведет к увеличению затрат машинного времени. Для разрешения этого противоречия применяется так называемый разностно-аналитический метод, т.е. если (6.13) – структура решения, удовлетворяющая всем краевым условиям, то с учетом (6.14)

$$u = B\left(\sum_{i=1}^{n} c_i \psi_i\right) + \varphi_0 . \qquad (6.15)$$

Пусть теперь

$$A_k u = f_k\ (k = 1,2,...,N;\ N > n). \qquad (6.16)$$

Система (6.16) является системой разностных уравнений, выписанная для всех внутренних узлов. Подставляя (6.15) в (6.16), получим систему N уравнений с n неизвестными, которую обрабатываем по методу наименьших квадратов.

Одним из средств улучшения качества структур решений симметричных краевых задач (задачи о неоднородных пуансонодержателях и вырубных матрицах) является построение симметричных структурных формул. Симметричные компоненты φ и $B(\Phi)$ структурной формулы (6.13) могут быть построены путем использования обычных несимметричных структурных формул, в которые подставляются симметричные уравнения границ областей, симметричные нагружающие функции и симметричные разложения неопределенных компонент структуры.

При отыскании коэффициентов c_i вариационным методом условие минимума функционала приводит задачу об исследовании

напряженно-деформированного состояния к системе линейных алгебраических уравнений вида:

$$\sum_{s=1}^{k} a_{is} c_s = b_i \ \ (i = 1,2,...,k).$$

Таким образом, приведенная методика решения рассматриваемых краевых задач проблему построения полей напряжений и деформаций в элементах конструкции обратимых штампов сводит к задаче линейной алгебры, поддающейся эффективной реализации на ЭВМ.

Эффективность использования вычислительной техники значительно повышается в случае применения новой методологии и технологии программирования, а также автоматизации конструирования программ. В Институте проблем машиностроения АН Украины создан и сдан в эксплуатацию генератор программ "Поле-3", представляющий собой проблемно-ориентированную программирующую систему для автоматизированного составления программ решения краевых задач математической физики. Базовым математическим аппаратом для генератора программ "Поле-3" [110], использовавшегося при исследованиях напряженно-деформированного состояния элементов обратимых штампов на ЭВМ, является теория ***R***-функций, которая на аналитическом уровне учитывает геометрию области и характер краевых условий.

Эффективность генератора программ состоит в том, что он в сотни раз сокращает реальное время на отладку программ и проведение численных экспериментов при решении практических задач, создает базу для перехода от кустарного программирования на индустриальную технологию создания программ за счет высокоскоростной компиляции комплекса программ. Производительность труда программистов при этом повышается в 5-6 раз.

Входной язык генератора программ представляет собой набор директив, запись которых максимально приближена к обычным математическим формам записи [110]. Для решения рассматриваемых задач генератору программ на входном языке была выдана исходная информация о постановке задач, об описании формы области и ее граничных участков, о построении структуры и выборе неопределенных компонент, а также о виде и форме выдаваемых результатов.

Проведение машинного счета в итоге позволило получить все компоненты тензоров напряжений и деформаций для исследуемых

областей. Полученные результаты были систематизированы, проанализированы и представлены в виде эпюр и графиков, характеризующих напряженно-деформированное состояние соответственно базовых плит, армированных пуансонодержателей и вырубных матриц обратимых штампов.

6.3. ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ БАЗОВЫХ ПЛИТ ОБРАТИМЫХ ШТАМПОВ

Длительный срок службы блоков, значительные эксплуатационные нагрузки, испытываемые базовыми плитами, неблагоприятные условия их опирания и закрепления, а также непременные требования компактности обратимых штампов и минимальной металлоемкости вынуждают обращать особое внимание на расчет базовых плит при разработке новых конструкций.

Однако, как показал анализ состояния вопроса, в настоящее время в литературе отсутствуют научно-обоснованные методы определения оптимальных геометрических размеров базовых плит с учетом их реального напряженно-деформированного состояния. Этот факт предопределил необходимость исследования распределения полей напряжений и перемещений в базовых плитах в зависимости от их конструктивных параметров, нагрузок и условий закрепления.

Нижняя базовая плита блока находится в значительно более тяжелых эксплуатационных условиях по сравнению с верхней, т.к. при равенстве воспринимаемых усилий первая располагается над провальным окном пресса в то время, как последняя всей своей плоскостью опирается на торец ползуна и поэтому практически (по сравнению с нижней плитой) не подвержена изгибным деформациям. В связи с этим исследование напряженно-деформированного состояния проводилось для нижних базовых плит универсальных блоков обратимых штампов.

Конструкция и соотношение геометрических размеров позволяют нижние базовые плиты обратимых штампов отнести к классу тонких жестких пластинок, в которых в случае действия поперечной нагрузки срединная поверхность не имеет деформаций растяжения или сжатия, напряжения в направлении нормали к срединной поверхности отсутствуют и справедлива гипотеза плоских сечений. Провальное окно в нижних плитах обратимых штампов имеет форму прямоугольника с закругленными углами, которое при дальнейшем

рассмотрении заменено круговым отверстием с длиной окружности, эквивалентной периметру реального выреза. Плита жестко прижата к столу пресса прихватами в двух противоположных углах по диагонали. Нагрузка на нижнюю плиту передается через нижнюю подкладку пакета круглой формы концентрично с провальным окном пресса. Реакция опоры подштамповой плиты пресса принята линейной, как показано на рис.6.1. Зона и закон распределения реакции упругого основания определены экспериментально. Условие равновесия рассматриваемой плиты выражается следующим соотношением:

$$\int_{\frac{1}{2}d}^{\frac{1}{2}D} q_1 dx = \int_{\frac{1}{2}d_0}^{\frac{1}{2}D_k} q_2 dx = \frac{1}{2\pi} P, \qquad (6.17)$$

где P – усилие штамповки.

На расчетной схеме приняты следующие обозначения: q_1 – распределенная нагрузка, воспринимаемая базовой плитой при штамповке; q_2 – реакция упругого основания (подштамповой плиты пресса); A, B, h – соответственно длина, ширина и толщина плиты; d – диаметр провального окна исследуемой плиты; D – диаметр нижней подкладки пакета; d_0 – диаметр провального окна подштамповой плиты пресса; D_k – диаметр контакта базовой плиты с подштамповой плитой; a – сторона равнобедренного прямоугольного треугольника, занимаемого прихватом.

Исходя из условий длительной эксплуатации базовых плит, напряжения в последних не должны превосходить предела упругости. Принимаем также, что связь между напряжениями и деформациями выражается законом Гука, постановка задачи стационарная, а инерционные и массовые силы отсутствуют. Таким образом, рассматриваем изотропную пластинку, занимающую область Ω с кусочно-гладкой границей $\partial\Omega$, жестко защемленную на участке границы $\partial\Omega_1$, и свободную на оставшемся участке $\partial\Omega_2 = \frac{\partial\Omega}{\partial\Omega_1}$.

Дифференциальное уравнение равновесия поперечно нагруженной пластины постоянной толщины h в соответствии с классической теорией, базирующейся на гипотезах Кирхгофа-Лява [180] имеет вид:

$$\Delta\Delta W(x) = \frac{q(x)}{D}, \qquad (6.18)$$

где: $W(x)$ – перемещения пластины; $q(x)$ – интенсивность поперечной нагрузки; $D = \dfrac{Eh^3}{12(1-\upsilon^2)}$ – цилиндрическая жесткость пластины; E – модуль упругости 1 рода; υ – коэффициент Пуассона; $x = (x_1, x_2)$.

Для функции прогибов $W(x)$ на жестко защемленном крае должны выполняться условия вида:

$$W(x) = 0; \tag{6.19}$$

$$\frac{\partial W(x)}{\partial n} = 0; \tag{6.20}$$

а на свободном участке:

$$x \in \partial\Omega_1,$$

$$x \in \partial\Omega_2,$$

$$M_n = -D\left(\frac{\partial^2 W}{\partial n^2} + \upsilon\frac{\partial^2 W}{\partial \tau^2}\right) = 0; \tag{6.21}$$

$$V_n = Q_n - \frac{d}{dS}M_{n\tau} = 0, \tag{6.22}$$

где $\dfrac{\partial}{\partial n}, \dfrac{\partial}{\partial \tau}, \dfrac{d}{dS}$ – дифференцирование соответственно по направлению внешней нормали, касательной и дуге.

$$Q_n = -D\frac{\partial}{\partial n}(\Delta W), \quad M_{n\tau} = (1-\upsilon)D\frac{\partial}{\partial n}\left(\frac{dW}{dS}\right). \tag{6.23}$$

Структура решения W_1, учитывающая краевые условия (6.19), (6.20), имеет вид

$$W_1 = \omega_1^2 \Phi,$$

где: $\omega_1(x)$ – функция, удовлетворяющая условиям:

$$\omega_1(x) = 0, \ |\nabla\omega_1| = 1 \qquad x \in \partial\Omega_1;$$

$$\omega_1(x) > 0, \qquad\qquad x \in \Omega;$$

Φ – неопределенная компонента структуры.

Структуру решения W_2, учитывающую условия (6.21), (6.22) на свободном крае, строим согласно [146]. С этой целью условие (6.22) запишем в развернутом виде

$$Q_n - \frac{dM_{n\tau}}{dS}\bigg|_{\partial\Omega_2} = -D\frac{\partial}{\partial n}(\Delta W) - D(1-\upsilon)\frac{d}{dS}\cdot\frac{\partial}{\partial n}\left(\frac{dW}{dS}\right) =$$

$$= -D\left(\frac{\partial(\Delta W)}{\partial n} + (1-\upsilon)\frac{d}{dS}\left(\frac{d}{dS}\left(\frac{\partial W}{\partial n}\right) - \frac{1}{\rho}\cdot\frac{dW}{dS}\right)\right) =$$

$$= -D\left(\frac{\partial(\Delta W)}{\partial n} + (1-\upsilon)\cdot\left(\frac{d^2}{dS^2}\left(\frac{\partial W}{\partial n} - \frac{d}{dS}\left(\frac{1}{\rho}\cdot\frac{dW}{dS}\right)\right)\right)\right) = 0,$$

где ρ – радиус кривизны участка контура $\partial\Omega$.

Учитывая, что

$$\left.\frac{d^2}{dS^2}\left(\frac{\partial W}{\partial n}\right)\right|_{\partial\Omega_2} = \frac{\partial^3 W}{\partial n\cdot\partial\tau^2} + \frac{1}{\rho}\left(2\frac{\partial^2 W}{\partial\tau^2} - \frac{\partial^2 W}{\partial n^2}\right) - \frac{1}{\rho^2}\cdot\frac{\partial W}{\partial n} + \left.\frac{d}{dS}\left(\frac{1}{\rho}\right)\frac{dW}{dS}\right|_{\partial\Omega},$$

$$\left.\frac{d}{dS}\left(\frac{1}{\rho}\cdot\frac{dW}{dS}\right)\right|_{\partial\Omega_2} = \frac{d}{dS}\left(\frac{1}{\rho}\right)\frac{dW}{dS} + \left.\frac{1}{\rho}\left(\frac{\partial^2 W}{\partial\tau^2} - \frac{1}{\rho}\cdot\frac{\partial W}{\partial n}\right)\right|_{\partial\Omega_2},$$

$$\frac{d^2 W}{dS^2} = \frac{\partial^2 W}{\partial\tau^2} - \frac{1}{\rho}\cdot\frac{\partial W}{\partial n},$$

краевое условие (6.22) окончательно запишем в виде:

$$\frac{\partial^3 W}{\partial n^3} + (2-\upsilon)\frac{\partial^3 W}{\partial n\partial\tau^2} + \left.\frac{1-\upsilon}{\rho}\left(\frac{\partial^2 W}{\partial\tau^2} - \frac{\partial^2 W}{\partial n^2}\right)\right|_{\partial\Omega_2} = 0. \qquad (6.24)$$

Структуру решения W_2 представим в виде:

$$W_2 = \Phi_1 + \omega_2^2\Phi_2 + \omega_2^3\Phi_3, \qquad (6.25)$$

где Φ_1, Φ_2, Φ_3 – неопределенные компоненты структуры; ω_2 – функция, удовлетворяющая таким же условиям, как и ω_1, т.е.

$$\begin{aligned} &\omega_2(x) = 0,\ |\nabla\omega_2(x)| = 1,\ x\in\partial\Omega_2 \\ &\omega_2(x) > 0,\ x\in\Omega \end{aligned}. \qquad (6.26)$$

Применим к структуре (6.25) оператор вида:

$$A = D_2 + \upsilon T_2, \qquad (6.27)$$

где D_2 и T_2 – дифференциальные операторы, определяемые формулами:

$$D_k f = (\nabla\omega,\nabla)^k f = \sum_{|\alpha|=m}\frac{m!}{\alpha!}\prod_{i=1}^{n}\left(\frac{\partial\omega}{\partial x_i}\right)^{\alpha_i}\frac{\partial^n f}{\partial x_1^{\alpha_i}\partial x_2^{n-\alpha_i}}, \qquad (6.28)$$

$$T_k f = \sum_{i=0}^{k} (-1)^{k-i} C_k^i \frac{\partial^k f}{\partial x_1^{k-i} \partial x_2^i} \left(\frac{\partial \omega}{\partial x_1}\right)^i \left(\frac{\partial \omega}{\partial x_2}\right)^{k-i}, \qquad (6.29)$$

где f – некоторая функция $\in C^k$. В нашем случае $k = 2$.

В [146] показано, что для операторов (6.28) и (6.29), как для дифференциальных, справедлива формула, аналогичная формуле Лейбница, т.е.

$$D_k(u \cdot v) = \sum_{j=0}^{k} C_k^j \cdot D_{k-j} \cdot u \cdot D_j \cdot v,$$
$$T_k(u \cdot v) = \sum_{j=0}^{k} C_k^j \cdot T_{k-j} \cdot u \cdot T_j \cdot v. \qquad (6.30)$$

Определенные всюду внутри области выражения (6.19) и (6.28) на границе области совпадают с производными по нормали и касательной соответственно, т.е.

$$D_k f|_{\partial\Omega} = \frac{\partial^k f}{\partial n^k}, \qquad (6.31)$$

$$T_k f|_{\partial\Omega} = \frac{\partial^k f}{\partial \tau^k}. \qquad (6.32)$$

Рассмотрим выражение

$$AW_2 = (D_2 + \upsilon T_2)W_2 = D_2 W_2 + \upsilon T_2 W_2|_{\partial\Omega_2} =$$
$$= D_2(\Phi_1 + \omega_2^2\Phi_2 + \omega_2^3\Phi_3) + \upsilon T_2(\Phi_1 + \omega_2^2\Phi_2 + \omega_2^3\Phi_3) = \omega\psi;$$
$$D_2(\omega_2^2\Phi_2) = \omega_2^2 D_2\Phi_2 + 2D_1(\omega_2^2)D_1\Phi_2 + D_2(\omega_2^2)\Phi_2 = 2\Phi_2 + \omega_2\psi_1;$$

где

$$\psi_1 = \omega_2 D_2\Phi_1 + 4D_1\Phi_2 + 2D_2\omega\Phi_2,$$
$$D_2(\omega_2^3\Phi_3) = \omega_2\psi_2,$$
$$T_2(\omega_2^2\Phi_2) = \omega_2^2 T_2\Phi_2 + 2T_1(\omega_2^2)D_1\Phi_2 + T_2(\omega_2^2)\Phi_2 =$$
$$= \omega_2^2 T_2\Phi_2 + 4\omega_2 T_1\omega_2 D_1\Phi_2 + 2\omega_2 T_2\omega_2\Phi_2 = \omega_2\psi_3,$$
$$T_1\omega_2 \equiv 0,\ T_2(\omega_2^3\Phi_3) = \omega_2\psi_4.$$

Учитывая последние преобразования, получим

$$D_2 W_2 + \upsilon T_2 W_2 = D_2\Phi_1 + \upsilon T_2\Phi_1 + 2\Phi_2 = \omega\psi_5, \qquad (6.33)$$

где $\psi_5 = \psi - \psi_1 - \psi_2 - \psi_3 - \psi_4$ – произвольная функция. Из (6.33) получим выражение для Φ_2

$$\Phi_2 = \frac{1}{2}\left(\omega\psi_5 - D_2^{(2)}\Phi_1 - \upsilon T_2\ \Phi_1\right). \tag{6.34}$$

Для определения компоненты структуры (6.25) Φ_3 применим оператор вида:

$$D_3^{(2)} + (2-\upsilon)D_1T_2^{(2)} + \frac{1-\upsilon}{\rho}\left(T_2^{(2)} - D_2^{(2)}\right).$$

Согласно [146] оператор $D_1T_2^{(2)}$ определяется как:

$$D_1T_2^{(2)}f = \left(\frac{\partial\omega_2}{\partial x_1}\frac{\partial}{\partial x_1} + \frac{\partial\omega_2}{\partial x_2}\frac{\partial}{\partial x_2}\right)\cdot\left(-\frac{\partial\omega_2}{\partial x_2}\frac{\partial}{\partial x_1} + \frac{\partial\omega_2}{\partial x_1}\frac{\partial}{\partial x_2}\right)^2 f =$$

$$= \left(\frac{\partial\omega_2}{\partial x_1}\frac{\partial}{\partial x_1} + \frac{\partial\omega_2}{\partial x_2}\frac{\partial}{\partial x_2}\right)\cdot\left(\left(\frac{\partial\omega_2}{\partial x_2}\right)^2\frac{\partial^2}{\partial x_1^2} - 2\frac{\partial\omega_2}{\partial x_1}\frac{\partial\omega_2}{\partial x_2}\frac{\partial^2}{\partial x_1\partial x_2} + \left(\frac{\partial\omega_2}{\partial x_1}\right)^2\frac{\partial^2}{\partial x_2^2}\right)f =$$

$$= \frac{\partial^3 f}{\partial x_1^3}\frac{\partial\omega_2}{\partial x_1}\left(\frac{\partial\omega_2}{\partial x_2}\right)^2 - 2\frac{\partial^3 f}{\partial x_1^2\partial x_2}\left(\frac{\partial\omega_2}{\partial x_1}\right)^2\frac{\partial\omega_2}{\partial x_2} + \frac{\partial^3 f}{\partial x_1\partial x_2^2}\left(\frac{\partial\omega_2}{\partial x_1}\right)^3 +$$

$$+ \frac{\partial^3 f}{\partial x_1^2\cdot\partial x_2}\left(\frac{\partial\omega_2}{\partial x_2}\right)^3 - 2\frac{\partial\omega_2}{\partial x_1}\left(\frac{\partial\omega_2}{\partial x_2}\right)^2\frac{\partial^3 f}{\partial x_1\partial x_2^2} + \frac{\partial^3 f}{\partial x_2^3}\frac{\partial\omega_2}{\partial x_2}\left(\frac{\partial\omega_2}{\partial x_1}\right)^2 =$$

$$= \left(\frac{\partial^3 f}{\partial x_1^3}\frac{\partial\omega_2}{\partial x_2} + \frac{\partial^3 f}{\partial x_2^3}\frac{\partial\omega_2}{\partial x_1}\right)\cdot\frac{\partial\omega_2}{\partial x_1}\frac{\partial\omega_2}{\partial x_2} + \frac{\partial^3 f}{\partial x_1\partial x_2^2}\frac{\partial\omega_2}{\partial x_1}\left(\left(\frac{\partial\omega_2}{\partial x_1}\right)^2 - \left(\frac{\partial\omega_2}{\partial x_2}\right)^2\right) +$$

$$+ \frac{\partial^3 f}{\partial x_1^2\cdot\partial x_2}\frac{\partial\omega_2}{\partial x_2}\left(\left(\frac{\partial\omega_2}{\partial x_2}\right)^2 - \left(\frac{\partial\omega_2}{\partial x_1}\right)^2\right), \tag{6.35}$$

$$D_1T_2 f\big|_{\partial\Omega} = \frac{\partial^3 f}{\partial n\cdot\partial\tau^2}\ , \tag{6.36}$$

$$D_1T_2(u\cdot v) = u\,D_1T_2\,v + v\,D_1T_2\,u + T_2\,u\,D_1\,v + T_2\,v\,D_1\,u + \\ + 2\left(D_1T_1\,u\cdot T_1\ v + T_1\ u\cdot D_1T_1\,v\right). \tag{6.37}$$

Пусть $k(x)$ – функция, продолжающая кривизну кривой $\partial\Omega_2$ во внутрь области, т.е.

$$k(x) = EC\left(\frac{1}{\rho}\right),$$

где EC – оператор продолжения.

В силу краевого условия (6.22) и свойств дифференциальных операторов, получим равенство:

$$D_3^{(2)}W_2 + (2-\upsilon)D_1T_2^{(2)}W_2 + \\ + (1-\upsilon)\cdot k(x)\cdot\left(T^{(2)} - D^{(2)}\right)\cdot W_2 = \omega_2\chi_1 \quad , \tag{6.38}$$

где χ_1 – любая непрерывная функция.

Подставляя в (6.38) (6.25) и учитывая свойства операторов $D_2^{(2)}, T_2^{(2)}, D_3^{(2)}, D_1$ имеем

$$D_3^{(2)}W_2 = D_3^{(2)}\left(\Phi_1 + \omega_2^2\Phi_2 + \omega_2^3\Phi_3\right) = D_3^{(2)}\Phi_1 + 6D_1^{(2)}\Phi_2 + \\ + 6\Phi_2 D_2^{(2)}\omega_2 + 6\Phi_3 + \omega_2\chi_2, \tag{6.39}$$

$$D_1T_2^{(2)}W_2 = D_1T_2^{(2)}\left(\Phi_1 + \omega_2^2\Phi_2 + \omega_2^3\Phi_3\right) = \\ = D_1T_2^{(2)}\Phi_1 + 2\Phi_2T_2^{(2)}\omega_2 + \omega_2\chi_3, \tag{6.40}$$

$$\left(T^{(2)} - D^{(2)}\right)W_2 = T_2\Phi_1 - D_2\Phi_1 - 2\Phi_2 + \omega_2\chi_4. \tag{6.41}$$

Слагаемые $\omega_2\chi_2, \omega_2\chi_3, \omega_2\chi_4$ являются величинами вида $0(\omega_2)$ вблизи границы Ω_2.

На основании равенства

$$\frac{\partial^2\omega_2}{\partial S^2} = \frac{\partial^2\omega_2}{\partial\tau^2} - \frac{1}{\rho}\frac{\partial\omega_2}{\partial n},$$

учитывая, что $\left.\frac{\partial^2\omega_2}{\partial S^2}\right|_{\partial\Omega_2} = 0, \quad \left(\text{т.к. } \omega_2|_{\partial\Omega_2} = 0\right),$ получаем, что

$$\left.\frac{\partial\omega_2}{\partial n}\right|_{\partial\Omega_2} = 1,$$

$$\frac{\partial^2\omega_2}{\partial\tau^2} = T_2^{(2)}\omega_2 = \frac{1}{\rho}, \; x \in \partial\Omega_2. \tag{6.42}$$

Учитывая равенства (6.39), (6.40), (6.41), (6.42), из формулы (6.38) находим, что

$$\Phi_3 = \frac{1}{6}(\omega_2\chi_5 - (D_3^{(2)}\Phi_1 + (2-\upsilon)D_1T_2^{(2)}\Phi_1 + k(x)(1-\upsilon)\times \\ \times\left(T_2^{(2)} - D_2^{(2)}\right)\Phi_1 + 6D_1^{(2)}\Phi_2 + 2\Phi_2(3D_2^{(2)}\omega_2 + k(x)))), \tag{6.43}$$

где $\chi_5 = (\chi_1 - \chi_2 - (2-\upsilon)\chi_3 - (1-\upsilon)k(x)\cdot\chi_4)$.

Таким образом, структура

$$W_2 = \Phi_1 + \frac{\omega_2^2}{2}(\omega_2\psi_5 - D_2^{(2)}\Phi_1 - \upsilon T_2^{(2)}\Phi_1) + \frac{\omega_2^3}{6}(\omega_2\psi_5 - D_3^{(2)}\Phi_1 -$$
$$-(2-\upsilon)D_1T_2^{(2)}\Phi_1 - k(x)(1-\upsilon)(T_2^{(2)} - D_2^{(2)})\Phi_1 -$$
$$-3D_1(\omega_2\psi_5 - D_2^{(2)}\Phi_1 - \upsilon T_2^{(2)}\Phi_1) - 3(D_2^{(2)}\omega_2 + \qquad (6.44)$$
$$+k(x)(\omega_2\psi_5 - D_2^{(2)}\Phi_1 - \upsilon T_2^{(2)}\Phi_1))$$

удовлетворяет краевым условиям (6.21), (6.22) при любом выборе функций Φ_1, ψ_5, χ_5.

Располагая структурами W_1 и W_2 соответственно для жестко защемленной пластинки и свободной и применяя процедуру "склейки" [146], получим структуру решения W, учитывающую все краевые условия. При этом необходимо помнить, что максимальный порядок краевых условий (6.19), (6.20) первый, а условий (6.21), (6.22) - третий.

Поэтому, согласно формуле "склейки", искомая структура W будет иметь вид:

$$W = \left(\frac{W_1}{\omega_1^2} + \frac{W_2}{\omega_2^4}\right)\left(\frac{1}{\omega_1^2} + \frac{1}{\omega_2^4}\right)^{-1} \qquad (6.45)$$

или в развернутом виде:

$$W = \frac{\omega_1^2}{\omega_1^2 + \omega_2^4}\left(\Phi_1 - \frac{\omega_2^2}{2}\Phi_2 - \frac{1}{6}\omega_2^3\Phi_3\right) + \frac{\omega_1^2 \cdot \omega_2^4}{\omega_1^3 + \omega_2^4}\overline{\psi}. \qquad (6.46)$$

Функции Φ_2, Φ_3 выражаются через Φ_1 по формулам (6.34) и (6.43). Неопределенная компонента Φ_1 представляется в виде разложения по полной системе функций (сплайн-функций, полиномов Чебышева, тригонометрических или других), т.е.

$$\Phi_1 = \sum_{k=1}^{n} a_k T_k(x). \qquad (6.47)$$

Неопределенные коэффициенты a_{ij} определяются из условий минимума соответствующего функционала.

Как известно [147], решение дифференциального уравнения (6.18) с краевыми условиями (6.19) - (6.22) эквивалентно решению вариационной задачи о нахождении минимума функционала Лагранжа

$$I(u)=\iint_{\Omega}\left\{(\Delta W)^2-2(1-\upsilon)\left[\frac{\partial^2 W}{\partial x_1^2}\,\frac{\partial^2 W}{\partial x_2^2}-\left(\frac{\partial^2 W}{\partial x_1 \partial x_2}\right)^2\right]-2\frac{q}{D}W\right\}d\Omega. \quad (6.48)$$

Полученная структура решения (6.46) представляет собой некоторый линейный оператор, зависящий от $\Phi_1, \omega_1, \omega_2$, т.е.

$$W = B(\Phi_1, \omega_1, \omega_2). \quad (6.49)$$

Подставим (6.47) в (6.49)

$$W = B\left(\sum a_{ij} T_i(x_1)\cdot T_j(x_2), \omega_1, \omega_2\right). \quad (6.50)$$

На основании свойства линейности оператора B, выражение (6.50) можно переписать в другом виде

$$W = \sum_{k=1}^{n} a_k B(T_k, \omega_1, \omega_2) = \sum_{k=1}^{n} a_k W_k(x), \quad (6.51)$$

где $W_k = B(T_k, \omega_1, \omega_2)$ – координатные функции, удовлетворяющие заданным краевым условиям.

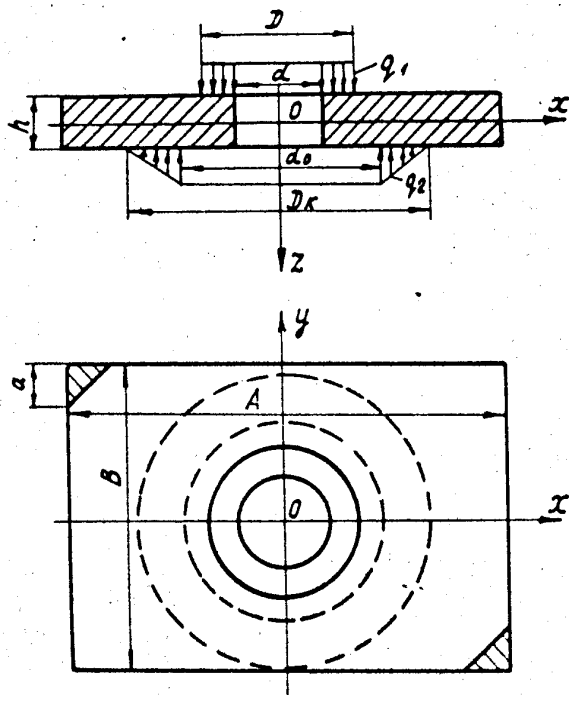


Рис.6.1. Расчетная схема нижних базовых плит.

Ошибка!

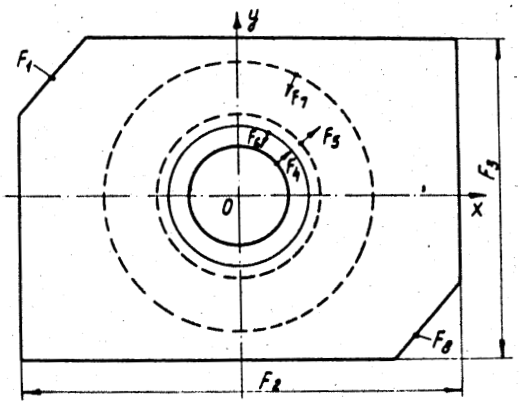


Рис.6.2. Схема разбивки исследуемой области на элементарные участки.

Подставляя (6.51) в (6.48) и дифференцируя по параметрам a_k, получим систему линейных алгебраических уравнений для определения коэффициентов a_k

$$\frac{\partial I}{\partial a_k} = 0, \quad (k = 1, 2, \ldots, n) \quad (6.52)$$

или в развернутом виде

$$\sum_{j=1}^{n} a_j \left\{ \iint_{\Omega} D \left[\Delta W_i \Delta W_j - (1-\upsilon) \left(\frac{\partial^2 W_i}{\partial x_1^2} \frac{\partial^2 W_j}{\partial x_2^2} + \frac{\partial^2 W_j}{\partial x_1^2} \frac{\partial^2 W_i}{\partial x_2^2} - \right. \right. \right.$$

$$\left. \left. \left. - 2 \frac{\partial^2 W_i}{\partial x_1 \partial x_2} \frac{\partial^2 W_j}{\partial x_1 \partial x_2} \right) \right] dx_1 dx_2 \right\} = \iint_{\Omega} q W_i dx_1 dx_2 .$$

Следует заметить, что множество функций, на которых отыскивается минимум функционала (6.48) обязательно должно удовлетворять условиям (6.19)-(6.20), которые являются главными. Условия (6.21)-(6.22) – естественные и им можно не удовлетворять. Тем не менее, при практическом решении задачи для анализа поведения решения в окрестности границы, улучшения точности результатов, контроля достоверности используются структуры, учитывающие как главные краевые условия, так и естественные. Далее при решении данной задачи обозначим: $x_1 = x,\ x_2 = y$, функцию ω_1 представим:

$$\omega_1 = (F1 \wedge_{\alpha} F8), \tag{6.53}$$

где $F1$ и $F8$ соответственно уравнения прямых LM и NK участков жесткого защемления пластины

$$F1 = \frac{\sqrt{2}}{2}(A + B - 2a) - \sin 45° x + \sin 45° y, \tag{6.54}$$

$$F8 = \frac{\sqrt{2}}{2}(A + B - 2a) + \sin 45° x + \sin 45° y. \tag{6.55}$$

Схема разбивки исследуемой области на элементарные участки показана на рис.6.2. Функцию ω_2, соответствующую уравнению участка свободной границы, запишем в виде:

$$\omega_2 = ((F2 \wedge_{\alpha} F3) \wedge_{\alpha} F4), \tag{6.56}$$

где:

$$F_2 = \frac{\left(\frac{A}{2} - x^2 \right)}{A}, \tag{6.57}$$

$$F_3 = \frac{\left(\frac{B}{2} - y^2 \right)}{B}, \tag{6.58}$$

$$F_4 = \frac{\left(x^2 + y^2 - \left(\frac{d}{2} \right)^2 \right)}{d}, \tag{6.59}$$

$\wedge_\alpha$ – символ ***R***-конъюнкции, соответствующий операции

$$\chi_0 \wedge_\alpha y_0 = \frac{1}{1+\alpha}\left(x + y - \sqrt{x^2 + y^2 - 2\alpha xy} \right), \tag{6.60}$$

α – любое действительное число, принадлежащее интервалу

$$\alpha \in [-1, 1].$$

В данной задаче α полагалось равным 0. Цилиндрическая нагрузка действует параллельно оси $0Z$ в области, заключенной между концентрическими окружностями $F4$ и $F6$. Область действия цилиндрической нагрузки определяется следующим образом:

$$\omega_3 = F4 \wedge_0 F6 \geq 0, \tag{6.61}$$

где $F4$ определяется формулой (6.59), а

$$F6 = \left(\frac{D}{2}\right)^2 - x^2 - y^2. \tag{6.62}$$

Коническая нагрузка направлена противоположно оси $0Z$ и действует в области, заключенной между концентрическими окружностями $F5$ и $F7$. Область ее действия записывается в виде неравенства:

$$\omega_4 = F5 \wedge_0 F7 \geq 0, \tag{6.63}$$

где

$$F5 = x^2 + y^2 - \left(\frac{d_0}{2}\right)^2, \tag{6.64}$$

$$F7 = \left(\frac{D_k}{2}\right)^2 - x^2 - y^2. \tag{6.65}$$

Интенсивности нагрузок q_1 и q_2 определяются из условия равновесия (6.17)

$$q_1 = \frac{P}{\pi\left(\left(\frac{D}{2}\right)^2 - \left(\frac{d}{2}\right)^2\right)}, \tag{6.66}$$

$$q_2 = \frac{3P\left(\frac{D_k}{2} - \sqrt{x^2 + y^2}\right)}{\pi\left(\left(\frac{D_k}{2}\right)^2 + \frac{D_k d_0}{4} - 2\left(\frac{d_0}{2}\right)^2\right)\left(\frac{D_k}{2} - \frac{d_0}{2}\right)}, \tag{6.67}$$

а правая часть исходного дифференциального уравнения определяется в виде

$$q(x, y) = \left(q_1\left(1 + sign(w_3)\right) - q_2\left(1 + sign(w_4)\right)\right)/2.$$

В данной задаче использовалась структура дифференциально-разностного типа, удовлетворяющая условиям (6.19), (6.20) на $\partial\Omega_1$, и условию (6.21) на $\partial\Omega_2$.

$$W = \frac{\omega_1^2}{\omega_1^2 + \omega_2^3} \times$$

$$\times \left[\Phi - \frac{1}{2}\left(\frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2}\left(h_1^2 + \upsilon h_2^2\right) + \frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2}\left(h_2^2 + \upsilon h_1^2\right) + 2\frac{\partial^2 \Phi}{\partial x \partial y} h_1 h_2 (1-\upsilon) \right) \right], \quad (6.68)$$

где $h_1 = \omega_2\left(x - \frac{1}{2}\omega_2,\ y\right) - \omega_2\left(x + \frac{1}{2}\omega_2,\ y\right)$,

$h_2 = \omega_2\left(x,\ y - \frac{1}{2}\omega_2\right) - \omega_2\left(x,\ y + \frac{1}{2}\omega_2\right)$.

Полученные структурные формулы при исследовании напряженно-деформированного состояния базовых плит обратимых штампов реализованы в виде программных модулей генератора программ серии "Поле". Программные модули, скоординированные некоторой управляющей программой, которая по заданию, написанному на входном языке, создает вычислительную схему их реализации, увязываются в единую систему программ, что позволяет эффективно решать краевые задачи рассматриваемого типа.

В качестве исходной информации для работы выбранной системы были заданы численные значения следующих параметров:

PN – максимальное усилие штамповки в кН;

HT – толщина плиты в мм;

RM, RMO, RB, RBK, AM, A, BM, B – размеры плиты в плане, соответствующие $\frac{d}{2}, \frac{d_0}{2}, \frac{D}{2}, \frac{D_k}{2}, -\frac{A}{2}, \frac{A}{2}, -\frac{B}{2}, \frac{B}{2}$;

C – параметр, равный $\frac{\left(\frac{A+Б}{2} - a\right)}{\sqrt{2}}$.

В табл.6.1 приведены численные значения конструктивных параметров базовых плит системы обратимых штампов, напряженно-деформированное состояние которых исследовалось в данной работе.

Базовым вариантом для проведения численных экспериментов, как видно из таблицы, была выбрана нижняя плита с размерами в плане 280×250 мм, которая являлась объектом исследования влияния

толщины на ее напряженно-деформированное состояние. При этом толщина плиты принимала следующие значения: 15, 30, 45, 60 и 75 мм при нагрузке 450 кН и равных прочих конструктивных параметрах.

Таблица 6.1

Значения конструктивных параметров исследуемых плит

A, мм	280	280	280	280	280	250	320	360	400	560
B, мм	250	250	250	250	250	230	280	310	350	420
h, мм	15	30	45	60	75	40	50	50	55	60
a, мм	40	40	40	40	40	40	50	50	60	60
D, мм	100	100	100	100	100	80	130	150	200	212
d, мм	64,6	64,6	64,6	64,6	64,6	48,2	86,3	102,1	125,3	200
d_0, мм	170	170	170	170	170	130	170	240	240	240
D_k,мм	210	210	210	210	210	180	230	290	310	310
P, кН	450	450	450	450	450	280	500	850	850	850

В результате машинного счета были получены компоненты, характеризующие напряженно-деформированное состояние базовых плит: осевые нормальные и касательные напряжения $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$, эквивалентные напряжения $\sigma_э$, также вертикальные перемещения W по осям симметрии и по диагоналям. Эквивалентные напряжения вычислялись по энергетической гипотезе прочности формоизменения по формуле:

$$\sigma_э = \frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + \sigma_x^2 + \sigma_y^2 + 6\tau_{xy}^2}\,. \qquad (6.69)$$

Полученные результаты представлены в виде графиков распределения напряжений и перемещений в исследованной области (рис.6.3 – рис.6.6). На рис.6.6 приведены графики распределения нормальных напряжений σ_x вдоль осей симметрии и по диагоналям. Цифры, индексирующие кривые, соответствуют толщинам плит в миллиметрах. Здесь и далее показаны картины напряженного состояния при $Z = h/2$, для поверхности с $Z = -(h/2)$ напряжения имеют такие же величины, но с обратным знаком.

Как видно из графиков, распределения напряжений σ_x в различных направлениях качественно отличаются, но общим является

тот факт, что максимальных значений напряжения достигают в области, заключенной между контурами провальных окон плиты и пресса. Причем характерно, что абсолютный максимум расположен не на внутреннем контуре плиты, а на некотором расстоянии от него. Закономерным является равенство нулю напряжений σ_x как на внешнем, так и на внутреннем контуре плиты в направлении большой оси симметрии, что удовлетворяет граничным условиям задачи (рис.6.3).

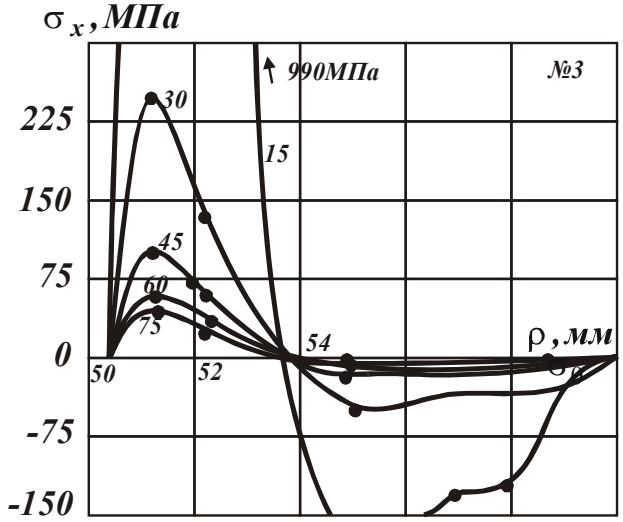


Рис.6.3. Распределение напряжений σ_x вдоль длинной оси.

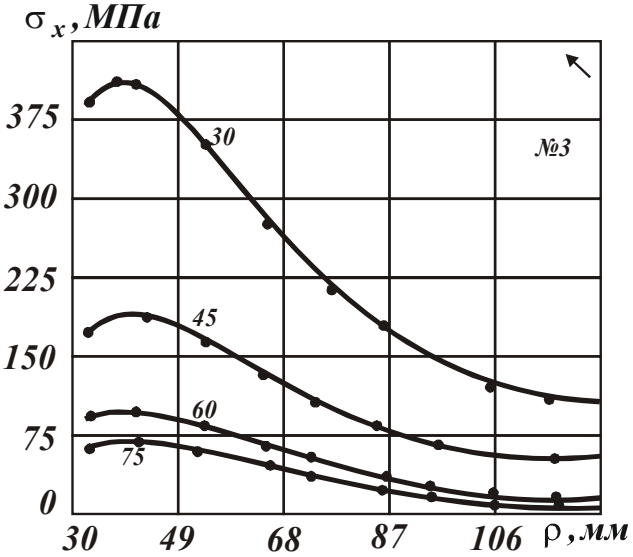


Рис.6.4. Распределение напряжений σ_x вдоль короткой оси.

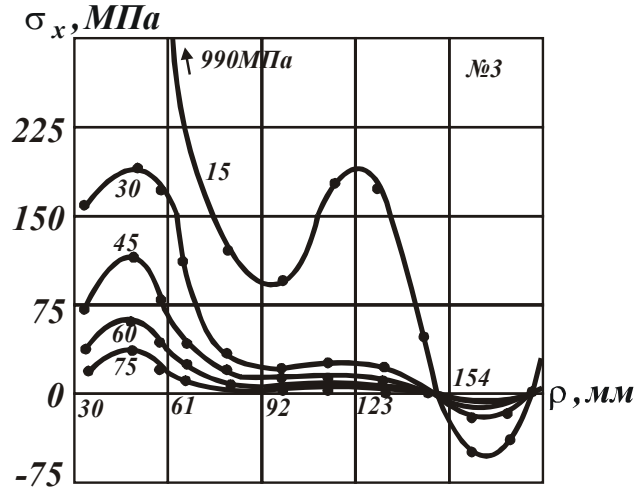


Рис.6.5. Распределение напряжений σ_x вдоль свободной диагонали.

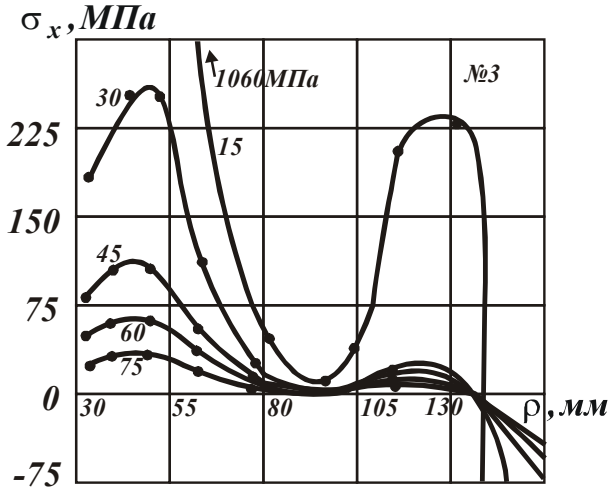


Рис.6.6. Распределение напряжений σ_x вдоль закрепленной диагонали.

Из графиков (рис.6.3-рис.6.6) следует также, что картины распределения напряжений вдоль каждого из выбранных направлений для плит различных толщин качественно идентичны, но абсолютные величины в соответствующих точках существенно отличаются. При

уменьшении толщины плиты от 75 до 15 мм напряжения вначале медленно, а затем резко возрастают и при h= 15 мм принимают значения, превосходящие допускаемые для применяемых сталей. Их максимумы показаны на полях графиков соответствующими числами.

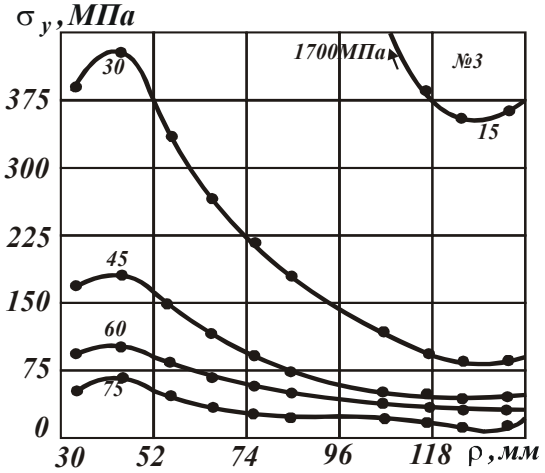


Рис. 6.7. Распределение напряжений σ_y вдоль длинной оси.

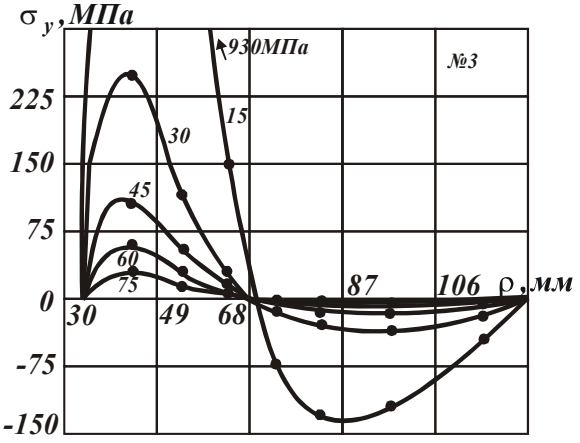


Рис. 6.8. Распределение напряжений σ_y вдоль короткой оси.

Распределение нормальных напряжений σ_y по осям симметрии и по диагоналям в плитах базового варианта с различными толщинами показаны на рис.6.7 – рис.6.10. Картина распределения напряжений σ_y вдоль длинной оси качественно аналогична распределению σ_x вдоль короткой оси и наоборот – σ_y вдоль короткой оси аналогично σ_x вдоль длинной. Распределение же σ_y по диагоналям качественно соответствует распределению σ_x вдоль тех же направлений. Соответственно нулевые значения на контуре согласно граничным условиям σ_y принимает по короткой диагонали. Абсолютные величины нормальных напряжений σ_y с отклонением не более 10% равны значениям напряжений σ_x по направлениям соответствующих диагоналей и взаимно перпендикулярных осей симметрии. Величины напряжений σ_y в плитах с различными толщинами соответственно равны напряжениям σ_x с соблюдением той же закономерности их интенсивного роста при уменьшении толщины.

Картины распределения и величины касательных напряжений τ_{xy} (рис.6.11 – рис.6.12) существенно отличаются от нормальных σ_x и σ_y во всех направлениях и для всех толщин. Общим остается изменение интенсивности роста напряжений при уменьшении толщин плит. Но в противоположность нормальным напряжениям, касатель-

ные принимают максимальные значения на внутренних контурах базовых плит. Однако максимумы τ_{xy} в 1,3 - 1,5 раза меньше соответствующих максимальных значений нормальных напряжений.

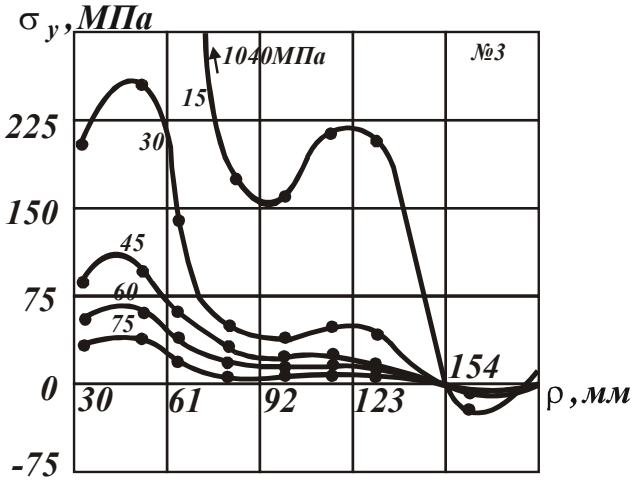


Рис. 6.9. Распределение напряжений σ_y вдоль свободной диагонали.

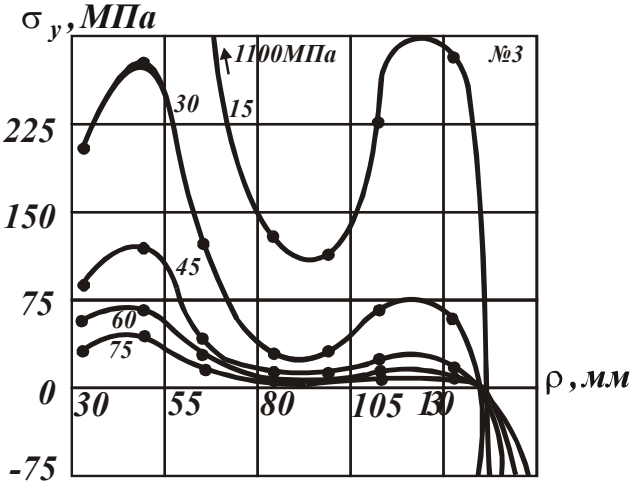


Рис. 6.10. Распределение напряжений σ_y вдоль закрепленной диагонали.

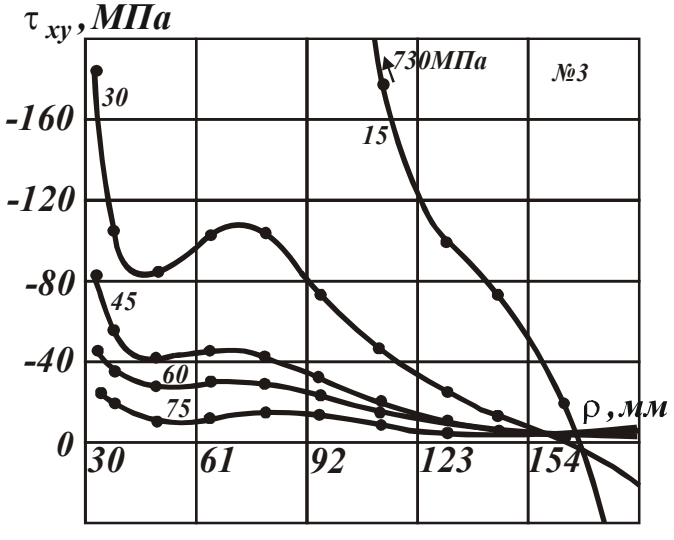


Рис. 6.11. Распределение напряжений τ_{xy} вдоль свободной диагонали.

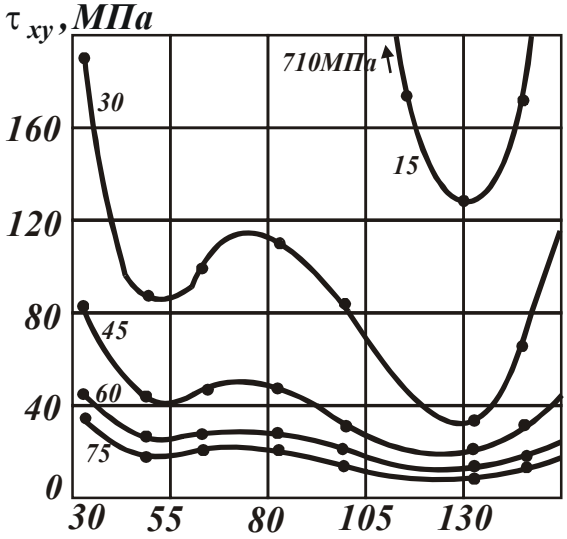


Рис. 6.12. Распределение напряжений τ_{xy} вдоль закрепленной диагонали.

Принципиальной особенностью распределения касательных напряжений по поверхностям базовых плит является их отсутствие по осям симметрии и достижение максимальных значений по диагоналям. Этот факт однозначно говорит о том, что оси симметрии диагонально закрепленных базовых плит являются главными осями, а нормальные напряжения σ_x и σ_y по осям симметрии – главными напряжениями. Величины касательных напряжений вдоль осей симметрии не превосходят 1-2% соответствующих значений нормальных напряжений, т.е. практически отсутствуют, в то время как по диаго-

налям эти компоненты тензоров напряжений сравнимы и имеют один и тот же порядок.

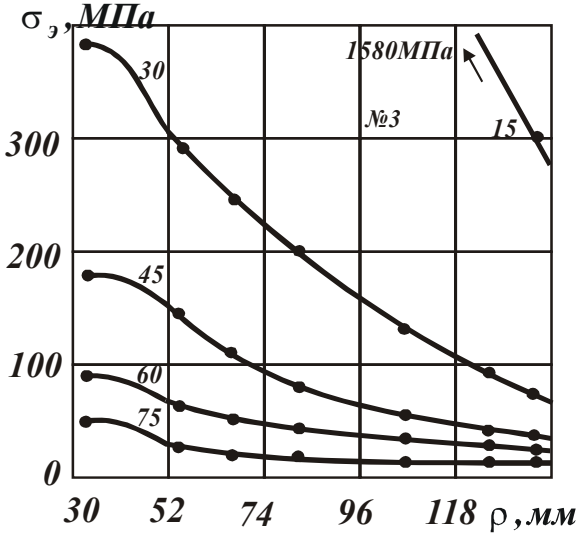


Рис. 6.13. Распределение напряжений $\sigma_э$ вдоль длинной оси.

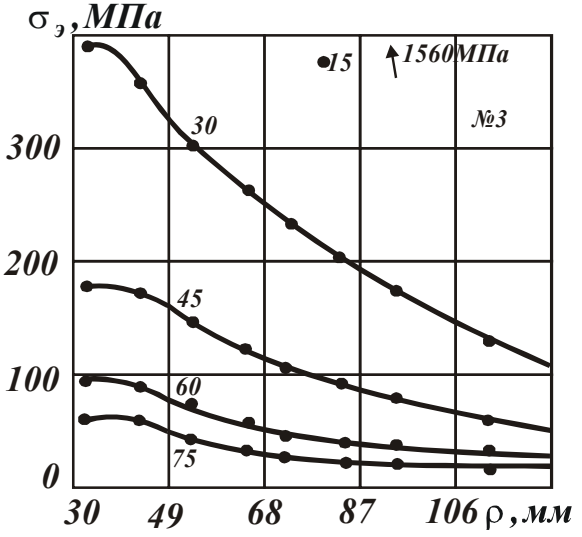


Рис. 6.14. Распределение напряжений $\sigma_э$ вдоль короткой оси.

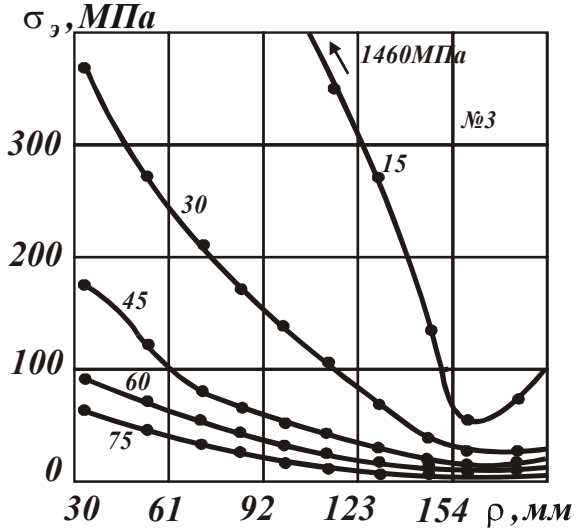


Рис. 6.15. Распределение напряжений $\sigma_э$ вдоль свободной диагонали.

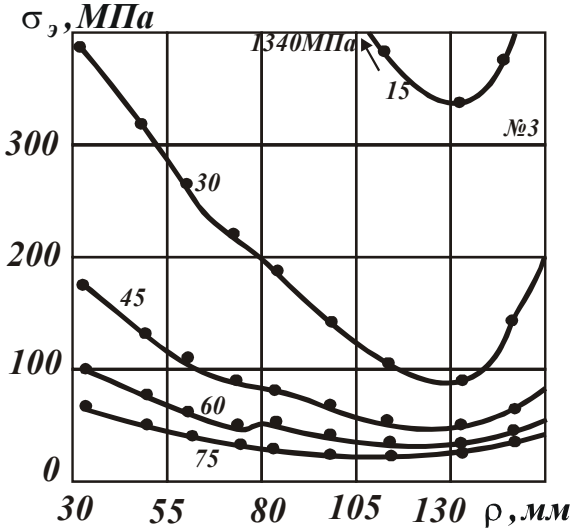


Рис. 6.16. Распределение напряжений $\sigma_э$ вдоль закрепленной диагонали.

Эквивалентные напряжения, вычисляемые по формуле (6.69), являются результирующими и при достижении допускаемых величин представляют собой критерий прочности упругого тела. Распределение эквивалентных напряжений по рассматриваемым направлениям показано на рис.6.13 – рис.6.16. В отличие от осевых нормальных напряжений эквивалентные достигают максимальных значений на контуре провального окна и по мере приближения к наружному контуру плавно уменьшаются, несколько изменяя характер поведения (увеличиваясь) в диагональных направлениях в углах плит. Причем это нарушение плавности в большой мере присуще закрепленным

диагоналям. Так, если по направлениям свободных диагоналей это изменение проявляется лишь в тонких плитах (30 и особенно 15 мм), то в закрепленных оно характерно при всех толщинах, включая самые большие - 60 и 75 мм. Однако абсолютные значения эквивалентных напряжений на наружных контурах все же остаются значительно меньшими по сравнению с таковыми на контурах провальных окон исследуемых базовых плит.

Жесткость плит обратимых штампов имеет большое значение для точности и качества штампуемых деталей, а также для обеспечения их работоспособности и необходимой долговечности. В связи с этим в процессе исследования напряженно-деформированного состояния базовых плит изучалось влияние толщин на их жесткость при диагональном закреплении и распределение вертикальных перемещений по осям и диагоналям при максимальном усилии штамповки (рис.6.17 – рис.6.20).

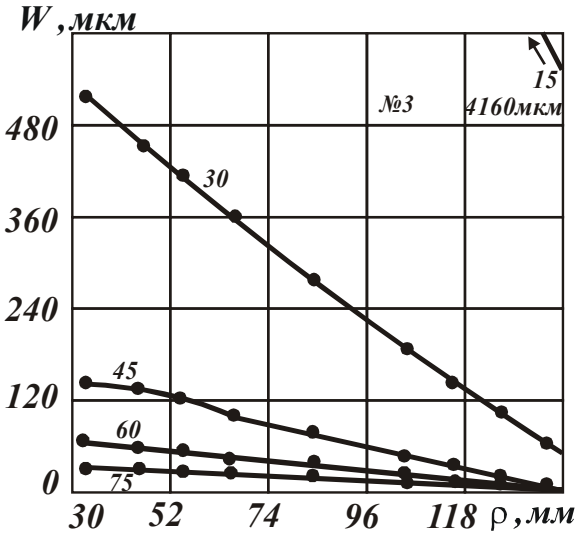


Рис. 6.17. Распределение вертикальных перемещений вдоль длинной оси.

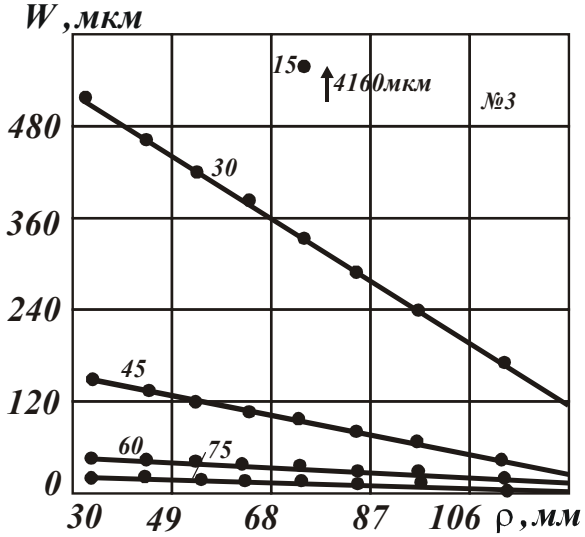


Рис. 6.18. Распределение вертикальных перемещений вдоль короткой оси.

Из графиков перемещений W видно, что их распределение как по осям, так и по диагоналям является практически линейным для всех толщин плит. Характерной особенностью распределения вертикальных перемещений вдоль свободных диагоналей является наличие зоны отрицательных значений в незакрепленных углах плит, т.е. в то время, как большая часть поверхностей плит под действием усилия штамповки перемещается вниз, достигая максимального значения в области провального окна пресса на внутренних контурах, их свободные углы поднимаются вверх на величины, определяемые толщинами плит (рис.6.19).

Таким образом, в процессе исследования было обнаружено, что

во всех случаях максимальных значений как напряжения, так и перемещения достигают вблизи контуров провальных окон базовых плит. Установлено также, что решающее влияние на их величины при определенных схемах закрепления и усилиях штамповки оказывают толщины плит.

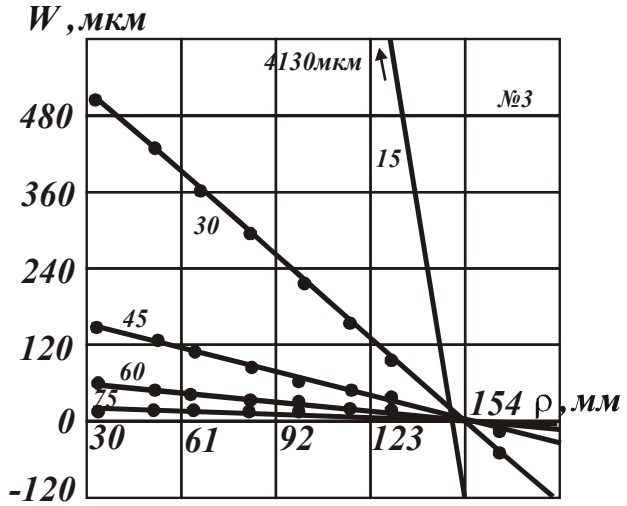


Рис. 6.19. Распределение вертикальных перемещений вдоль свободной диагонали.

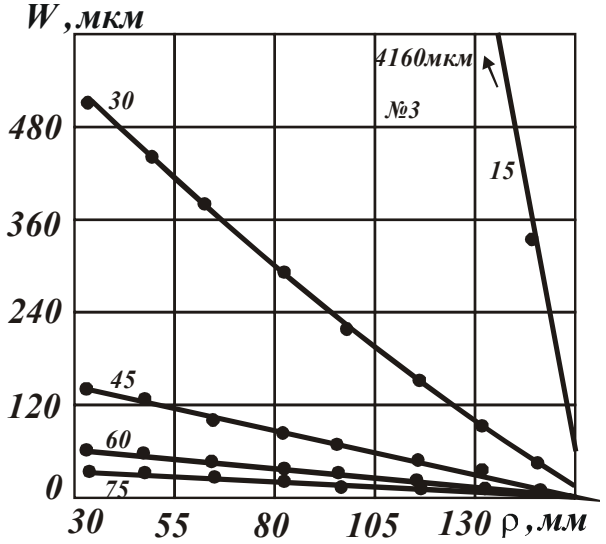


Рис. 6.20. Распределение вертикальных перемещений вдоль закрепленной диагонали.

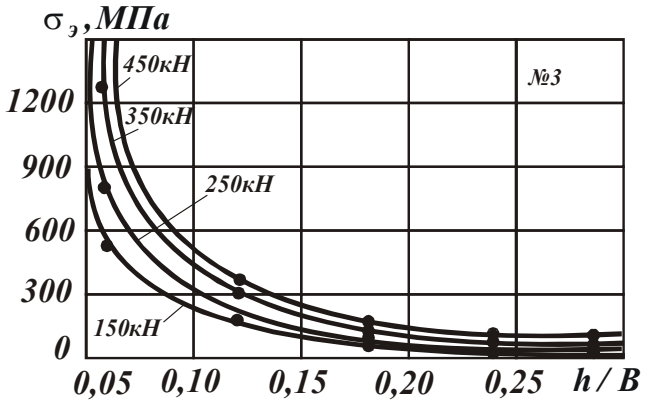


Рис. 6.21. Зависимость максимальных эквивалентных напряжений от относительных толщин базовых плит.

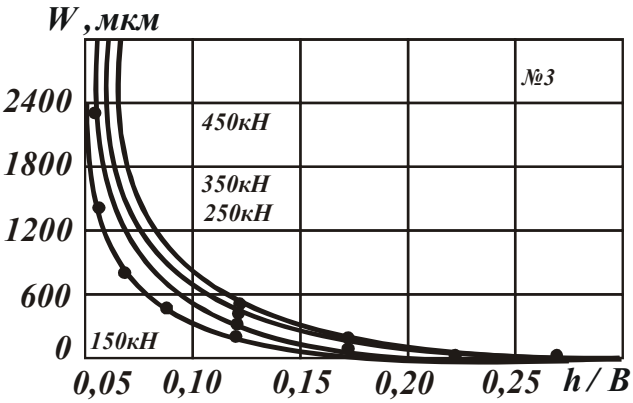


Рис. 6.22. Зависимость максимальных вертикальных перемещений от относительных толщин базовых плит.

На рис.6.21 и рис.6.22 показаны зависимости максимальных эквивалентных напряжений и вертикальных перемещений от относительных толщин базовых плит при различных усилиях штамповки (150, 250, 350 и 450 кН). Эти зависимости вполне закономерно имеют идентичный характер: при увеличении толщин плит и напряжения их перемещения уменьшаются. Причем наибольшая интенсивность снижения значений как $\sigma_э$, так и W наблюдается в интервале h / B от

0,05 до 0,10, затем на участке от 0,10 до 0,15 интенсивность изменения функций снижается, но еще довольно существенна, далее в интервале от 0,15 до 0,20 приращения $\sigma_э$ и W уже незначительны, а при $h/B >$ 0,20 уменьшения значений как эквивалентных напряжений, так и перемещений практически не наблюдается, тем более, что уже сами их абсолютные величины даже для максимальных усилий штамповки принимают несущественные для применяемых сталей значения. Таким образом, на практике применение базовых плит с $h/B >$0,20 с точки зрения прочности и жесткости неэффективно.

При разработке новых конструкций и типоразмеров обратимых штампов для выбора оптимальных толщин базовых плит, обеспечивающих при минимальной металлоемкости достаточную прочность и жесткость, можно использовать графические зависимости (рис.6.21, рис.6.22). В этом случае, зная максимальное усилие штамповки и выбрав марку стали для базовых плит, которая определит допускаемые напряжения, по графикам на рис.6.21 находят оптимальное отношение h/B. Если, кроме требований прочности, штамп имеет ограничения по жесткости (например, при штамповке деталей повышенной точности), пользуются графиком зависимости перемещений (рис.6.22).

Анализ полученных зависимостей показывает, что в общем случае и с точки зрения прочности, и с позиции жесткости обратимых штампов оптимальным является отношение толщины к наименьшему габаритному размеру базовой плиты в плане при ее диагональном закреплении $\mathbf{0{,}15 \le h/B \le 0{,}20}$.

Исходя из этого, при разработке системы обратимых переналаживаемых штампов толщины базовых плит с учетом конструктивных соображений выбирались по результатам проведенных исследований и полученных рекомендаций.

Для проверки достоверности результатов и рекомендаций после разработки гаммы конструкций системы обратимых штампов был проведен расчет полей напряжений и перемещений в нижних базовых плитах всех типоразмеров при максимальных усилиях штамповки.

Из анализа картин распределения нормальных, касательных, эквивалентных напряжений и вертикальных перемещений вдоль осей симметрии и по диагоналям базовых плит всех типоразмеров следует, что качественно рассматриваемые графические зависимости аналогичны. Везде вдоль длинных осей плит на контурах $\sigma_x = 0$, а вдоль коротких осей $\sigma_y = 0$, т.е. граничные условия выполняются. Кроме

того, в плитах всех типоразмеров по осям симметрии отсутствуют касательные напряжения, подтверждая тем самым, что оси симметрии нижних базовых плит обратимых штампов являются главными осями. Общим для всех плит также является то, что максимально нагруженная с наибольшими вертикальными перемещениями - зона расположена между контурами провальных окон плиты и стола пресса, причем абсолютный максимум во всех случаях располагался вблизи внутренних контуров базовых плит.

Некоторые отличия в качественном поведении кривых распределения нормальных и касательных напряжений наблюдается в плите 7-го размера. Например, σ_x вдоль длинной оси, а σ_y вдоль короткой, перераспределили величины положительных и отрицательных значений: здесь, по сравнению с другими плитами, увеличены области отрицательных напряжений, т.е. напряжений сжатия. Кроме того, по диагоналям, как вдоль свободной, так и вдоль закрепленной, нормальные напряжения σ_x и σ_y на внешнем контуре принимают большие, по сравнению с внутренним контуром, значения. Однако указанные отличия не являются принципиальными, их как и некоторый разброс абсолютных значений максимальных напряжений и перемещений в плитах различных типоразмеров, можно объяснить имеющимися конструктивными и эксплуатационными особенностями (различными соотношениями некоторых геометрических параметров, различными относительными величинами провальных окон столов прессов по отношению к провальным окнам самих базовых плит и к их габаритным размерам и т.д.).

Проведенный расчет напряжений и перемещений во всех базовых плитах системы обратимых штампов подтвердил правомерность полученных результатов исследования и разработанных рекомендаций. Выбранные согласно рекомендациям толщины плит способствуют благоприятному распределению напряжений и деформаций, а их величины при минимальной металлоемкости не превосходят допускаемых значений, что обеспечивает необходимую работоспособность и надежность обратимых переналаживаемых штампов.

6.4. ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ АРМИРОВАННЫХ ПЛАСТМАССОВЫХ ДЕРЖАТЕЛЕЙ

Закрепление рабочих элементов обратимых штампов пластмас-

сами акрилового класса является их принципиальной особенностью, во многом определяет конструкцию и обеспечивает ряд технико-экономических преимуществ по сравнению со специальными штампами. Однако применение самотвердеющей пластмассы в качестве конструкционного материала в штампах ставит перед разработчиками обратимой оснастки ряд вопросов, требующих проведения специальных исследований, в частности, исследования прочности и жесткости пластмассовых деталей.

Анализ конструкции обратимых штампов показал, что наиболее ответственным пластмассовым элементом является пуансонодержатель, прочность, жесткость и стабильность размеров которого в многом определяет точность и качество штампуемых деталей, а также работоспособность и надежность всей конструкции. Проведенные исследования [82] позволили определить оптимальный состав АСТ-Т, выявить наиболее рациональную форму и геометрические размеры заливаемых частей пуансонов, получить картину напряженно-деформированного состояния пластмассового пуансонодержателя без арматуры. Было установлено также, что армирование пластмассовых элементов значительно повышает их жесткость и компенсирует усадку, но влияние арматуры на напряженно-деформированное состояние пуансонодержателей изучено не было.

Это обстоятельство приводит к необходимости исследования напряженно-деформированного состояния армированного держателя и получения картины распределения напряжений внутри области для определения схемы наиболее рационального расположения арматуры и выявления зон максимальной их концентрации.

Расчетная схема армированного держателя и классификация его как объекта исследования, т.е. отнесение к тому или иному классу твердых деформируемых тел, определяются конструкцией соответствующих обратимых штампов, условиями их эксплуатации и нагружения.

Конструкция, технология изготовления и способ закрепления держателя предопределяют его расчетную схему. Предполагается, что адгезия пластмассы обеспечивает жесткое закрепление по конической боковой поверхности, а ее сопряжение с пуансоном препятствует перемещению точек внутренней цилиндрической поверхности относительно абсолютно твердого пуансона, т.е. последний, не деформируясь, перемещается вместе с центральной зоной армированного держателя и передает ему рабочую нагрузку – усилие съема.

На рис.6.23 показана расчетная схема неоднородного пластмассового держателя, где 1 – это металлический корпус держателя, 2 – пуансон, 3 – пластмасса АСТ-Т, 4 – арматура. В соответствии с принятой расчетной схемой и условиями закрепления, рассматриваемую задачу о напряженно-деформированном состоянии армированного держателя можно отнести к смешанной задаче теории упругости, а геометрические размеры относят ее к классу пространственных. Однако форма блока и вид нагружения позволяют представить ее как асимметричную, что значительно упрощает решение.

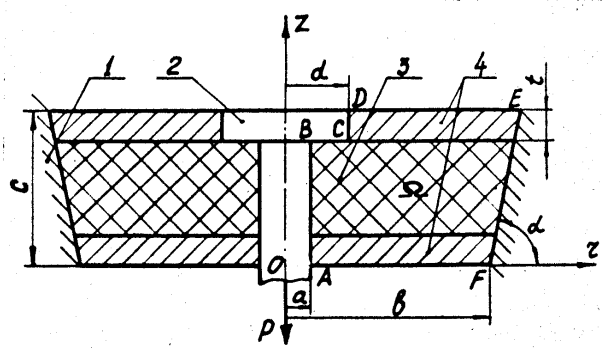


Рис. 6.23. Расчетная схема армированного держателя.

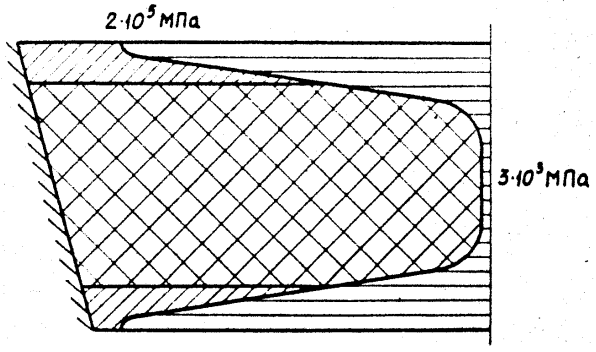


Рис. 6.24. Эпюра изменения модуля упругости вдоль оси неоднородного держателя.

При постановке задачи о напряженно-деформированном состоянии армированного держателя предполагалось, что в связи с его многократным использованием остаточные деформации должны отсутствовать, используемый композиционный материал – идеально упругий, зависимость между напряжениями и деформациями подчиняется закону Гука, инерционные и массовые силы отсутствуют, неоднородность держателя описывается следующими выражениями, подобранными с учетом реального поведения аппроксимирующих функций (рис.6.24)

$$E = \frac{N_0(E_n - E_{cm})}{L^{2N_0+2}}\left(r-\frac{c}{2}\right)^{2N_0}\left(\left(r-\frac{c}{2}\right)^2 - L^2\left(1+\frac{1}{N_0}\right)\right)+E_n;$$

$$\upsilon = \frac{N_0(\upsilon_n - \upsilon_{cm})}{L^{2N_0+2}}\left(r-\frac{c}{2}\right)^{2N_0}\left(\left(r-\frac{c}{2}\right)^2 - L^2\left(1+\frac{1}{N_0}\right)\right)+\upsilon_n, \qquad (6.70)$$

где E – текущий модуль упругости; E_n - модуль упругости пластмассы АСТ-Т; E_{cm} – модуль упругости стали (арматуры); N_0, L – параметры, регулирующие аппроксимацию упругих свойств ($N_0 = 2;\ L = 12{,}5$); r – текущий радиус; c – толщина пуансонодержа-

теля; υ – текущий коэффициент Пуассона; υ_n – коэффициент Пуассона пластмассы АСТ-Т; υ_{cm} – коэффициент Пуассона стали (арматуры).

Согласно физической постановке задачи для нахождения компонентов тензоров напряжений и деформаций в области Ω, ограниченной контуром $\partial\Omega$, необходимо решить уравнения равновесия:

$$\mu\Delta u_r + (\lambda+\mu)\frac{\partial l}{\partial r} - \frac{u_r}{r^2} + \frac{\partial\lambda}{\partial r} l + 2\frac{\partial\mu}{\partial r}\frac{\partial u_r}{\partial r} + \frac{\partial\mu}{\partial z}\left(\frac{\partial u_r}{\partial z} + \frac{\partial u_z}{\partial r}\right) = 0;$$
$$\mu\Delta u_z + (\lambda+\mu)\frac{\partial l}{\partial z} + \frac{\partial\lambda}{\partial z} l + 2\frac{\partial\mu}{\partial z}\frac{\partial u_z}{\partial z} + \frac{\partial\mu}{\partial r}\left(\frac{\partial u_r}{\partial z} + \frac{\partial u_z}{\partial r}\right) = 0; \qquad (6.71)$$

$$\Delta = \frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r} + \frac{\partial^2}{\partial z^2};$$

где
$$l = \frac{\partial u_r}{\partial r} + \frac{u_r}{r} + \frac{\partial u_z}{\partial z}; \qquad (6.72)$$
$$\lambda = \lambda(r,z);\ \mu = \mu(r,z)$$

при следующих граничных условиях:

$$u_r = 0,\ u_z = h^0 \text{ на } \partial\Omega_0;$$
$$u_r = 0,\ u_z = 0 \text{ на } \partial\Omega_1;$$
$$\sigma_n = 0,\ \tau_n = 0 \text{ на } \partial\Omega_2,$$

где $\partial\Omega_0$ – объединение участков AB, BC и CD; $\partial\Omega_1$ – участок EF; $\partial\Omega_2$ – объединение участков AF и DE.

При заданной величине усилия съема P, действующего на держатель в процессе штамповки, значение h^0 находим из условия:

$$2\pi\left[a\int_0^{c-t} Y_\upsilon(a,z)dz + \int_a^d Y_\upsilon(r,(c-t))rdr + d\int_{c-t}^{c} Y_\upsilon(d,z)dz\right] = P \qquad (6.73)$$
$$Y_\upsilon = \tau_{rz}\cos(\upsilon,r) + \sigma_z\cos(\upsilon,z).$$

На первом этапе решения задачи принимаем $h^0 = 1$. Решив задачу и вычислив левую часть равенства (6.73), получим силу, соответствующую единичному перемещению, равную P^*. Тогда перемещение, соответствующее силе P, равно $h^0 = \frac{P}{P^*}$. Для построения структуры решения задачи краевые условия для напряжений (6.72) запишем в виде:

$$(\lambda+2\mu)\left[\frac{\partial u_r}{\partial \upsilon_2}\cos(\upsilon_2,r)+\frac{\partial u_z}{\partial \upsilon_2}\cos(\upsilon_2,z)\right]+$$

$$+\lambda\left[\frac{\partial u_z}{\partial \tau_2}\cos(\upsilon_2,r)-\frac{\partial u_r}{\partial \tau_2}\cos(\upsilon_2,z)+\frac{u_r}{r}\right]=0; \qquad (6.74)$$

$$\mu\left[\frac{\partial u_r}{\partial \upsilon_2}\cos(\upsilon_2,z)-\frac{\partial u_z}{\partial \upsilon_2}\cos(\upsilon_2,r)-\frac{\partial u_r}{\partial \tau_2}\cos(\upsilon_2,r)-\frac{\partial u_z}{\partial \tau_2}\cos(\upsilon_2,z)\right]=0$$

на $\partial\Omega_2$

причем $\partial\Omega=\partial\Omega_0\cup\partial\Omega_1\cup\partial\Omega_2$.

Так как краевые условия имеют смысл только на границе тела, а структура решения должна быть определена везде в области Ω, то необходимо продолжить внутрь области условия (6.59).

Обозначим через $\omega=0,\ \omega_1=0,\ \omega_2=0$ – нормализованные уравнения границы $\partial\Omega$ области Ω и ее участков $\partial\Omega_0$, $\partial\Omega_1$, $\partial\Omega_2$ соответственно.

Из условия нормализованности следует, что

$$\frac{\partial\omega}{\partial\upsilon}=1 \ \textit{на}\ \partial\Omega,\quad \frac{\partial\omega_2}{\partial\upsilon_2}=1 \ \textit{на}\ \partial\Omega_2, \qquad (6.75)$$

где υ_2 – внутренняя нормаль к участку $\partial\Omega_2$.

Так как $\partial\Omega_2$ в силу условия (6.75) является поверхностью уровня функции ω_2, то вектор

$$grad\,\omega_2\,\frac{\partial\omega_2}{\partial r}\vec{i}+\frac{\partial\omega_2}{\partial z}\vec{j} \qquad (6.76)$$

в точках $\partial\Omega_2$ направлен по нормали к $\partial\Omega_2$. Из условия $\omega_2=0$ следует:

$$|grad\ \omega_2|^2=\left(\frac{\partial\omega_2}{\partial r}\right)^2+\left(\frac{\partial\omega_2}{\partial z}\right)^2=1, \qquad (6.77)$$

$$grad\ \omega_2\big|_{\partial\Omega_2}=\upsilon_2.$$

Если на $\partial\Omega_2$ задан вектор

$$\vec{l}=l_r\vec{i}+l_z\vec{j}, \qquad (6.78)$$

где l_r, l_z – заданные на $\partial\Omega_2$ функции, а l_r', l_z' – функции, продолжающие l_r, l_z соответственно внутрь области $\Omega\cup\partial\Omega_1$, то вектор

$$\vec{l}'=l_r'\vec{i}+l_z'\vec{j} \qquad (6.79)$$

будет определен везде в области $\Omega \cup \partial\Omega_1$. Вектор

$$\vec{l}^{\,0} = l_r^0 \vec{i} + l_z^0 \vec{j} \equiv \vec{l}' \left[\left| \vec{l}' \right|^2 + \omega_2^2 \right]^{-\frac{1}{2}} \tag{6.80}$$

коллинеарен вектору $\vec{l}'$ во всех точках $\Omega \cup \partial\Omega_1$, а на $\partial\Omega_2$ является единичным. Слагаемое ω_2^2 в квадратной скобе служит для исключения особенностей, которые могут появиться в точках, где $\left| \vec{l}' \right| = 0$.

Так как вектор $\vec{l}^{\,0}$ является единичным на $\partial\Omega_2$, то в точках $\partial\Omega_2$ его проекции равны соответственно косинусам углов с осями координат

$$l_r^0 = cos(l^0, r), \; l_z^0 = cos(l^0, z). \tag{6.81}$$

Так как первая производная по направлению l определяется формулой

$$\frac{\partial f}{\partial l} = \left[cos(l,r) \frac{\partial}{\partial r} + cos(l,z) \frac{\partial}{\partial z} \right] f, \tag{6.82}$$

то функция

$$D_1^l f \equiv \left(l_r^0 \frac{\partial}{\partial r} + l_z^0 \frac{\partial}{\partial z} \right) f, \tag{6.83}$$

где $f \in c^1(\Omega)$, определена везде в области Ω, а на $\partial\Omega_2$ превращается в первую производную по направлению $\vec{l}$

$$D_1^l f \Big|_{\partial\Omega_2} = \frac{\partial f}{\partial l}. \tag{6.84}$$

Обозначив $D_1^{\upsilon_2} = D_1^{(2)}$, где $\upsilon_2 = grad\, \omega_2$, имеем

$$\begin{gathered} D_1^{(2)} f = \frac{\partial \omega_2}{\partial r} \frac{\partial f}{\partial r} + \frac{\partial \omega_2}{\partial z} \frac{\partial f}{\partial z}, \\ cos(\upsilon_2, r) = \frac{\partial \omega_2}{\partial r}, \; cos(\upsilon_2, z) = \frac{\partial \omega_2}{\partial z}. \end{gathered} \tag{6.85}$$

Для единичного вектора касательной к контуру $\partial\Omega_2$, направленного в сторону левого обхода области Ω, $\vec{\tau}_2 = \tau_r \vec{i} + \tau_z \vec{j}$.

Проекции этого вектора τ_r, τ_z можно найти из условий

$$\tau_2 \upsilon_2 = \tau_r \upsilon_r + \tau_z \upsilon_z = \left(\tau_1 \frac{\partial \omega_2}{\partial r} + \tau_2 \frac{\partial \omega_2}{\partial z} \right)\Bigg|_{\partial \Omega_2} = 0 \quad . \qquad (6.86)$$

$$\tau_r^2 + \tau_z^2 = 1$$

Решая систему (6.86) и учитывая, что $|grad\, \omega_2| = 1$ на $\partial \Omega_2$, получаем

$$\tau_r = \pm \left(\frac{\partial \omega_2}{\partial z} \right)\Bigg|_{\partial \Omega_2}, \quad \tau_z = \pm \left(\frac{\partial \omega_2}{\partial r} \right)\Bigg|_{\partial \Omega_2} . \qquad (6.87)$$

Таким образом, вектор

$$\vec{\tau} = -\frac{\partial \omega_2}{\partial z} \vec{i} + \frac{\partial \omega_2}{\partial r} \vec{j},$$

определенный везде в области Ω, превращается на $\partial \Omega_2$ в единичный вектор касательной $\vec{\tau}$.

Заменяя в формуле (6.83) l_r^0 на $\left(-\frac{\partial \omega_2}{\partial z} \right)$, а l_z^0 на $\frac{\partial \omega_2}{\partial r}$ и вводя обозначение $D_1^{\tau 2} = T_1^{(2)}$, получаем

$$T_1^{(2)} f = -\frac{\partial \omega_2}{\partial z} \frac{\partial f}{\partial r} + \frac{\partial \omega_2}{\partial r} \frac{\partial f}{\partial z} . \qquad (6.88)$$

С помощью (6.85) и (6.88) краевые условия (6.74) продолжим в $\Omega \cup \partial \Omega_1$

$$\begin{gathered} \mu \left(\frac{\partial \omega_2}{\partial z} D_1^{(2)} u_r - \frac{\partial \omega_2}{\partial r} D_1^{(2)} u_z - \frac{\partial \omega_2}{\partial r} T_1^{(2)} u_r - \frac{\partial \omega_2}{\partial z} T_1^{(2)} u_z \right) = \omega_2 \varphi_{21}, \\ (\lambda + 2\mu) \left(D_1^{(2)} u_r \frac{\partial \omega_2}{\partial r} + D_1^{(2)} u_z \frac{\partial \omega_2}{\partial z} \right) + \\ + \lambda \left(\frac{\partial \omega_2}{\partial r} T_1^{(2)} u_z - \frac{\partial \omega_2}{\partial z} T_1^{(2)} u_r + \frac{u_r}{r} \right) = \omega_2 \varphi_{11} \end{gathered} , \qquad (6.89)$$

где $\varphi_{11}, \varphi_{21}$ – произвольные функции.

Структуру решения будем искать в виде

$$\begin{aligned} u_r &= \Phi_{11}^0 + \omega \Phi_{12}^0 \\ u_z &= \Phi_{21}^0 + \omega \Phi_{22}^0 \end{aligned} . \qquad (6.90)$$

Подставляя выражения для u_r и u_z в (6.90), а также учитывая, что на $\partial \Omega_2$

$$D_1^{(2)}(\omega) = 1 + \omega_2\eta_1(r,z),\ T_1^{(2)}(\omega) = \omega_2\eta_2(r,z),$$

где $\eta_1(r,z),\ \eta_2(r,z)$ – некоторые произвольные функции, будем иметь:

$$\begin{aligned}(\lambda+2\mu)\left(\Phi_{12}^0\frac{\partial\omega_2}{\partial r}+\Phi_{22}^0\frac{\partial\omega_2}{\partial z}\right)&=\psi_1+\omega_2\varphi_{12};\\ \mu\left(\Phi_{12}^0\frac{\partial\omega_2}{\partial z}+\Phi_{22}^0\frac{\partial\omega_2}{\partial r}\right)&=\psi_2+\omega_2\varphi_{22},\end{aligned}\qquad(6.91)$$

где

$$\psi_1 = -(\lambda+2\mu)\left[\frac{\partial\omega_2}{\partial r}D_1^{(2)}\left(\Phi_{11}^0\right)+\frac{\partial\omega_2}{\partial z}D_1^{(2)}\left(\Phi_{21}^0\right)\right]-$$

$$-\lambda\left[\frac{\partial\omega_2}{\partial r}T_1^{(2)}\left(\Phi_{21}^0\right)-\frac{\partial\omega_2}{\partial z}T_1^{(2)}\left(\Phi_{11}^0\right)+\frac{\Phi_{11}}{r}\right],$$

$$\psi_2 = -\mu\left[\frac{\partial\omega_2}{\partial z}D_1^{(2)}\left(\Phi_{11}^0\right)-\frac{\partial\omega_2}{\partial r}D_1^{(2)}\left(\Phi_{21}^0\right)-\frac{\partial\omega_2}{\partial r}T_1^{(2)}\left(\Phi_{11}^0\right)-\frac{\partial\omega_2}{\partial z}T_1^{(2)}\left(\Phi_{21}^0\right)\right].$$

Полагая в дальнейшем

$$\left(\frac{\partial\omega_2}{\partial r}\right)^2+\left(\frac{\partial\omega_2}{\partial z}\right)^2 = 1+\omega_2\eta_3(r,z),$$

где $\eta_3(r,z)$ – произвольная функция, из (6.91) получим выражения для $\Phi_{12}^0,\ \Phi_{22}^0$

$$\begin{aligned}\Phi_{12}^0&=\frac{1}{\lambda+2\mu}\frac{\partial\omega_2}{\partial r}\psi_1+\frac{1}{\mu}\frac{\partial\omega_2}{\partial z}\psi_2+\omega_2\Phi_{12},\\ \Phi_{22}^0&=\frac{1}{\lambda+2\mu}\frac{\partial\omega_2}{\partial z}\psi_1-\frac{1}{\mu}\frac{\partial\omega_2}{\partial r}\psi_2+\omega_2\Phi_{22},\end{aligned}\qquad(6.92)$$

где $\Phi_{12},\ \Phi_{22}$ – произвольные достаточно гладкие функции, вобравшие все слагаемые, содержащие множитель ω_2.

С учетом выражений для $\Phi_{12}^0,\ \Phi_{22}^0$, структура решения принимает вид:

$$u_r = \Phi_{11}^0 - \omega D_1^{(2)}\Phi_{11}^0 + \omega\frac{\partial\omega_2}{\partial z}\frac{\partial\omega_2}{\partial r}T_1^{(2)}\Phi_{11}^0 + \frac{\lambda}{\lambda+2\mu}\omega\frac{\partial\omega_2}{\partial r}\frac{\partial\omega_2}{\partial z}T_1^{(2)}\Phi_{11}^0 -$$

$$-\frac{\lambda}{\lambda+2\mu}\omega\left(\frac{\partial\omega_2}{\partial r}\right)^2T_1^{(2)}\Phi_{21}^0+\omega\left(\frac{\partial\omega_2}{\partial z}\right)^2T_1^{(2)}\Phi_{21}^0-\frac{\lambda}{\lambda+2\mu}\omega\frac{\partial\omega_2}{\partial r}\frac{\Phi_{11}^0}{r}+0(\omega^2),$$

$$u_z = \Phi_{21}^0 - \omega D_1^{(2)} \Phi_{21}^0 - \omega \frac{\partial \omega_2}{\partial r} \frac{\partial \omega_2}{\partial z} T_1^{(2)} \Phi_{21}^0 -$$

$$- \frac{\lambda}{\lambda + 2\mu} \omega \frac{\partial \omega_2}{\partial z} \frac{\partial \omega_2}{\partial r} T_1^{(2)} \Phi_{21}^0 - \omega \left(\frac{\partial \omega_2}{\partial r} \right)^2 T_1^{(2)} \Phi_{11}^0 + \qquad (6.93)$$

$$+ \frac{\lambda}{\lambda + 2\mu} \omega \left(\frac{\partial \omega_2}{\partial z} \right)^2 T_1^{(2)} \Phi_{11}^0 - \frac{\lambda}{\lambda + 2\mu} \omega \frac{\partial \omega_2}{\partial z} \frac{\Phi_{11}^0}{r} + 0(\omega^2).$$

Выбирая далее Φ_{11}^0 и Φ_{21}^0 в виде $\Phi_{11}^0 = \omega_1 \Phi_{11}$, $\Phi_{21}^0 = h + \omega_1 \Phi_{21}$, удовлетворим граничным условиям на $\partial\Omega_0$ и $\partial\Omega_1$ (6.72).

В окончательном виде структура решения задачи представляется следующими выражениями:

$$h = h^0 \frac{z - tg\left(\frac{5}{12}\pi\right)(r-b)}{2r + 2z - a - d - (c-t) - tg\left(\frac{5}{12}\pi\right)(r-b) + \sqrt{[z-(c-t)]^2 + [r-d]^2} +}$$

$$\frac{}{+ \sqrt{\left[z - (c-t) + r - d + \sqrt{(z-(c-t))^2 + (r-d)^2} \right]^2 + (r-a)^2}}.$$

$$u_r = \omega \left(\frac{\partial \omega_2}{\partial z} \right)^2 T_1^{(2)} h - \frac{\lambda}{\lambda + 2\mu} \omega \left(\frac{\partial \omega_2}{\partial r} \right)^2 T_1^{(2)} h + \omega_1 \Phi_{11} - \omega D_1^{(2)} (\omega_1 \Phi_{11}) +$$

$$+ \omega \frac{\partial \omega_2}{\partial z} \frac{\partial \omega_2}{\partial r} T_1^{(2)} (\omega_1 \Phi_{11}) + \frac{\lambda}{\lambda + 2\mu} \omega \frac{\partial \omega_2}{\partial r} \frac{\partial \omega_2}{\partial z} T_1^{(2)} (\omega_1 \Phi_{11}) -$$

$$- \frac{\lambda}{\lambda + 2\mu} \omega \left(\frac{\partial \omega_2}{\partial r} \right)^2 T_1^{(2)} (\omega_1 \Phi_{21}) + \omega \left(\frac{\partial \omega_2}{\partial z} \right)^2 T_1^{(2)} (\omega_1 \Phi_{21}) + 0(\omega^2);$$

$$u_z = h - \omega D_1^{(2)} h - \omega \frac{\partial \omega_2}{\partial r} \frac{\partial \omega_2}{\partial z} T_1^{(2)} h - \frac{\lambda}{\lambda + 2\mu} \omega \frac{\partial \omega_2}{\partial z} \frac{\partial \omega_2}{\partial r} T_1^{(2)} h +$$

$$+ \omega_1 \Phi_{21} - \omega D_1^{(2)} (\omega_1 \Phi_{21}) - \omega \frac{\partial \omega_2}{\partial r} \frac{\partial \omega_2}{\partial z} T_1^{(2)} (\omega_1 \Phi_{21}) - \qquad (6.94)$$

$$- \frac{\lambda}{\lambda + 2\mu} \omega \frac{\partial \omega_2}{\partial z} \frac{\partial \omega_2}{\partial r} T_1^{(2)} (\omega_1 \Phi_{21}) - \omega \left(\frac{\partial \omega_2}{\partial r} \right)^2 T_1^{(2)} (\omega_1 \Phi_{11}) +$$

$$+ \frac{\lambda}{\lambda + 2\mu} \omega \left(\frac{\partial \omega_2}{\partial z} \right)^2 T_1^{(2)} (\omega_1 \Phi_{11}) + 0(\omega^2).$$

Функции $\omega, \omega_1, \omega_2$, входящие в структурные формулы (6.94),

определяются следующим образом:

$$\omega = \omega_1 \wedge_0 \omega_2,\ \omega_1 = (f_1 \wedge_0 (f_2 \vee_0 f_4)) \wedge_0 f_5,\ \omega_2 = f_3,$$

где $f_1 = r - a$ ($f_1 \geq 0$ – подобласть, лежащая справа от AB); $f_2 = z - (c - t)$ ($f_2 \geq 0$ – подобласть, расположенная внизу BC); $f_3 = z(c - z)/c$ ($f_3 \geq 0$ – полоса, ограниченная прямыми AF и DE); $f_4 = r - d$ ($f_4 \geq 0$ – подобласть, лежащая справа от DC); $f_5 = \left[z - tg\left(\frac{5}{12}\pi\right)(r - b) \right] \Big/ \sqrt{1 + tg^2\left(\frac{5}{12}\pi\right)}$ ($f_5 \geq 0$ – подобласть, лежащая слева от EF).

Функции Φ_{11}, Φ_{21}, входящие в структуру решения задачи, выбираются из условия наилучшего удовлетворения уравнениям равновесия (6.71). Для этого, используя процедуру Ритца, позволяющую исходную краевую задачу свести к задаче линейной алгебры, построим следующие разложения

$$\Phi_{11} = \sum_{j=1}^{n_j} c_j^{(1)} Q_j^{(1)};\ \Phi_{21} = \sum_{k=1}^{n_k} c_k^{(2)} Q_k^{(2)},$$

где $Q_i^{(s)}$ $(s = 1,2)$ – элементы некоторых полных систем функций.

Выражения для неопределенных компонент подставим в структурные формулы (6.94). Для поставленной задачи получим систему координатных функций вида:

$$u_r = u_r^0 + \sum_{i=1}^{N} c_i u_r^i;\quad u_z = u_z^0 + \sum_{i=1}^{N} c_i u_z^i; \tag{6.95}$$

$$N_i = n_1 + n_2;\quad c_i = \left\{c_j^{(1)},\ c_k^{(2)}\right\};\quad u_r^i = \left\{u_r^j,\ u_r^k\right\};\quad u_z^i = \left\{u_z^j,\ u_z^k\right\}.$$

Здесь:

$$u_r^0 = \omega\left(\frac{\partial \omega_2}{\partial z}\right)^2 T_1^{(2)} h - \frac{\lambda}{\lambda + 2\mu}\omega\left(\frac{\partial \omega_2}{\partial r}\right) T_1^{(2)} h;$$

$$u_z^0 = h - \omega D_1^{(2)} h - \omega \frac{\partial \omega_2}{\partial r}\frac{\partial \omega_2}{\partial z} T_1^{(2)} h - \frac{\lambda}{\lambda + 2\mu}\omega \frac{\partial \omega_2}{\partial z}\frac{\partial \omega_2}{\partial r} T_1^{(2)} h;$$

$$u_r^j = \omega_1 Q_j^{(1)} - \omega D_1^{(2)}\left(\omega_1 Q_j^{(1)}\right) + \omega \frac{\partial \omega_2}{\partial z}\frac{\partial \omega_2}{\partial r} T_1^{(2)}\left(\omega_1 Q_j^{(1)}\right) +$$

$$+ \frac{\lambda}{\lambda + 2\mu}\omega \frac{\partial \omega_2}{\partial r}\frac{\partial \omega_2}{\partial z} T_1^{(2)}\left(\omega_1 Q_j^{(1)}\right);$$

$$u_z^j = -\omega\left(\frac{\partial\omega_2}{\partial r}\right)^2 T_1^{(2)}\left(\omega_1 Q_j^{(1)}\right) + \frac{\lambda}{\lambda+2\mu}\omega\left(\frac{\partial\omega_2}{\partial z}\right)^2\left(\omega_1 Q_j^{(1)}\right);$$

$$u_r^k = -\frac{\lambda}{\lambda+2\mu}\omega\left(\frac{\partial\omega_2}{\partial r}\right)^2 T_1^{(2)}\left(\omega_1 Q_k^{(2)}\right) + \omega\left(\frac{\partial\omega_2}{\partial z}\right)^2 T_1^{(2)}\left(\omega_1 Q_k^{(2)}\right);$$

$$u_z^k = \omega_1 Q_k^{(2)} - \omega D_1^{(2)}\left(\omega_1 Q_k^{(2)}\right) - \omega\frac{\partial\omega_2}{\partial r}\frac{\partial\omega_2}{\partial z}T_1^{(2)}\left(\omega_1 Q_k^{(2)}\right) -$$

$$-\frac{\lambda}{\lambda+2\mu}\omega\frac{\partial\omega_2}{\partial z}\frac{\partial\omega_2}{\partial r}T_1^{(2)}\left(\omega_1 Q_k^{(2)}\right).$$

Коэффициенты разложений c_i находим, минимизируя функционал энергии:

$$I = \int_{\Omega}\left\{\lambda\left(\frac{\partial u_r}{\partial r}+\frac{\partial u_z}{\partial z}+\frac{u_r}{r}\right)^2 + 2\mu\left[\left(\frac{\partial u_r}{\partial r}\right)^2+\left(\frac{\partial u_z}{\partial z}\right)^2+\left(\frac{u_r}{r}\right)^2\right]+\right.$$
$$\left.+\mu\left(\frac{\partial u_r}{\partial r}+\frac{\partial u_z}{\partial z}\right)^2\right\}d\Omega \qquad (6.96)$$

Из условия экстремума функционала (6.96) на множестве функций (6.95), получаем алгебраическую систему:

$$\sum_{s=1}^{N} a_{is}c_s b_i \quad (i=1,2,...,N).$$

Для коэффициентов a_{is}, b_i имеем выражения:

$$a_{is} = \int_{\Omega}\left\{\lambda\left(\frac{\partial u_r^i}{\partial r}+\frac{\partial u_z^i}{\partial z}+\frac{u_r^i}{r}\right)\left(\frac{\partial u_r^s}{\partial r}+\frac{\partial u_z^s}{\partial z}+\frac{u_r^s}{r}\right)+2\mu\left(\frac{\partial u_r^i}{\partial r}\frac{\partial u_r^s}{\partial r}+\frac{\partial u_z^i}{\partial z}\frac{\partial u_z^s}{\partial z}+\right.\right.$$
$$\left.\left.+\frac{u_r^i}{r}\frac{u_r^s}{r}\right)+\mu\left(\frac{\partial u_r^i}{\partial z}+\frac{\partial u_z^i}{\partial r}\right)\left(\frac{\partial u_r^s}{\partial z}+\frac{\partial u_z^s}{\partial r}\right)\right\}d\Omega,$$

$$b_i = -\int_{\Omega}\left\{\lambda\left(\frac{\partial u_r^i}{\partial r}+\frac{\partial u_z^i}{\partial z}+\frac{u_r^i}{r}\right)\left(\frac{\partial u_r^0}{\partial r}+\frac{\partial u_z^0}{\partial z}+\frac{u_r^0}{r}\right)+2\mu\left(\frac{\partial u_r^i}{\partial r}\frac{\partial u_r^0}{\partial r}+\frac{\partial u_z^i}{\partial z}\frac{\partial u_z^0}{\partial z}+\right.\right.$$
$$\left.\left.+\frac{u_r^i}{r}\frac{u_r^0}{r}\right)+\mu\left(\frac{\partial u_r^i}{\partial z}+\frac{\partial u_z^i}{\partial r}\right)\left(\frac{\partial u_r^0}{\partial z}+\frac{\partial u_z^0}{\partial r}\right)\right\}d\Omega.$$

Полученные структурные формулы при исследовании напряженно-деформированного состояния армированных держателей реализованы в виде программных модулей генератора программ "Поле-3". В процессе машинного счета интегрирование производилось по квадратурным формулам Гаусса 12 порядка. При этом исследуемая область разбивалась на подобласти, что обусловлено особенностями ее геометрии и поведением координатных функции.

Контроль точности вычислений проводился, исходя из условия равновесия упругой системы. В ряде сечений суммарные нормальные напряжения сравнивались с соответствующими внешними нагрузками. При этом погрешность счета не превышала 6%.

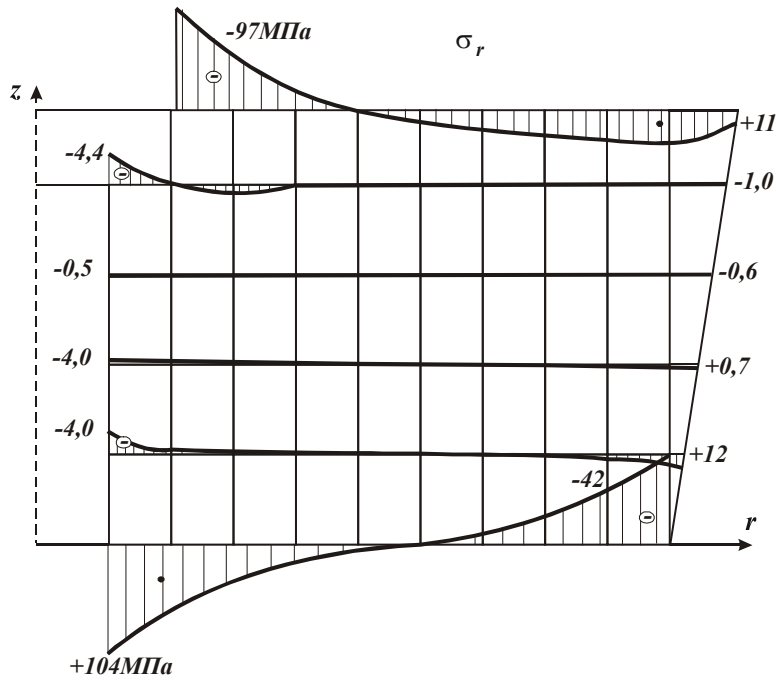


Рис.6.25. Распределение радиальных напряжений в меридиональном сечении держателя.

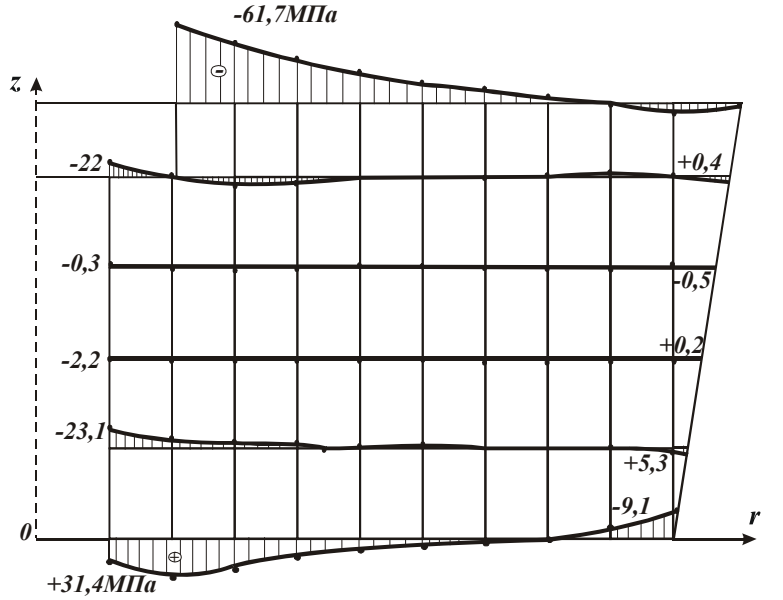


Рис.6.26. Распределение тангенциальных напряжений в меридиональном сечении держателя.

В данных исследованиях изучалось влияние объема заливаемой пластмассы и толщины армированного пуансонодержателя на его напряженно-деформированное состояние, причем объем пластмассы при равных прочих условиях изменяли за счет варьирования диаметра заливаемого пуансона, а изменение толщины производили при его постоянной величине. Для базового варианта были приняты следующие значения

геометрических размеров и экспериментальных нагрузок пуансонодержателя: $a = 7{,}5$ мм; $b = 65$ мм; $c = 25$ мм; $d = 15$ мм; $t = 5$ мм; $\alpha = 75°$; $P = 10$ кН. Модули упругости и коэффициенты Пуассона стальной арматуры и пластмассы приняты соответственно следующими: $E_{ст} = 2 \cdot 10^5$ МПа; $E_п = 3 \cdot 10^3$ МПа; $\upsilon_{ст} = 0{,}3$; $\upsilon_п = 0{,}35$.

На рис.6.25, рис.6.26, рис.6.27 показаны эпюры распределения радиальных, тангенциальных и эквивалентных напряжений в меридиональном сечении армированного пуансонодержателя при нагрузке 10 кН (базовый вариант). Эквивалентные напряжения вычислялись по гипотезе прочности удельной потенциальной энергии формоизменения Губера-Мизеса.

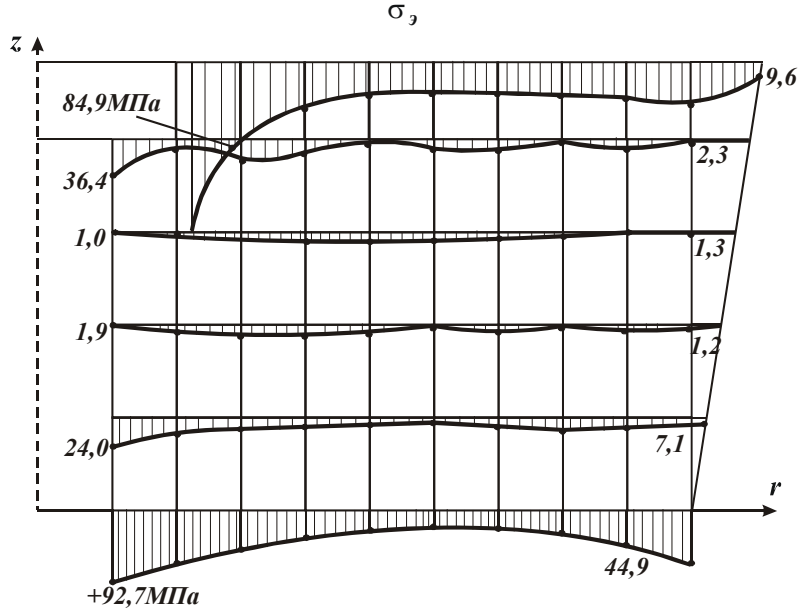


Рис.6.27. Распределение эквивалентных напряжений в меридиональном сечении держателя.

Как следует из приведенных эпюр, качественно картины распределения $\sigma_r, \sigma_\theta, \sigma_э$ аналогичны и отличаются абсолютными значениями. Анализ эпюр показывает, что конусность боковой поверхности и адгезия пластмассы накладывают определенные особенности на картину распределения: по радиусу от центра к периферии и радиальные, и тангенциальные напряжения меняют знак, кроме того, на верхней плоскости периферийная зона подвержена деформации растяжения, а центральная – деформации сжатия, на нижней поверхности наоборот – в центре растяжение, а на периферии сжатие. Причем радиальные напряжения, имеющие большие величины, меняют знак примерно в средине участка от пуансона к боковой поверхности, а тангенциальные – вблизи последней. Эквивалентные напряжения, естественно, знака не имеют и по абсолютной величине меньше радиальных и тангенциальных (в точках с максимальными значениями). Наибольших значений все напряжения достигают в центре держателя на границе соединения пластмассы с пуансоном. Резкого изменения величин или кон-

центрации напряжений в окрестности стыка арматуры с пластмассой не наблюдается.

Характерной особенностью распределения напряжений в рассматриваемом сечении является то, что наибольшие значения напряжения имеют на верхней и нижней поверхностях, а при удалении каждой из них не более чем на 0,2 толщины, они практически отсутствуют, то есть центральная по толщине зона свободна от напряжений. Такая картина распределения однозначно показывает зоны целесообразного расположения арматуры - верхняя и нижняя поверхности держателя.

Объем заливаемой пластмассы, как показали исследования, оказывает существенное влияние на напряженное состояние и несущую способность держателя. При увеличении диаметра пуансона в данном корпусе держателя уменьшается объем, занимаемый пластмассой АСТ-Т, воспринимающей усилие съема. На рис. 6.28, рис.6.29, рис.6.30 приведены графики зависимостей соответственно радиальных, тангенциальных и эквивалентных напряжений от диаметра заливаемого пуансона при различных величинах нагрузок. В качестве наиболее характерной точки в исследуемой области выбрана точка А (рис.6.23) на нижней поверхности держателя, где напряжения и перемещения достигают максимальных значений. Как следует из графиков, качественно картины зависимостей напряжений от объема пластмассы в армированных держателях аналогичны: меньшим усилиям съема соответствуют меньшие величины напряжений, уменьшающихся при увеличении диаметров заливаемых пуансонов, причем для меньших значений нагрузок интенсивность изменения напряжений уменьшается. Для постоянного усилия съема наибольшая интенсивность уменьшения напряжений во всех случаях наблюдается в интервале изменения диаметров пуансонов от 0 до 20 мм.

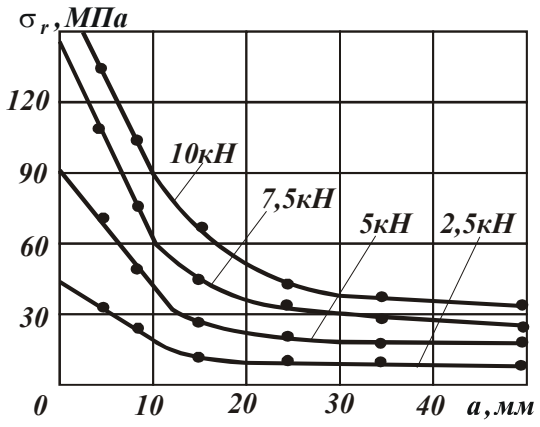


Рис.6.28. Зависимость радиальных напряжений от объема заливаемой пластмассы.

Таким образом, в целях обеспечения наиболее благоприятных условий нагружения армированных держателей, т.е. для уменьшения величин возникающих напряжений, необходимо уменьшить объем заливаемой пластмассы и стремиться, чтобы

объем заливаемых частей пуансонов занимал не менее 30% общего объема полости корпуса держателя.

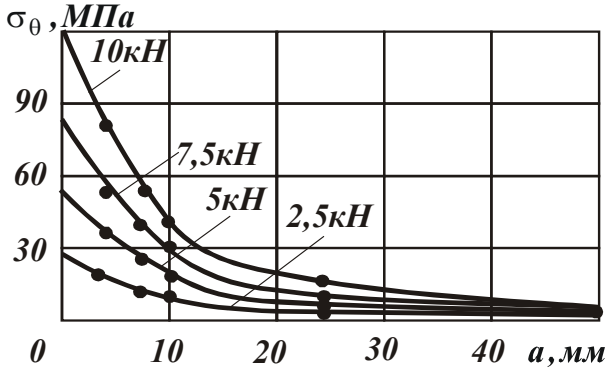


Рис.6.29. Зависимость тангенциальных напряжений от объема заливаемой пластмассы.

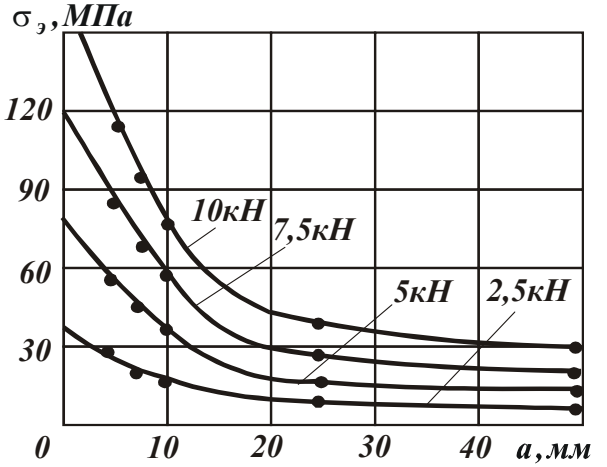


Рис.6.30. Зависимость эквивалентных напряжений от объема заливаемой пластмассы.

Из геометрических размеров держателя, представляющего собой толстую круглую пластину, наибольшее влияние на его напряженно-деформированное состояние оказывает толщина. На рис. 6.31, рис.6.32, рис.6.33 показаны графики зависимостей радиальных, тангенциальных и эквивалентных напряжений соответственно от толщины армированного держателя при различных нагрузках. Здесь также рассмотрено напряженное состояние в точке ***A*** на нижней поверхности держателя.

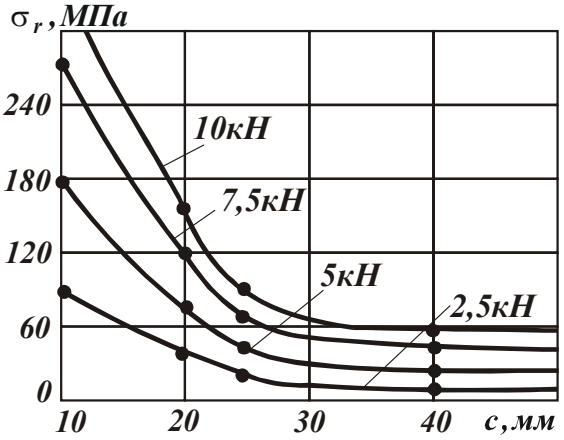


Рис.6.31. Зависимость радиальных напряжений от толщины держателя.

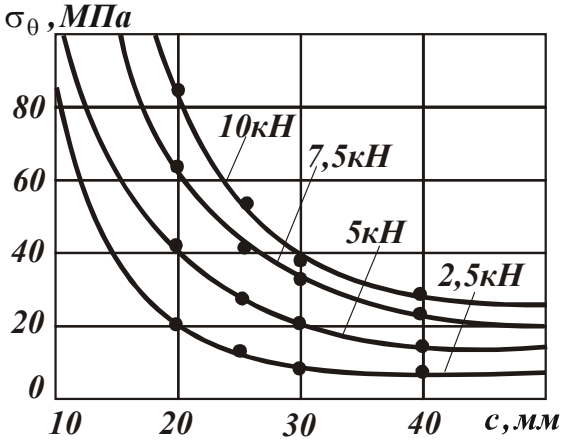


Рис.6.32. Зависимость тангенциальных напряжений от толщины держателя.

Анализ полученных графиков показывает, что характер влияния толщины аналогичен влиянию объема заливаемой пластмассы на величины и распределение напряжений в определенной точке держателя: и в первом, и во втором случаях кривые типа гиперболы имеют три характерные зоны - участок резкого снижения напряжений, уча-

сток изменения интенсивности их уменьшения и участок незначительного уменьшения.

Как видно из графиков, оптимальной является толщина армированного держателя, равная 25 мм, т.к. при дальнейшем ее увеличении уменьшение величин напряжений несущественно. Этот вывод в равной мере относится к радиальным, тангенциальным и эквивалентным напряжениям.

Что касается осевых напряжений σ_z, то необходимо отметить следующее. По всему сечению исследуемой области Ω и ее границы $\partial\Omega$, включая и характерную точку A, величины осевых напряжений значительно меньше радиальных и тангенциальных, и при подсчете эквивалентных напряжений они оказывали минимальное влияние. Наибольшее значение осевого напряжения в 5 раз меньше максимального радиального. Поэтому в данном анализе напряженного состояния основное внимание было уделено радиальным, тангенциальным и соответственно эквивалентным напряжениям.

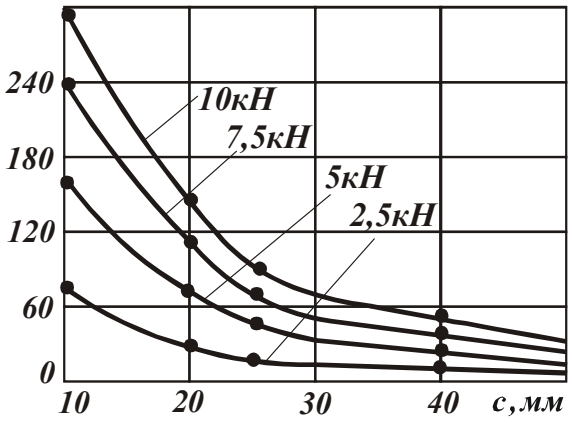


Рис.6.33. Зависимость эквивалентных напряжений от толщины держателя.

Объем заливаемой пластмассы и толщина рассматриваемого неоднородного держателя, как показали исследования, оказывает сильное влияние не только на напряженное состояние, но и на его жесткость, являющуюся не менее важной характеристикой, чем показатели прочности. Необходимо уделять особое внимание обеспечению достаточной жесткости держателей, т.к. ее недостаточная величина приводит не только к ухудшению качества и точности штампуемых деталей, но и вообще к потере работоспособности штампа.

На рис. 6.34 и рис. 6.35 показаны графики зависимостей осевых перемещений характерной точки A нижней поверхности держателя от его толщины и объема заливаемой пластмассы соответственно. Кривые, как видно из рисунков, имеют также гиперболический характер с различными постоянными параметрами. Толщина держателя наиболее сильно влияет на его жесткость в интервале до 20 мм. Поэтому для данной конструкции с точки зрения жесткости оптимальной толщиной армированного держателя является величина, равная 20-25

мм. Объем заливаемой пластмассы на жесткость держателя оказывает существенное влияние на всем исследованном интервале. Однако для оптимальной толщины абсолютные значения осевых перемещений для всех рассмотренных диаметров пуансонов невелики, поэтому критерием оптимальности объема заливаемой пластмассы следует считать прочностные параметры.

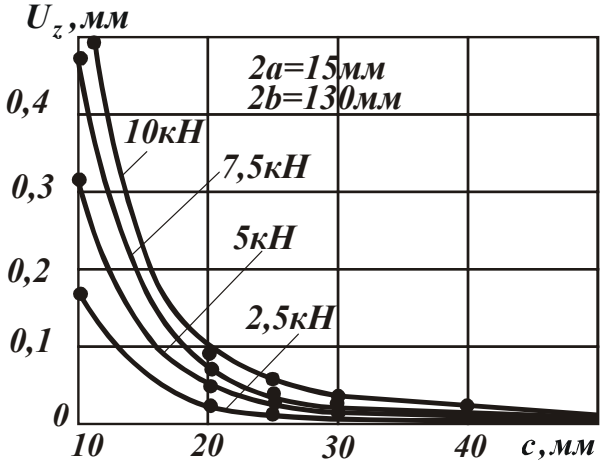


Рис.6.34. Влияние толщины держателя на его осевую жесткость.

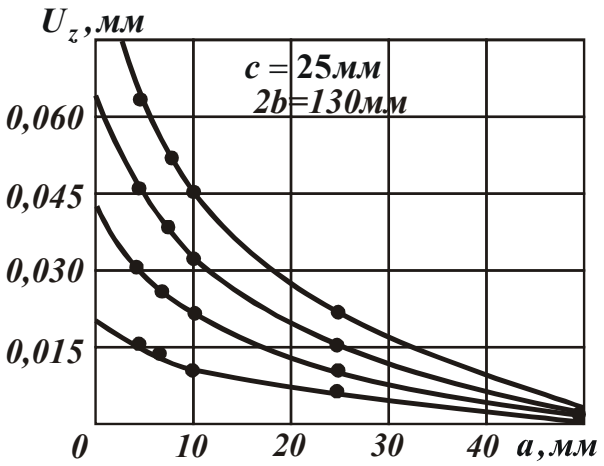


Рис.6.35. Влияние геометрических размеров пуансонов на осевую жесткость держателя.

Относительно радиальных перемещений в меридиональном сечении держателя необходимо отметить, что их величины исчисляются микронами, т.е. на порядок меньше осевых. Это обстоятельство позволяет сделать вывод о том, что при осесимметричном расположении пуансона радиальная жесткость держателя будет полностью обеспечена в случае достаточной осевой жесткости.

6.5. ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ МАТРИЦ ДЛЯ РАЗДЕЛИТЕЛЬНЫХ ОПЕРАЦИЙ

Принцип действия системы обратимых штампов основан на многократном использовании базовых, корпусных, установочно-направляющих и других постоянных элементов комплектов для штамповки деталей различных конфигураций. При этом для каждой новой детали неизбежно изготовление пуансона и матрицы соответствующей формы, т.е. срок службы основных элементов номинального состава комплекта значительно превосходит ресурс пуансонов и матриц, однако и в этом случае прочность последних должна обеспечивать не только их работоспособность, но и надежность компоновки

в целом. Кроме того, определение оптимального значения технически необходимой прочности вырубных матриц требуется для нахождения предельно возможных габаритов деталей, штампуемых в нижних державках каждого типоразмера. Одновременно предельные конструктивные размеры вырубных матриц позволяют существенно снизить расход инструментальной стали на их изготовление.

Для проведения исследования напряженно-деформированного состояния матриц для разделительных операций необходимо определить условия их закрепления и нагружения.

В конструкциях универсально-сборных штампов для разделительных операций матрица вставляется в державку по скользящей посадке, т.е. между ее наружной поверхностью и стенкой державки имеется гарантированный зазор. Фиксирующий стопорный винт никакой силовой нагрузки не несет, предохраняя матрицу от самопроизвольного поворота и поднятия вверх в процессе штамповки. Своей нижней плоскостью матрица опирается на стальную термообработанную подкладку с модулем продольной упругости примерно той же величины, что и сама матрица, конструктивно представляющая собой короткий толстостенный цилиндр.

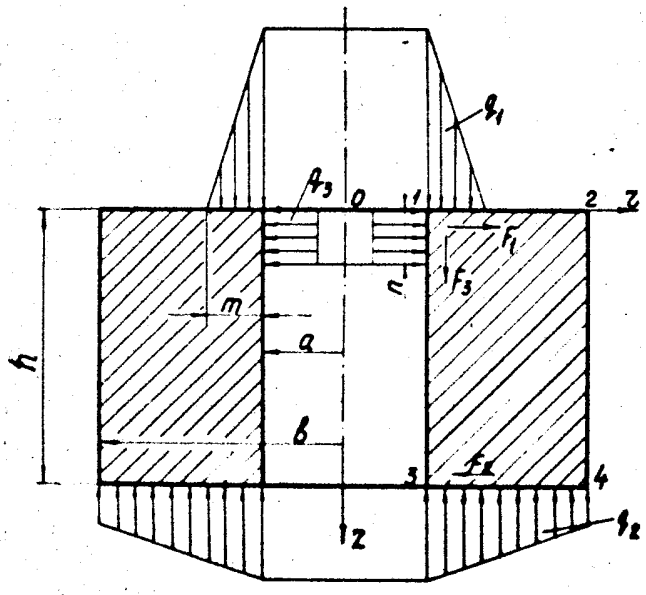


Рис.6.36. Расчетная схема вырубной матрицы.

Усилие штамповки посредством пуансона вынуждает штампуемый материал прогибаться над зеркалом матрицы, что обусловливает наличие контактной зоны шириной m, по которой распределяется усилие q_1 (рис.6.36).

Вырубаемая деталь до момента разрушения штампуемого материала, вдавливаясь в матрицу, оказывает распирающее воздействие на ее стенки. Величина внедрения металла в матрицу n до появления разрушающих трещин, как и ширина контактной зоны m, определены экспериментально [116].

Упругое основание, на которое опирается матрица, в процессе штамповки воздействует на нее в виде опорной реакции q_2, суммарная величина которой по всей площади основания должна быть равна

усилию штамповки. Течение штампуемого металла по контактной зоне, движение вырубаемой детали по цилиндрическому пояску матрицы, а также перемещение точек нижней плоскости матрицы по упругому основанию вызывают силы трения F_1, F_2, и F_3, которые пропорциональны величинам нормальных давлений. Давление вырубаемой детали q_3 на стенку матрицы считаем равномерно распределенным ввиду малости участка. Форму матрицы принимаем строго цилиндрической.

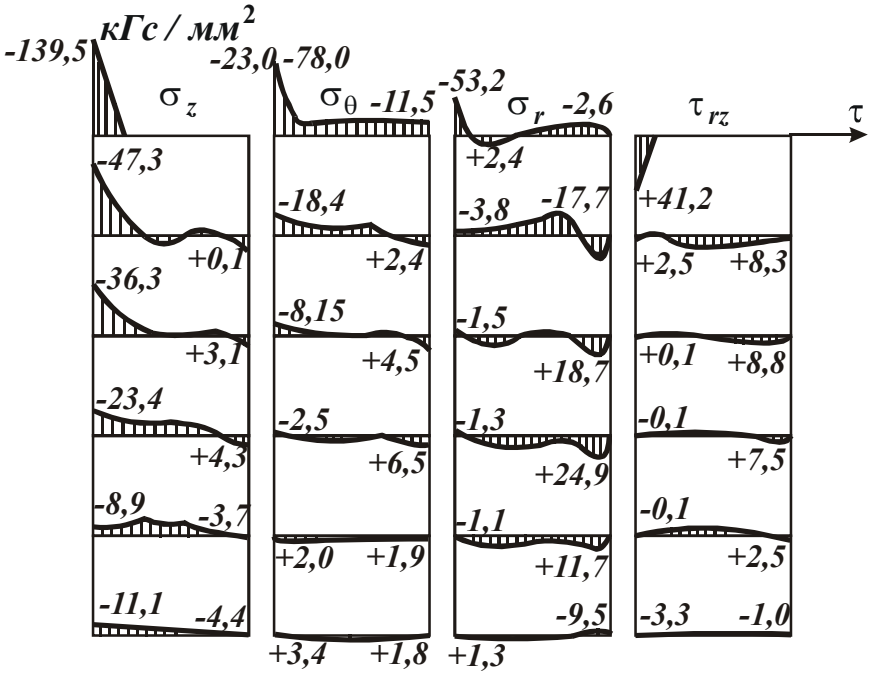


Рис.6.37. Распределение напряжений по меридиональному сечению матрицы в момент вырубки.

Исходными для определения величин удельных давлений q_1, q_2 и q_3 приняты следующие соотношения:

$$\int_a^{a+m} q_1 2\pi r dr = P - F_3; \qquad (6.97)$$

$$\int_a^b q_2 2\pi r dr = P; \qquad (6.98)$$

$$\int_0^n q_3 2\pi a dz = 0{,}35P; \qquad (6.99)$$

$$P = k\sigma_{cp.} tL, \qquad (6.100)$$

где $k = 1, 2$ – коэффициент, учитывающий затупление режущих кромок; $\sigma_{cp.}$ – сопротивление штампуемого металла срезу – принимается равным (0,8 - 0,85); t – толщина штампуемого листового металла, мм; L – параметр вырубаемого контура, мм.

Вид нагружения распределенными нагрузками q_1 и q_2 принят на основании ранее проведенных экспериментов [83].

Распирающее матрицу усилие принято равным 0,35P, а коэффициент трения в зонах действия q_1, q_2 и q_3 принят равным 0,3 [192]. Величины контактных зон определяются соотношением $m = 0{,}5t;\ n = 0{,}1t$ [116]. Выполнив интегрирование и необходимые преобразования, получаем:

$$q_1 = \frac{5{,}4\sigma_b(a + 0{,}5t)}{0{,}125\frac{t^2}{a} + 0{,}75t}(a + 0{,}5t - r); \qquad (6.101)$$

$$a \le r \le a + 0{,}5t;$$

$$q_2 = \frac{0{,}5\sigma_b ta}{6{,}5b^3 + 10a^3 - 13{,}5a^2b - 3{,}15ab^2}(54b - 12a - 41); \qquad (6.102)$$

$$a \le r \le b;$$

$$q_3 = 3{,}5\sigma_b. \qquad (6.103)$$

Принимаем, что силы трения, возникающие в местах контакта матрицы со штампуемым материалом и с другим основанием, прямо пропорциональны величинам нормальных давлений. Тогда, приняв коэффициент трения равным 0,3, можно записать:

$$F_1 = 0{,}3q_1;$$
$$F_2 = 0{,}3q_2; \qquad (6.104)$$
$$F_3 = 0{,}3q_3.$$

Без учета сил трения выражение для q_1 приобретает вид:

$$q_1' = \frac{6\sigma_b}{0{,}125\frac{t^2}{a} + 0{,}75t}(a + 0{,}5t - r); \qquad (6.105)$$

$$a \le r \le a + 0{,}5t.$$

При исследовании напряженно-деформированного состояния вырубных матриц исходными являлись следующие предположения:

- в связи с длительным сроком службы и многократным использованием вырубных матриц последние в процессе эксплуатации не должны иметь остаточных деформаций, т.е. возникающие напряжения с относительными деформациями должны быть связаны посредством модуля упругости 1-го рода;
- материал матрицы – идеально-упругий;
- в связи с малой величиной конусности отверстия матрицы или незначительным изменением внутреннего диаметра считаем, что

форма матрицы строго цилиндрическая с параллельными образующими, перпендикулярными плоскостями ее верхнего и нижнего оснований;

– скорость деформирования заготовки такова, что не вызывает в ней и в матрице колебательных процессов, т.е. постановка задачи – стационарная;
– собственным весом матрицы и инерционными силами пренебрегаем.

В соответствии с физической постановкой задачи сформулируем в области $\Omega(a \le r \le b,\ 0 \le z \le h)$, ограниченной контуром $\partial\Omega$, следующую первую основную задачу теории упругости: в области Ω задано однородное уравнение Ляме

$$(\lambda + \mu)\,\mathrm{grad}\,\mathrm{div}\,\bar{u} + \mu\Delta\bar{u} = 0 \tag{6.106}$$

и краевые условия на $\partial\Omega$

$$\begin{aligned}
&\sigma_n = q_1,\ \tau_n = F_1 \ \ на\ \ \partial\Omega_1;\\
&\sigma_n = q_2,\ \tau_n = F_2 \ \ на\ \ \partial\Omega_2;\\
&\sigma_n = q_1,\ \tau_n = F_3 \ \ на\ \ \partial\Omega_3;\\
&\sigma_n = 0,\quad \tau_n = 0 \quad на\ \ \partial\Omega_4,
\end{aligned} \tag{6.107}$$

где $\partial\Omega_1$ – часть верхнего торца матрицы в виде кольца $a \le r \le a+m,\ z = 0$; $\partial\Omega_2$ – основание матрицы в виде кольца $a \le r \le a+m,\ z = h$; $\partial\Omega_3$ – часть внутренней поверхности матрицы в виде цилиндрического пояска $r = a,\ 0 \le z \le n$; $\partial\Omega_4 = \partial\Omega \Big/ \bigcup_{i=1}^{3} \partial\Omega_i$ – совокупность участков поверхности матрицы, свободных от внешних усилий; σ_n, τ_n – нормальная и касательная составляющие внешних нагрузок; $\bar{u}$ – вектор перемещений; λ, μ – упругие постоянные Ляме.

В развернутом виде краевые условия (6.107) можно записать следующим образом:

$$\begin{aligned}
\sigma_n &= (\lambda + 2\mu)\left[\frac{\partial u}{\partial \eta}l + \frac{\partial v}{\partial \eta}k\right] + \lambda\left[\frac{\partial u}{\partial \tau}k - \frac{\partial v}{\partial \tau}l + \frac{u}{r}\right];\\
\tau_n &= \mu\left[\frac{\partial u}{\partial r}k - \frac{\partial v}{\partial \eta}l + \frac{\partial u}{\partial \tau}l + \frac{\partial v}{\partial \tau}k\right],
\end{aligned} \tag{6.108}$$

где ν, τ – внешняя нормаль и касательная к контуру; k, l – направ-

ляющие косинусы нормали.

Граничные операторы дифференцирования по направлениям нормали и касательной, входящие в (6.108), записываются в виде:

$$\frac{\partial u}{\partial \eta} = \frac{\partial u}{\partial r} l + \frac{\partial u}{\partial z} k; \quad \frac{\partial u}{\partial \tau} = -\frac{\partial u}{\partial r} k + \frac{\partial u}{\partial z} l. \tag{6.109}$$

Нахождение вектора перемещений системы (6.106), (6.107) можно заменить задачей отыскания минимума квадратичного функционала

$$I(\bar{u}) = \int_{\Omega} W(\bar{u}) d\Omega - \int_{\partial\Omega_l} \bar{t}\,\bar{u}\, d\partial\Omega_l, \tag{6.110}$$

где $W(\bar{u})$ – упругий потенциал, определяемый выражением:

$$W(\bar{u}) = \frac{1}{2}\left(\sigma_r \varepsilon_r + \sigma_z \varepsilon_z + \tau_{zr}\gamma_{rz}\right);$$

$\bar{t}$ – вектор внешних сил; $\partial\Omega_l$ – участок границы, на котором заданы внешние силы.

Минимум функционала ищется на множестве функций, удовлетворяющих краевым условиям (6.107).

При решении задачи необходимо на аналитическом уровне учесть геометрическую информацию. Для этого проанализируем область меридионального сечения исследуемой матрицы и ее границы $\partial\Omega$ с точки зрения ее аналитического описания и выделим характерные участки, с помощью которых можно описать область.

В аналитическом выражении в цилиндрических координатах уравнения элементарных участков R_i имеют вид:

$$\begin{aligned}
R_1 &= (r^2 - a^2)/2a;\\
R_2 &= (b^2 - r^2)/2b;\\
R_3 &= z(h - z)/h;\\
R_4 &= h - z;\\
R_5 &= z;\\
R_6 &= \left[r^2 - (a+m)^2\right]/2(a+m);\\
R_7 &= n - z.
\end{aligned} \tag{6.111}$$

Тогда характерные участки контура матрицы можно описать следующим образом:

$$W = \left(\left(R_1 \bigcap R_2\right) \bigcap R_3\right);$$

$$W_1 = \left(R_5 \bigcup R_6\right);$$

$$W_2 = R_7;$$
$$W_3 = (R_1 \cup \overline{R}_7); \qquad (6.112)$$
$$W_4 = (((R_2 \cap R_5) \cup \overline{R}_6) \cap (R_1 \cup R_7)).$$

Переход от логической записи области к ее записи в виде непрерывных функций осуществим с помощью R-функций. Система R-функций в цилиндрических координатах имеет вид:

$$r \wedge_0 z \equiv r + z - \sqrt{r^2 + z^2};$$
$$r \vee_0 z \equiv r + z + \sqrt{r^2 + z^2}; \qquad (6.113)$$
$$\bar{r} \equiv -r.$$

Здесь использованы R_0 - конъюнкция, R_0 - дизъюнкция и R_0 - отрицание. Система (6.113) является инвариантной относительно нормализованности до первого порядка. С помощью введенных R-функций построим нормализованные уравнения контура матрицы и ее характерных участков в виде функций $\omega_i(r, z)$ $(i = 1, 2, 3, 4)$:

$$\omega = (R_1 \wedge_0 R_2) \wedge_0 R_3 = \left(\frac{r^2 - a^2}{2a} \wedge_0 \frac{b^2 - r^2}{2b} \right) \wedge_0 \frac{z(h - z)}{h};$$

$$\omega_1 = R_5 \vee_0 R_6 = z \vee_0 \frac{r^2 - (a + m)^2}{2(a + m)};$$

$$\omega_2 = R_7 = n - z;$$

$$\omega_3 = R_1 \vee_0 \overline{R}_0 = \frac{r^2 - a^2}{2a} \vee_0 (z - n);$$

$$\omega_4 = ((R_2 \wedge_0 R_5) \vee_0 \overline{R}_6) \wedge_0 (R_1 \vee_0 R_7) = \qquad (6.114)$$

$$= \left(\left(\frac{b^2 - r^2}{2b} \wedge_0 z \right) \vee_0 \frac{(a + m)^2 - r^2}{2(a + m)} \wedge_0 \left(\frac{r^2 - a^2}{2a} \vee_0 (n - z) \right) \right).$$

Функция $\omega(r, z)$ удовлетворяет условиям:

$$\omega(r, z) > 0, \quad (r, z) \in \Omega,$$
$$\omega(r, z) = 0, \quad |\nabla \omega| = 1, \ (r, z) \in \partial\Omega. \qquad (6.115)$$

Свойства (6.115) позволяют записать соотношения:

$$l = -\frac{\partial \omega}{\partial r}, \quad k = -\frac{\partial \omega}{\partial z} \qquad (6.116)$$

и линейные дифференциальные операторы:

$$D_1 = \frac{\partial \omega}{\partial r}\frac{\partial}{\partial r} + \frac{\partial \omega}{\partial z}\frac{\partial}{\partial z};$$
$$T_1 = \frac{\partial \omega}{\partial z}\frac{\partial}{\partial z} + \frac{\partial \omega}{\partial r}\frac{\partial}{\partial r}. \qquad (6.117)$$

Операторы (6.117) на границе $\partial\Omega(\omega = 0)$ совпадают с операторами дифференцирования по направлению нормали и касательной (кроме угловых точек, где эти направления не определены), т.е.:

$$D_1 = -\frac{\partial}{\partial \eta}; \quad T_1 = -\frac{\partial}{\partial \tau}.$$

Коэффициенты операторов (6.117) зависят от функции ω и, таким образом, несут информацию о форме меридианального сечения матрицы.

Структуру решения рассматриваемой задачи строим в виде:

$$\bar{u} = \bar{u}_0 + B(\omega, \bar{\Phi}), \qquad (6.118)$$

где $\bar{u}_0$ – решение, удовлетворяющее неоднородным краевым условиям (6.107); B – оператор, удовлетворяющий соответствующим однородным краевым условиям.

Отличительным свойством формулы (6.118) является то, что она удовлетворяет краевым условиям независимо от вектора неопределенной компоненты $\bar{\Phi}$.

Неоднородный вектор $\bar{u}_0$ строится с использованием следующих соотношений:

$$g = \frac{\left(\sum_{i=1}^{4} \frac{q_i}{\omega_i}\right)}{\left(\sum_{i=1}^{4} \frac{1}{\omega_i}\right)}, \qquad f = \frac{\left(\sum_{i=1}^{4} \frac{F_i}{\omega_i}\right)}{\left(\sum_{i=1}^{4} \frac{1}{\omega_i}\right)}, \qquad (6.119)$$

позволивших правые части краевых условий (6.107) представить единым аналитическим выражением.

На основании представления (6.118), используя продолженные внутрь области значения нормальной g и касательной f составляющих внешних усилий (6.119) и краевые условия (6.108), структура решения задачи запишется в следующем виде:

$$u = \frac{1}{\lambda + 2\mu}\omega\frac{\partial \omega}{\partial r}g + \frac{1}{\mu}\omega\frac{\partial \omega}{\partial z}f + P + \omega\left(\frac{\theta_2}{\mu}\frac{\partial \omega}{\partial z} + \frac{\theta_2}{\lambda + 2\mu}\frac{\partial \omega}{\partial r}\right) + \omega^2 P_1;$$

$$v=\frac{1}{\lambda+2\mu}\omega\frac{\partial\omega}{\partial z}g-\frac{1}{\mu}\omega\frac{\partial\omega}{\partial r}f+Q+\omega\left(\frac{\theta_1}{\lambda+2\mu}\frac{\partial\omega}{\partial z}-\frac{\theta_2}{\mu}\frac{\partial\omega}{\partial r}\right)+\omega^2Q_1,\quad(6.120)$$

где $\theta_1=-(\lambda+2\mu)\left(\frac{\partial\omega}{\partial r}D_1P+\frac{\partial\omega}{\partial z}D_1Q\right)-\lambda\left(\frac{\partial\omega}{\partial r}T_1Q-\frac{\partial\omega}{\partial z}T_1P+\frac{P}{r}\right);$

$$\theta_2=-\mu\left(\frac{\partial\omega}{\partial z}D_1P+\frac{\partial\omega}{\partial z}D_1Q-\frac{\partial\omega}{\partial r}T_1P-\frac{\partial\omega}{\partial z}T_1Q\right).$$

Структура решения задачи (6.120) для компонент вектора перемещений удовлетворяет краевым условиям (6.107), что подтверждается непосредственной проверкой.

После получения вида структурных формул, обеспечивающих точное выполнение всех краевых условий, возникает задача выбора ее неопределенных компонент P,Q,P_1,Q_1. Произволом этих функций распорядимся для удовлетворения основному уравнению (6.106). С этой целью неопределенные компоненты представим в виде разложений по элементам полных систем функций:

$$\begin{gathered}P=\sum_{j=1}^{n_1}c_j^{(1)}\varphi_j^{(1)};\quad Q=\sum_{k=1}^{n_2}c_k^{(2)}\varphi_k^{(2)};\\ P_1=\sum_{q=1}^{n_3}c_q^{(3)}\varphi_q^{(3)};\quad Q_1=\sum_{p=1}^{n_4}c_p^{(4)}\varphi_p^{(4)}.\end{gathered}\qquad(6.121)$$

В качестве функций $\varphi_i^{(j)}$ $(j=1,2,3,4)$ с учетом осевой симметрии задачи возьмем все возможные комбинации полиномов Чебышева:

$$\varphi_i^{(1)}=\varphi_i^{(3)}=T_{2p+1}\left(\frac{r}{b}\right)T_s\left(\frac{2z}{h}-1\right);$$

$$\varphi_i^{(2)}=\varphi_i^{(4)}=T_{2p}\left(\frac{r}{b}\right)T_s\left(\frac{2z}{h}-1\right);$$

$$i=\frac{(p+s+1)(p+s+2)}{2}-p.$$

Выражения для неопределенных компонент (6.121) подставим в структуру решения (6.120). В результате получим систему координатных функций вида:

$$u=u_0+\sum_{i=1}^{N}c_i\Phi_i;\quad v=v_0+\sum_{i=1}^{N}c_i\psi_i;\qquad(6.122)$$

$$N = n_1 + n_2 + n_3 + n_4,$$

$$c_i = \left\{c_j^{(1)}, c_k^{(2)}, c_q^{(3)}, c_p^{(4)}\right\},$$

где $$\Phi_i = \left\{\Phi_j^{(1)}, \Phi_k^{(2)}, \Phi_q^{(3)}, \Phi_p^{(4)}\right\},$$

$$\psi_i = \left\{\psi_j^{(1)}, \psi_k^{(2)}, \psi_q^{(3)}, \psi_p^{(4)}\right\},$$

$$i = 1,..., N;\ \ j = 1,..., n_1;\ \ k = 1,..., n_2;\ \ q = 1,..., n_3;\ \ p = 1,..., n_4.$$

Выражения $u_0, v_0, \Phi_j^{(1)}, \Phi_k^{(2)}, \Phi_q^{(3)}, \Phi_p^{(4)}, \psi_j^{(1)}, \psi_k^{(2)}, \psi_q^{(3)}, \psi_p^{(4)}$ зависят от вида краевых условий и на основе структурных формул (6.120) имеют вид:

$$u_0 = \frac{1}{\lambda + 2\mu}\omega\frac{\partial\omega}{\partial r}g + \frac{1}{\mu}\omega\frac{\partial\omega}{\partial z}f;$$

$$v_0 = \frac{1}{\lambda + 2\mu}\omega\frac{\partial\omega}{\partial z}g - \frac{1}{\mu}\omega\frac{\partial\omega}{\partial r}f;$$

$$\Phi_j^{(1)} = \varphi_j^{(1)} - \omega D_1\left(\varphi_j^{(1)}\right) + 2\frac{\lambda+\mu}{\lambda+2\mu}\omega\frac{\partial\omega}{\partial r}\frac{\partial\omega}{\partial z}T_1\left(\varphi_j^{(1)}\right) - \frac{\lambda}{\lambda+2\mu}\omega\frac{\partial\omega}{\partial r}\frac{\varphi_j^{(1)}}{r};$$

$$\Phi_k^{(2)} = \omega T_1\left(\varphi_k^{(2)}\right) - 2\frac{\lambda+\mu}{\lambda+2\mu}\omega\left(\frac{\partial\omega}{\partial r}\right)^2 T_1\left(\varphi_k^{(2)}\right);$$

$$\Phi_q^{(3)} = \omega^2\varphi_q^{(3)};$$

$$\Phi_p^{(4)} = 0;$$

$$\psi_j^{(1)} = -\omega T_1\left(\varphi_j^{(1)}\right) + 2\frac{\lambda+\mu}{\lambda+2\mu}\omega\left(\frac{\partial\omega}{\partial z}\right)^2 T_1\left(\varphi_j^{(1)}\right) - \frac{\lambda}{\lambda+2\mu}\omega\frac{\partial\omega}{\partial z}\frac{\varphi_j^{(1)}}{r};$$

$$\psi_k^{(2)} = \varphi_k^{(2)} - \omega D_1\left(\psi_k^{(2)}\right) - 2\frac{\lambda+\mu}{\lambda+2\mu}\omega\frac{\partial\omega}{\partial r}\frac{\partial\omega}{\partial z}T_1\left(\psi_k^{(2)}\right);$$

$$\psi_q^{(3)} = 0;$$

$$\psi_p^{(4)} = \omega^2\varphi_p^{(4)}.$$

Коэффициенты c_i аппроксимационных разложений (6.122) находим вариационным методом. Условие минимума функционала (6.95) с помощью (6.122) приводит задачу исследования напряженно-деформированного состояния вырубных матриц к системе линейных

алгебраических уравнений вида:

$$\sum_{s=1}^{N} a_{is} c_s = b_i, \quad (i = 1,2,...,N).$$

Для коэффициентов a_{is} и b_i имеем следующие выражения:

$$a_{is} = \int_{\Omega} \left\{ \lambda \left(\frac{\partial \Phi_i}{\partial r} + \frac{\partial \psi_i}{\partial z} + \frac{\Phi_i}{r} \right) \left(\frac{\partial \Phi_s}{\partial r} + \frac{\partial \psi_s}{\partial z} + \frac{\Phi_s}{r} \right) + \right.$$

$$\left. + 2\mu \left(\frac{\partial \Phi_i}{\partial r} + \frac{\partial \Phi_s}{\partial r} + \frac{\partial \psi_i}{\partial z} \right) + \mu \left(\frac{\partial \psi_i}{\partial r} + \frac{\partial \Phi_i}{\partial z} \right) \left(\frac{\partial \psi_s}{\partial r} + \frac{\partial \Phi s}{\partial z} \right) \right\} d\Omega,$$

$$b_i = -\int_{\Omega} \{ \lambda \left(\frac{\partial u_0}{\partial r} + \frac{\partial v_0}{\partial z} + \frac{u_0}{r} \right) \left(\frac{\partial \Phi_s}{\partial r} + \frac{\partial \psi_s}{\partial z} \right) + 2\mu \left(\frac{\partial u_0}{\partial r} \frac{\partial \Phi_s}{\partial r} + \frac{\partial v_0}{\partial z} \frac{\partial \psi_s}{\partial z} \right) +$$

$$+ \mu \left(\frac{\partial v_0}{\partial r} + \frac{\partial u_0}{\partial z} \right) \left(\frac{\partial \psi_0}{\partial r} + \frac{\partial \Phi_s}{\partial z} \right) \Big\} d\Omega +$$

$$+ \int_{\partial\Omega} \left\{ q \left(-\frac{\partial \omega}{\partial r} u - \frac{\partial \omega}{\partial z} v \right) + f \left(\frac{\partial \omega}{\partial z} u - \frac{\partial \omega}{\partial r} v \right) \right\} d\partial\Omega.$$

Таким образом, совместным применением структурного и вариационного методов, исходная задача сведена к задаче линейной алгебры, поддающейся реализации на ЭВМ.

Всего было просчитано двадцать три варианта различных конструктивных и эксплуатационных параметров вырубных матриц. В качестве базового использован вариант со следующими параметрами $Q = 38{,}25$ мм; $b = 65{,}0$мм; $h = 35{,}0$мм; $t = 6{,}0$мм; $E = 2{,}1 \cdot 10^5$ МПа; $\mu = 0{,}3$ предел прочности штампуемого металла σ_b = 400 МПа.

Точность счета контролировалась изменением числа координатных функций от 6 до 36 по каждой из компонент вектора перемещений. Оптимальным числом оказалось N = 28. В этом случае погрешность вычислений не превышала 3%.

На рис.6.37 показаны эпюры распределения нормальных и касательных напряжении вдоль радиуса по меридиональному сечению матрицы при штамповке листового металла толщиной 6,0 мм с усилием вырубки, равным 576 кН.

Приведенная картина распределения напряжений показывает, что наиболее нагруженной зоной в меридиональном сечении матрицы

является область режущей кромки, где все компоненты тензора напряжений достигают максимального значения. Причем, осевые, тангенциальные и радиальные напряжения являются напряжениями сжатия, что в определенной мере объясняет работоспособность режущих кромок матриц при довольно больших величинах действующих напряжений – всестороннее сжатие позволяет без разрушения конструкции выдерживать напряжения, превышающие предел прочности материала. Как видно из приведенных эпюр, в рассматриваемом сечении максимальными являются осевые напряжения σ_z как на самой режущей кромке, так и на всей внутренней поверхности матрицы.

Характерной особенностью напряженного состояния исследуемой матрицы является следующее. Осевые напряжения по всей высоте внутренней поверхности – это напряжения сжатия; верхняя часть наружной поверхности – растяжение, а нижняя – сжатие. Тангенциальные σ_θ и радиальные σ_r напряжения в верхней части как внутренней, так и наружной поверхностей являются напряжениями сжатия, а в нижней части – напряжениями растяжения. Эти особенности распределения напряжений говорят о том, что, несмотря на наличие распирающего усилия q_2 и сил трения F_1, вырубные матрицы рассматриваемого типа в процессе штамповки листового металла в верхней своей части сжимаются, а в нижней расширяются, т.е. как бы выворачиваются вовнутрь.

На рис. 6.38 приведены графики, характеризующие влияние толщины стенки на напряженное состояние при постоянных усилиях вырубки и высоте матрицы. Здесь и далее индекс 0,1 при символах напряжений означает соответствующую величину на расстоянии 0,1 мм по оси Z от режущей кромки, а индексы: 1, 2, 3 и 4 – напряжения в обозначенных на рис. 6.36 точках.

Осевые напряжения σ_z являются максимальными не только в зоне режущей кромки, но и в других характерных точках меридионального сечения матрицы, т.к. усилие вырубки прикладывается именно в направлении оси Z, а радиальные нагрузки, распирающие матрицу в процессе вырубки, являются производными и по величине представляют собой часть вертикального. Соответственно и возникающие осевые напряжения имеют большие величины по сравнению с радиальными и тангенциальными.

При уменьшении толщины стенки все напряжения, естественно, повышаются. Однако характер и интенсивность изменения напряже-

ний на различных участках оси $\frac{a}{b}$ различны. В интервале 0,7 - 0,8 наблюдается заметное повышение интенсивности роста напряжений и при $\frac{a}{b}$= 0,8 приводит уже к значительным величинам, т.е. с точки зрения допустимых осевых напряжений толщина стенки вырубной матрицы должна быть $\frac{a}{b} \leq 0{,}75$.

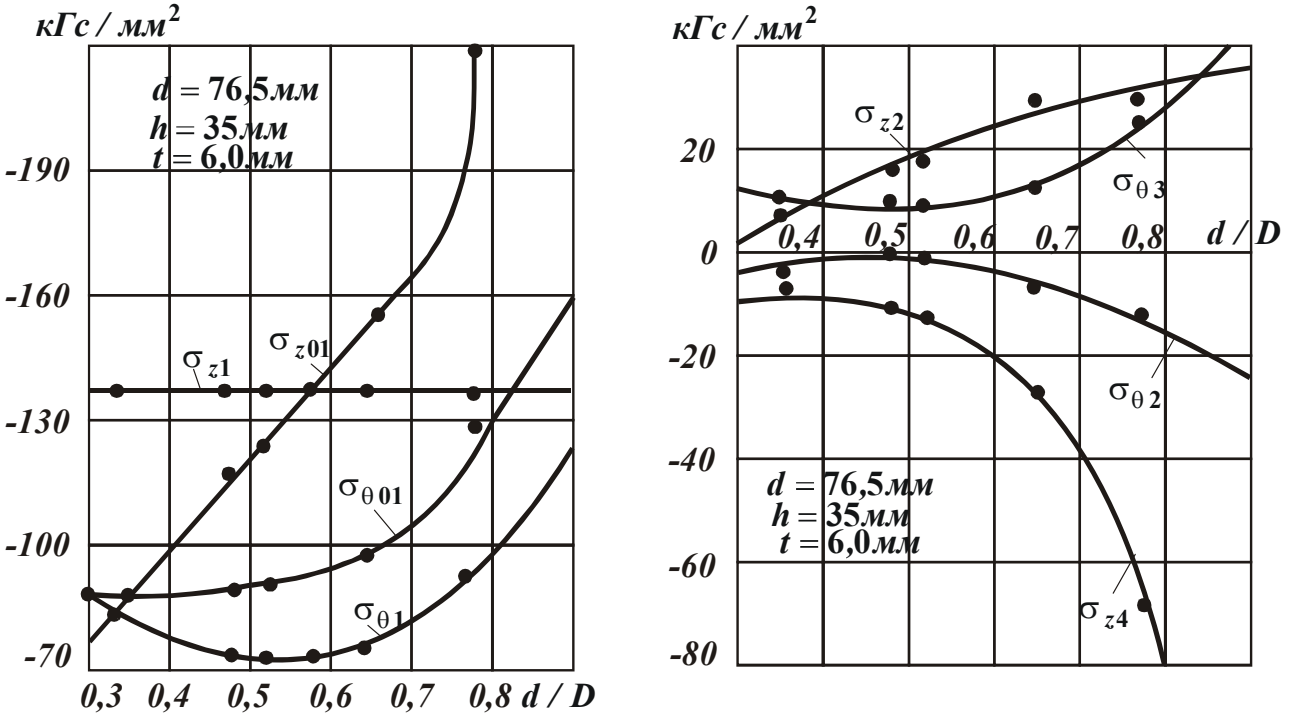


Рис. 6.38. Влияние толщины стенки на напряженное состояние матрицы.

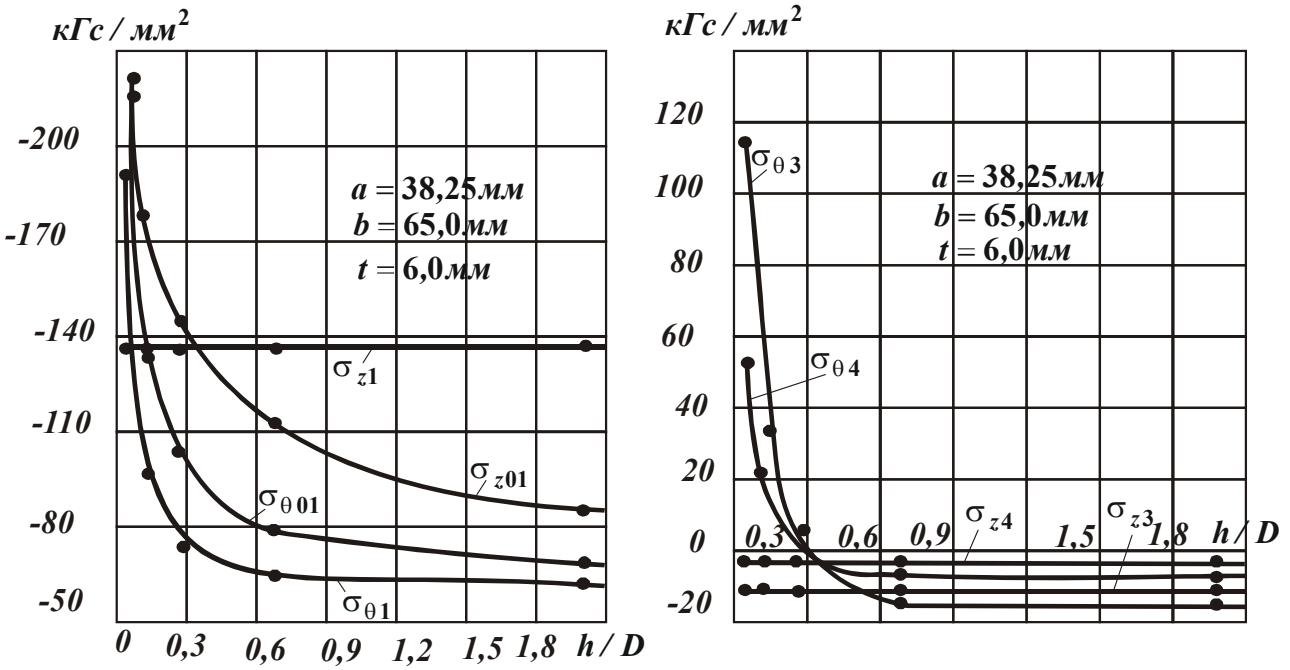


Рис. 6.39. Влияние высоты матрицы на её напряженное состояние.

Влияние высоты матрицы на ее напряженное состояние при постоянных других параметрах показано на рис.6.39. Как видно из приведенных графиков, высота матрицы на величины напряжений существенно влияет лишь в диапазоне изменения $h/2b$ от 0,1 до 0,6. Особенно интенсивное увеличение осевых и тангенциальных напряжений наблюдается в интервале 0,1 - 0,3, т.е. низкие матрицы при $h/2b < 0{,}5$ находятся в более тяжелых условиях по сравнению со средними и высокими.

Характерно, что осевые напряжения на самой режущей кромке и на вершинах основания совершенно не зависят от высоты матрицы, а определяются, в основном, толщиной и пределом прочности штампуемого материала.

Зависимость напряженного состояния матрицы от толщины штампуемого материала показана на рис. 6.40. Из рассмотрения графиков следует, что осевые и тангенциальные напряжения на удалении 0,1мм от режущей кромки увеличиваются, радиальные в этой же точке остаются постоянными, а на самой режущей кромке, как и осевые, даже несколько уменьшаются при увеличении толщины штампуемого материала. В точках 3 и 4, т.е. на вершинах основания, напряжения, за исключением тангенциальных в точке 3, возрастают при увеличении толщины листа, однако остаются меньше соответствующих напряжений в зоне режущей кромки.

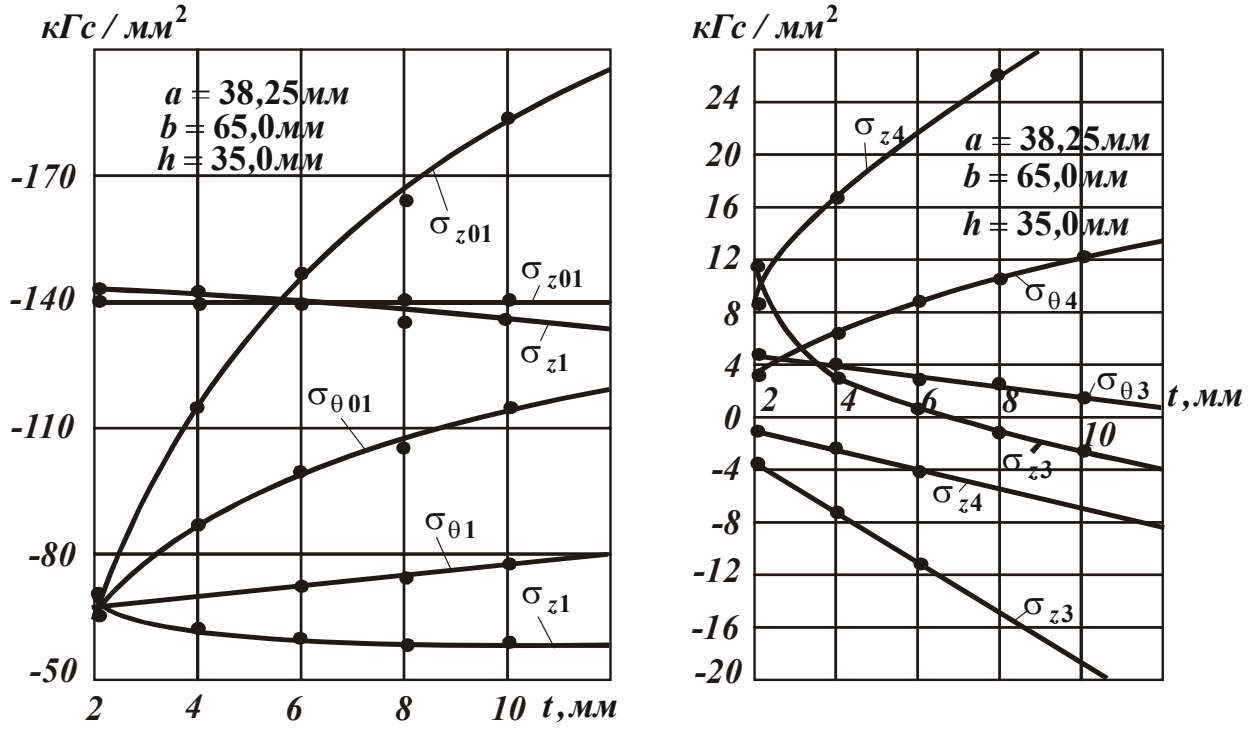


Рис. 6.40. Зависимость напряженного состояния матрицы от толщины штампуемого материала.

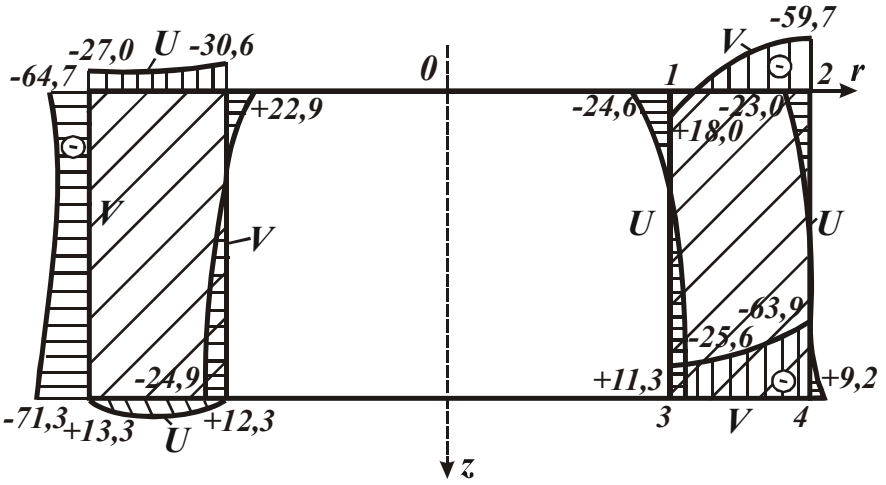


Рис. 6.41. Деформированное состояние матрицы при $a = 38{,}25$ мм, $b = 65{,}0$ мм, $h = 35{,}0$ мм, $P = 576$ кН.

Картина деформаций контура матрицы показана на рис. 6.41.

Анализ показанных эпюр позволяет заключить, что деформированное состояние матрицы находится в полном соответствии с ее напряженным состоянием. Показанные в углах цифры означают величины соответствующих перемещений и имеют размерность 10^{-3} мм.

Все проведенные и проанализированные выше расчеты производились с учетом сил трения на контактных поверхностях. При определении максимальных осевых напряжений, возникающих в зоне режущих кромок матрицы, без учета сил трения оказалось, что в этом случае расчет приводит к величинам, завышенным на 11%. Такая погрешность при определении оптимальных конструктивных размеров матриц повышает их металлоемкость. Поэтому при расчете вырубных матриц на прочность силы трения, возникающие в местах контакта матрицы с заготовкой и с сопрягаемыми поверхностями, учитывать необходимо.

Выводы:

1. Анализ существующих аналитических и численных методов исследования напряженно-деформированного состояния твердых упругодеформируемых тел показал, что для основных наиболее нагруженных элементов системы обратимых штампов наиболее приемлемым и эффективным является структурно-вариационный метод с использованием ***R***-функций.
2. По конструкциям, соотношениям геометрических размеров и условиям нагружения, базовые плиты, армированные пластмассовые держатели и вырубные матрицы относятся соответственно к классам тонких жестких пластин и трехмерных осесимметричных тел вращения.

3. Разработаны методики расчетов полей напряжений и перемещений в базовых плитах, пластмассовых держателях и вырубных матрицах, получены соответствующие структурные формулы, выбраны их неопределенные компоненты.
4. Получены картины распределения нормальных касательных, эквивалентных напряжений и вертикальных перемещений по осям симметрии и диагоналям базовых плит различных толщин и габаритов при их диагональном закреплении.
5. Установлено, что толщина базовых плит, при равных прочих условиях, оказывает решающее влияние на их напряженно-деформированное состояние; согласно полученным графическим зависимостям для соответствующих краевых условий, толщины плит рекомендуется выбирать в интервале $\mathbf{0{,}15} \le \frac{h}{B} \le \mathbf{0{,}20}$.
6. На основании исследования напряженно-деформированного состояния армированных пластмассовых держателей получены картины распределения радиальных, тангенциальных, эквивалентных напряжений и вертикальных перемещений в меридиональных сечениях при различных толщинах и объемах заливаемой пластмассы.
7. Установлено, что для уменьшения величин напряжений в армированных пуансонодержателях необходимо уменьшать объем заливаемой пластмассы и стремиться, чтобы объем заливаемых частей пуансонов занимал не менее 30% общего объема полости корпуса держателя. Этот вывод по обеспечению прочности пластмассового держателя хорошо согласуется с рекомендациями по снижению в нем линейной усадки.
8. Из анализа графиков влияния толщины пластмассового держателя на его прочность и жесткость вытекает, что оптимальной для конструкций обратимых штампов является толщина, равная 25 мм, т.к. при дальнейшем ее увеличении уменьшение величин напряжений несущественно.
9. В процессе определения влияния конструктивных размеров и эксплуатационных параметров на напряженно-деформированное состояние вырубных матриц обнаружено, что напряженное состояние матрицы в зоне режущей кромки является состоянием всестороннего сжатия, что способствует сохранению ее работоспособности при напряжениях, превышающих допускаемые.
10. Установлено, что деформированное состояние, находясь в пол-

ном соответствии с напряженным, определяет следующую картину изменения формы: в процессе вырубки, матрица в верхней части сжимается, а в нижней – расширяется, причем величины радиальных перемещений находятся в пределах допусков на скользящую посадку матрицы в державку.

11. В результате исследования определено, что толщина стенки матрицы в интервале $\frac{a}{b}$ от 0,3 до 0,7 оказывает незначительное влияние на ее напряженное состояние, а оптимальным соотношением, рекомендуемым к практическому использованию, является $\frac{a}{b}$= 0,7 - 0,75.
12. Полученные при проведении исследований напряженно-деформированных состояний элементов конструкций обратимых штампов результаты позволяют определить оптимальные конструктивные параметры, обеспечивающие при минимальной металлоемкости работоспособность и необходимую надежность системы разработанных штампов.

ГЛАВА 7

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ГНУТЫХ ПРОФИЛЕЙ СО СПЕЦИАЛЬНЫМИ СЛУЖЕБНЫМИ СВОЙСТВАМИ МЕТОДАМИ ВАЛКОВОЙ ФОРМОВКИ

7.1. ОБЩИЕ ПОЛОЖЕНИЯ

В условиях перехода к рыночной экономике и нехватки в Украине природных ресурсов и энергоносителей становится особенно острой проблема снижения энерго- и материалоемкости промышленной продукции и вывода ее по этим показателям на уровень, достигнутый в ведущих промышленно развитых странах. Одним из приоритетных направлений решения этой задачи является совершенствование существующих и создание новых технологических процессов валковой формовки – наиболее производительного и экономичного метода изготовления профилей из листового металла, используемых во многих типах металлоконструкций. Широкие технологические возможности валковой формовки позволяют изготовлять профили практически любой длины, ширины и с самой сложной формой поперечного сечения, являющиеся готовыми к применению деталями и изделиями, не требующими дальнейшей механической обработки.

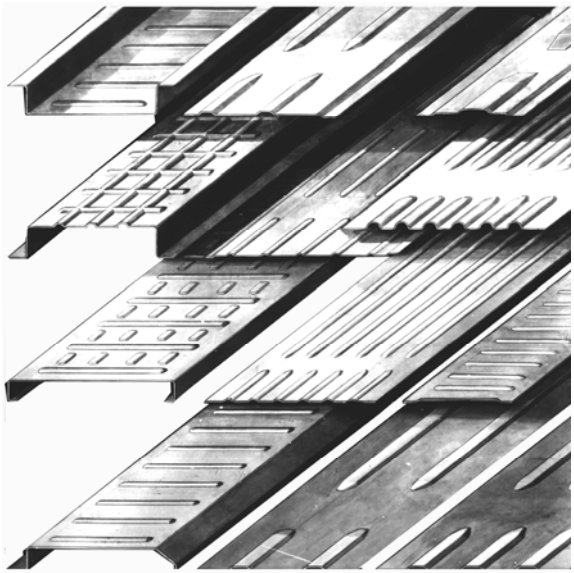


Рис. 7.1. Виды листовых и тонкостенных профилей высокой жесткости с периодически повторяющимися гофрами, а также профилей с элементами противоскольжения.

Новым, прогрессивным и наиболее экономичным видом гнутых профилей являются профили со специальными служебными свойствами, например, профили высокой жесткости, представляющие собой листовые или профильные изделия, на плоских, наиболее нагруженных участках которых выполнены прерывистые гофры различной конфигурации и расположения, повышающие жесткость всей детали в целом (рис.7.1), гнутые профили с отдельными элементами, упрочненными продольными рифлениями, а

также профили с поверхностями противоскольжения, выполненными в виде небольших прерывистых гофров, либо просечно-вытяжных элементов.

Таким образом, новый вид металлопродукции совмещает высокую несущую способность, жесткость, прочность и одновременно небольшой вес, присущие гофрированным изделиям, с наличием плоских, недеформированных участков по периметру профилей, благодаря которым, без выполнения дополнительных операций, значительно упрощаются процессы сборки и стыковки готовых изделий, повышается ремонтоспособность техники. Появляется возможность использовать профили в качестве готовых деталей с максимальным применением процессов автоматической сварки.

Основные потребители подобной продукции – различные отрасли машиностроения, где профили используются в качестве обшивок, настилов и других каркасных, т. е. наиболее габаритных элементов конструкций, и строительная промышленность. В строительстве они используются в качестве настилов кровли, стеновых панелей, подвесных потолков, несущих элементов ферм, ограждений, оконных и дверных блоков. Область применения гнутых профилей со специальными служебными свойствами постоянно расширяется. Например, при строительстве промышленных зданий и сооружений в массовых количествах профили могут использоваться в качестве металлических лестничных маршей, переходных и осмотровых площадок, разнообразных настилов, в том числе тяжело нагруженных полов.

До недавнего времени подобные профили изготавливались только штамповкой на прессах. Однако этот технологический процесс наряду с положительными качествами имеет и существенные недостатки: ограниченные возможности по габаритам выпускаемых изделий, низкая производительность и высокая стоимость изготовления технологической оснастки (штампов).

В настоящее время ступени лестниц и настилы переходных и осмотровых площадок изготовляют сварными, с использованием рифленой листовой стали толщиной 3 – 4 мм. Такие конструкции имеют два существенных недостатка: а) они очень металлоемки; б) высота рифтов на горячекатаных листах – 1 мм – с эксплуатационной точки зрения явно недостаточна из-за быстрого их истирания. Для установки на открытом воздухе или в помещениях, требующих усиленной вентиляции во избежание скопления взрывоопасных газов и пыли, применяются также сварные ступени и настилы из просечно-

растяжных сеток, изготовляемых малопроизводительным способом – с применением специальных прессов и растяжных машин, или чрезмерно энергоемкие решетчатые настилы типа ВИСП конструкции Института электросварки им. Е.О. Патона. Для полов промышленных зданий применяются металлические литые или штампованные плитки. Монтаж таких полов является очень трудоемким.

В последние годы как в нашей стране, так и за рубежом появились публикации, посвященные разработке новых типов специальных гнутых профилей с вытяжными, просечными и просечно-вытяжными элементами, обеспечивающими эффект противоскольжения или выполняющими другие функции. Однако выпуск таких профилей ограничен из-за недостатков способов их производства: штамповка на универсальных прессах (основной способ) дорога и малопроизводительна, специализированные поточные линии с использованием прессов-автоматов требуют значительных начальных капиталовложений, не обеспечивая при этом достаточной гибкости технологии.

Стремление удешевить технологию привело к созданию просечных валковых устройств. Однако в основном такие устройства, предназначены для работы с тонкой лентой – до 0,2 мм. Это связано с определенными технологическими трудностями. Одна из них – коробление готовых изделий под действием остаточных напряжений, возникающих при формовке просечек. Другая проблема состоит в том, что при наличии на валковом инструменте поперечных режущих кромок практически невозможно избежать задиров при толщине металла более 0,2 мм. Варьирование скоростного режима, использование натяжения полосы перед рабочими валками или за ними не позволяет снять эту проблему полностью и разработать стабильный технологический процесс.

Применение новых профилей с просечно-вытяжными элементами (ПВЭ) взамен традиционно применяемых сварных конструкций ступеней, настилов переходных, осмотровых и других площадок, литых и штампованных плиток полов промышленных зданий, по данным организаций-потребителей, обеспечит уменьшение расхода металла на 20-30% и трудовых затрат – на 20-40%, а применение новых просечных профилей для настилов строительных лесов позволит многократно их использовать и избежать применения дефицитной в Украине древесины.

Таким образом, исследования, связанные с разработкой технологии производства новых типов экономичных гнутых профилей со

специальными служебными свойствами, включая профили высокой жесткости с периодически повторяющимися гофрами, усиленные продольными рифлениями и просечные гнутые профили, актуальны и имеют большое технико - экономическое значение.

7.2. ОБЛАСТИ ПРИМЕНЕНИЯ И КЛАССИФИКАЦИЯ СПЕЦИАЛЬНЫХ ТИПОВ ГНУТЫХ ПРОФИЛЕЙ

Гнутые профили проката со специальными свойствами можно разделить на следующие виды: листовые гофрированные, сортовые. Плоские элементы сортовых профилей могут быть усилены периодически повторяющимися гофрами жесткости, продольными рифлениями, элементами противоскольжения, выполненными в виде невысоких гофров либо просечных элементов.

Листовые профили высокой жесткости благодаря своей конструктивной готовности и экономичности находят широкое применение во многих металлообрабатывающих отраслях промышленности, особенно в тяжелом, транспортном машиностроении, автомобилестроении, сельскохозяйственном машиностроении и строительстве.

В конструкциях грузовых вагонов профили высокой жесткости используются в качестве боковых и торцевых обшивок, крышек люков, дверей, обшивок крыш цельнометаллических вагонов. Профили могут изготовляться из сталей различных марок, однако в последнее время наметилась тенденция к использованию в вагоностроении профилей из низколегированных сталей, что наряду с экономией металла и трудозатрат увеличивает срок службы вагонов в 1,5–2 раза.

Благодаря очевидным преимуществам применения профилей высокой жесткости в вагоностроении – снижению металлоемкости вагонов и повышению коэффициента использования тары при эксплуатации, облегчении трудоемкости при сборке, удобству в эксплуатации, а также улучшению эстетического вида выпускаемой продукции, листовые профили с прерывистыми гофрами помимо вагонов, эксплуатирующихся в странах СНГ, находят широкое применение в конструкциях железнодорожных вагонов таких промышленно развитых стран как США, Япония, Франция, Канада.

С большой эффективностью листовые профили высокой жесткости могут использоваться в тепловозо- и электровозостроении, в конструкциях трамвайных вагонов и вагонов метро для обшивок стен, дверей и других узлов.

Применение новых типов профилей высокой жесткости особенно важно для предприятий угольной промышленности, как одной из наиболее металлоемких отраслей хозяйства, которой свойственны значительные потери металла вследствие его коррозионного разрушения и значительных динамических нагрузок, действующих на подвижный состав подземного транспорта и во многом определяющих срок его службы. Проведенный анализ показал, что наиболее экономично применение профилей высокой жесткости из коррозионностойкой стали 10ХНДП при изготовлении шахтных вагонеток, работающих в агрессивных средах. Применение указанных профилей из такой стали в конструкциях шахтных вагонеток различной грузоподъемности, выпускаемых Дружковским машиностроительным заводом, позволяет увеличить срок службы вагонеток на 15%.

Крупным потребителем профилей высокой жесткости является автомобилестроение, где применение новых видов металлопродукции, по своей конструктивной готовности приближающейся к готовым изделиям и обеспечивающей снижение их металлоемкости, имеет первостепенное значение для сокращения коэффициента расхода металла. Из опыта ряда зарубежных фирм следует, что применение профилей с периодически повторяющимися гофрами в качестве различных обшивок в автомобилестроении позволяет снизить массу изделия до 30%, увеличив при этом жесткость конструкции, а снижение массы транспортного средства на 100 кг дает экономию 0,5-1,0 л бензина на 100 км пробега.

Листовые профили высокой жесткости с продольными и поперечными гофрами могут быть применены в конструкциях всех типов грузовых автомобилей, автоприцепов, рефрижераторов, автобусов, троллейбусов и других машин специального назначения, позволяя при этом снизить расход металла при сохранении необходимых прочностных характеристик, придавая изделиям современную форму и снижая трудоемкость их изготовления.

Современное машиностроение для удовлетворения нужд сельского хозяйства выпускает широкую номенклатуру машин, предназначенных для выполнения разнообразных работ. Сельскохозяйственное оборудование работает круглосуточно, в меняющихся климатических условиях, по бездорожью, в тяжелых условиях эксплуатации и поэтому к нему особо предъявляются требования по повышению жесткости, износостойкости, надежности в работе. Применение профилей высокой жесткости позволяет удовлетворить эти тре-

бования, уменьшив при этом вес выпускаемых изделий, улучшив технологию и сократив время сборки. Профили такого типа применяют в конструкциях тракторных прицепов, самоходных шасси, комбайнов различных марок, кормораздатчиков, сеялок и других сельскохозяйственных машин. Возможно использование подобных профилей в качестве оборудования обустройства элеваторов, различных обшивок для силосо- и зернохранилищ, в конструкциях навесов, ангаров и других сооружений для сельского хозяйства.

Широкие возможности эффективного использования профилей высокой жесткости с периодически повторяющимися гофрами имеются в судостроении. Уменьшение веса судовых корпусов удешевляет постройку судов, позволяет увеличить их грузоподъемность и уменьшить мощность двигателей при обеспечении той же скорости судна.

При проектировании судовых перекрытий приходится исходить из условий не только прочности, но и жесткости элементов корпуса. Для повышения жесткости листов обшивки, настила палуб и полотен переборок к ним приваривают ребра жесткости, используя для этого сортовые профили типа уголков или швеллеров. Благодаря применению обшивок с периодическими гофрами жесткости уменьшается объем сварки и вероятность прожога тонких листов. При одной и той же приведенной толщине обшивки из профилей высокой жесткости имеют большую жесткость, что позволяет дополнительно уменьшать вес конструкции.

Для увеличения устойчивости судна при перевозке сыпучих материалов применяют временные переборки, препятствующие пересыпанию грузов при бортовой качке. Переборки изготавливают из профилей с периодическими гофрами, так как они имеют небольшой вес при достаточной жесткости. Кроме того, монтаж таких переборок можно производить вручную.

Перед производителями экономичных видов металлопродукции постоянно стоят задачи рационализации и облегчения выпускаемого сортамента профилей. Одним из путей решения этих задач является снижение металлоемкости листового или профильного проката за счет его деформационного упрочнения путем формовки в валках, имеющих выступы и сопрягающиеся с ними впадины, невысоких гофров (рифлений), продольно или поперечно расположенных на полосе [187]. Основные технические решения, позволяющие облегчить прокат за счет деформационного упрочнения его элементов преду-

сматривают формовку открытых (распространяющихся на всю длину или ширину листа) продольных или поперечных гофров высотой до двух толщин исходного материала, на листовой заготовке толщиной до 2,0 – 2,5 мм [185].

Дальнейшее развитие идеи повышения прочностных свойств тонколистового проката и тонкостенных профилей при одновременном снижении их металлоемкости и создании дополнительных возможностей, обеспечивающих уменьшение трудоемкости сборки металлоконструкций и получение специальных свойств при работе конструкций в нагруженном состоянии, нашли в создании сортамента профилей, имеющих нанесенные на центральные участки листовой заготовки, либо на плоские боковые элементы тонкостенных профилей прерывисто расположенные продольные или поперечные гофры жесткости [244].

Типичным в этом отношении представляется усовершенствованный строительный элемент, который представляет собой С-образный профиль, отдельные участки которого усилены различными типами гофров и рифлений (рис. 7.2). Данный профиль предназначен для использования в конструкциях легко демонтируемых секционных перекрытий. При сборке он может быть установлен горизонтально, вертикально или наклонно в зависимости от требований конструкции, в которой используется. В оптимальном рабочем положении (рис. 7.2) вертикальные поперечные гофры работают на сжатие, горизонтальные поперечные гофры – на растяжение или сжатие, а продольные рифления – на сжатие. Такое сочетание усиливающих элементов придает профилю максимальную жесткость, благодаря чему появляется возможность выдерживать большую нагрузку.

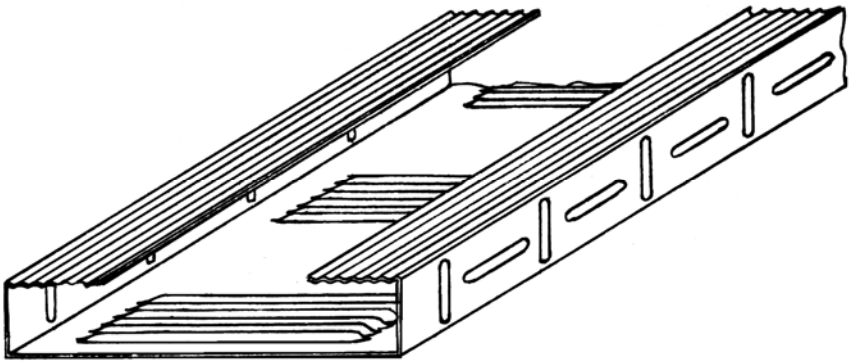


Рис. 7.2. С-образный профиль, элементы которого усилены различными типами гофров и рифлений.

В конструкциях современных промышленных зданий и сооружений значительную долю составляют настилы полов, площадок обслуживания, различных переходов, лестничные ступени и другие элементы, которые должны удовлетворять одному общему требова-

нию – обеспечивать эффект противоскольжения. По условиям эксплуатации их можно разделить на две группы: 1) смонтированные внутри помещений (≈ 40% объема); 2) находящиеся под открытым небом (60%).

При монтаже конструкций первой группы традиционно используется рифленая горячекатаная сталь толщиной 2,5 – 4 мм. Три четверти всего объема ее производства приходится на 4-мм листы, так как прокатка рифленого металла меньшей толщины связана с технологическими трудностями. Наиболее распространенные разновидности рифленой стали имеют рифления высотой не более 1 мм. В условиях интенсивной эксплуатации они быстро истираются, что приводит к утрате служебных свойств поверхности и возникновению опасности травматизма. Кроме того, в конструкциях с широким применением рифленых листов не обеспечивается достаточный воздухообмен. На некоторых производствах это может привести к скоплению взрывоопасных газов или пыли.

В последние годы разработаны и внедряются в производство гнутые профили проката с вытяжными поверхностями противоскольжения, имеющие большую, по сравнению с горячекатаными листами, высоту рифлений (до 5 мм), более легкие и достаточно технологичные. Технология производства этих профилей описана в работе [133]. Однако все освоенные профили имеют существенный недостаток: несимметричность вытяжных элементов относительно плоскости полосы приводит к значительному короблению.

К пешеходным настилам, находящимся под открытым небом, предъявляются дополнительные требования: на их поверхности не должны скапливаться загрязнения и вода, которая в холодное время года замерзает, что резко снижает их служебные свойства. Для таких настилов также часто применяется, как наиболее распространенный и доступный материал, рифленая горячекатаная сталь, хотя она, совершенно очевидно, не соответствует указанным требованиям.

Для установки под открытым небом предназначены следующие типы настилов: 1) решетчатые; 2) просечно-растяжные; 3) просечные; 4) просечно-вытяжные.

Просечные настилы [182] могут иметь самую разнообразную форму просечных элементов и поперечного сечения (рис. 7.3). Они могут с высокой эффективностью использоваться как под открытым небом, так и в помещениях с повышенной температурой и взрывоопасностью, где необходима хорошая вентиляция, или соответство-

вать другим специфическим требованиям.

Просечные элементы формуются путем высекания по незамкнутому контуру и отгибки. Иногда вместо отгибки или в сочетании с нею применяют локальную вытяжку. Такие профили называются просечно-вытяжными.

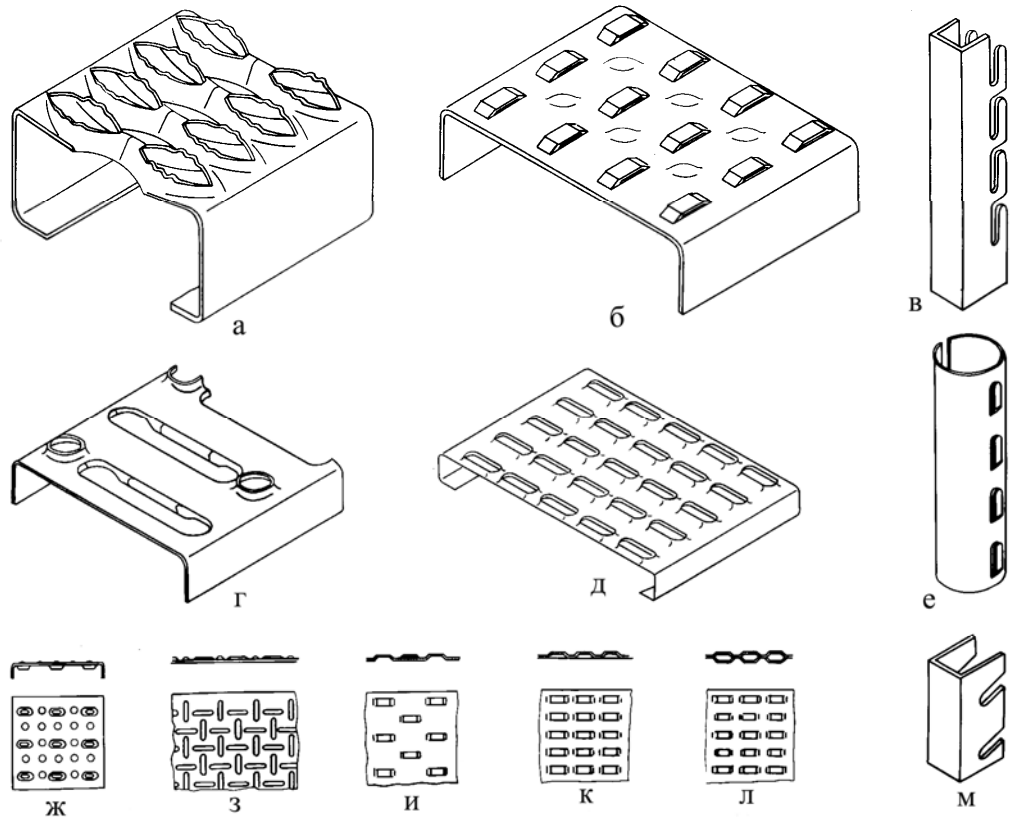


Рис. 7.3. Сортамент просечных гнутых профилей: а – для настилов переходных площадок; б, г – для настилов площадок обслуживания; в, е, м – для стоек; д – для настилов полов; ж-л – специальные профили.

Просечные профили, в том числе и просечно-вытяжные, могут изготовляться просечкой без удаления металла (рис. 7.3, а, б, е) и просечкой (пробивкой) с удалением части металла (рис.7.3, в, г, к). Изготовление просечных профилей с отходом или без него является их основным классификационным признаком. Кроме того, такие профили классифицируют по назначению: настилы полов (рис. 7.3, д), площадок обслуживания (рис. 7.3, б, г), переходных площадок (рис. 7.3, а), лестничные ступени (рис. 7.3, б, д), стойки (рис. 7.3, в, е, к), специальные профили другого назначения (рис.7.3, ж-и).

Среди этих профилей, объединенных сходством технологии производства, в рамках данной работы представляют интерес все виды пешеходных настилов, лестничных ступеней и другие профили с периодически повторяющимися просечно-вытяжными элементами

(ПВЭ).

Основные требования, предъявляемые к полам промышленных зданий, – высокая износостойкость, отсутствие коробления (неплоскостности) и прочность. Высокая прочность настилов полов из просечных профилей позволяет использовать их в большинстве цехов заводов легкого и среднего машиностроения. Просечные профили имеют значительно меньшую металлоемкость, чем литые чугунные плитки, обычно применяемые в тех же целях, и не уступают им по эксплуатационным свойствам. Экономический эффект от замены литых плиток просечно-вытяжными профилями может быть различным в зависимости от способа их производства – штамповкой либо валковой формовкой и во втором случае является максимальным благодаря большей производительности процесса и возможности получения крупных секций профиля, что снижает трудоемкость монтажа полов.

Просечные профили, применяемые для настилов переходных площадок, должны иметь достаточную жесткость, что может быть достигнуто, например, приданием настилу П-образной формы поперечного сечения (рис. 7.3, а). Такой настил благодаря большому количеству просечек волнообразной формы обеспечивает хороший воздухообмен в помещениях с повышенной температурой и взрывоопасностью и может применяться для переходов вне помещений, так как обеспечивает сток атмосферных осадков. Профиль настила для площадок обслуживания в помещениях с повышенным воздухообменом (рис.7.3, г) производится просечкой с удалением части металла. Такие профили широко применяются в конструкциях энергетических установок. В закрытых помещениях, не требующих повышенного воздухообмена, применяются настилы без крупных отверстий, обеспечивающие только нормальные условия передвижения по ним (рис. 7.3, б, ж-и).

Просечные профили, которые могут быть использованы для лестничных ступеней (рис.7.3, б, д) либо специально предназначены для этой цели, должны иметь повышенную прочность, обеспечивать нормальные условия передвижения и, кроме того, в зависимости от условий эксплуатации, обеспечивать повышенный воздухообмен или сток осадков.

Область применения просечных профилей не ограничивается пешеходными настилами и лестницами. Существует большая группа профилей специального назначения: различные просечные фильтры, сита, экраны, электроды, "палеты" для сушильных рамок кирпичных

заводов, стойки для виноградников и прочие изделия.

Из обзора научно-технической и патентной литературы следует, что гнутые профили со специальными служебными свойствами являются перспективным видом металлопродукции. Область их применения может быть значительно расширена, так как во многих случаях замена ими традиционных материалов и изделий при строительстве промышленных зданий и сооружений, в судо- и вагоностроении, других отраслях промышленности обеспечивает улучшение эксплуатационных качеств конструкций, их надежность и безопасность.

Однако, сопоставительный анализ возможных способов получения гнутых профилей со специальными служебными свойствами, в том числе формовкой на крупногабаритных прессах, штамповкой взрывом, приваркой к гладкому листу сортовых профилей, изготовлением на специализированных поточных линиях с использованием прессов-автоматов - показал, что все они отличаются существенными ограничениями по основным технологическим параметрам – имеют недостаточную производительность, ограниченные возможности по габаритам выпускаемых изделий, не имеют достаточной гибкости. и т.д., а наиболее производительным и экономически выгодным способом изготовления данной продукции является валковая формовка профилей с периодически повторяющимися гофрами, упрочняющими рифлениями либо элементами противоскольжения на высокопроизводительных специализированных агрегатах.

Основными преимуществами такого способа производства профилей являются: возможность получения гофров (рифлений, элементов противоскольжения) любой формы; точность выполнения профилей и высокое качество поверхности; высокая стойкость рабочих валков; высокая производительность и технико-экономические показатели производства; обеспечение устойчивости технологии производства с применением автоматизации и механизации; возможность изготовления крупногабаритных профилей практически любой длины.

Расширение объемов внедрения новых профилей возможно лишь при освоении их производства высокопроизводительным методом валковой формовки на профилегибочных агрегатах. Для этого необходимо: разработать рациональный сортамент профилей, промышленную технологию производства различных типов профилей со специальными служебными свойствами; провести теоретические исследования параметров процессов формовки и на основании их результатов разработать методику, позволяющую определять техниче-

ские характеристики профилегибочного оборудования, необходимого для производства того или иного типа профилей.

7.3. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССОВ ВАЛКОВОЙ ФОРМОВКИ ПРОФИЛЕЙ С ЭЛЕМЕНТАМИ ЖЕСТКОСТИ (ПРОТИВОСКОЛЬЖЕНИЯ)

7.3.1. НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ НА УЧАСТКЕ ЭЛЕМЕНТА ЖЕСТКОСТИ (ПРОТИВОСКОЛЬЖЕНИЯ)

Общим отличительным признаком гнутых профилей со специальными служебными свойствами является наличие на плоских участках, стенках либо полках профилей специальных элементов. Они выполнены в виде гофров, рифлений, которые увеличивают прочность проката, выполняют функцию элементов противоскольжения либо обеспечивают иные специальные свойства. При этом форма поперечного сечения таких гофров может быть самой разнообразной: полукруглой, треугольной, трапециевидной и т.д. Однако в существующем сортаменте профилей со специальными служебными свойствами наибольшую часть составляют профили с элементами жесткости или противоскольжения с полукруглой формой поперечного сечения, так как условия формообразования в этом случае наиболее благоприятны. Поэтому в данной работе приведены результаты исследования напряженно-деформированного состояния металла при формовке именно полукруглых гофров.

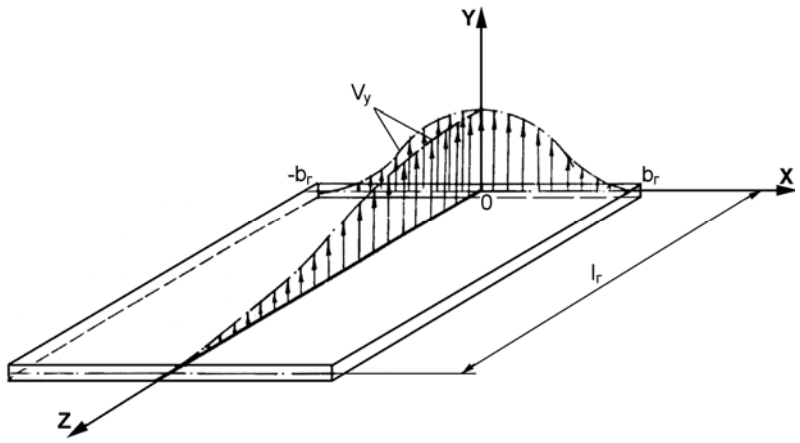


Рис.7.4. Поле скоростей перемещений в очаге деформации.

Рассмотрим формовку продольного гофра. Схема очага деформации, возникающего при формообразования, приведена на рис.7.4.

Кинематический анализ и экспериментальные исследования процесса формообразования гофров данного типа показали, что очаг деформации достаточно близко описывается уравнением поверхности, образованной двумя взаимно пересекающимися косинусоидами:

$$F(xyz)=\frac{H}{4}\left(1+\cos\frac{\pi z}{l_г}\right)\left(1+\cos\frac{\pi x}{b_г}\right), \qquad (7.1)$$

где H – высота формуемого гофра; $l_г$ – длина очага деформации в зоне формовки гофра; $b_г$ – половина ширины очага деформации.

Проведенные экспериментальные исследования показали, что гофры на плоской заготовке формируются в основном в результате местной деформации металла на участке его формовки [186].

Перемещение материальных точек, находящихся на плоских близлежащих участках заготовки, в зону очага деформации отсутствует.

Считаем, что формоизменение в очаге деформации происходит за счет сдвига соответствующих объемов металла. При этом, в соответствии с гипотезой плоских сечений, совокупность материальных точек, расположенных в плоскости произвольного поперечного сечения очага деформации, в процессе формоизменения остается в этой же плоскости

Перемещения материальных точек в направлении оси x отсутствуют. Предполагая, что формовка гофра происходит за единицу времени, поле скоростей перемещений может быть описано уравнениями:

$$v_x=0; \qquad v_z=0; \qquad v_y=\frac{H}{4}\left(1+\cos\frac{\pi z}{l_г}\right)\left(1+\cos\frac{\pi x}{b_г}\right)k, \qquad (7.2)$$

где k – коэффициент согласования размерности, учитывающий принятое допущение о формообразовании гофра за единицу времени, $\frac{\text{м/с}}{\text{м}}$.

Поле скоростей перемещений, описывающее очаг деформации в соответствии с формулой (7.2), приведено на рис. 7.4.

Используя известные уравнения связи между скоростями деформаций и скоростями перемещений с учетом (7.2) получим составляющие скоростей деформаций: $\varepsilon_{xx}=\varepsilon_{yy}=\varepsilon_{zz}=\varepsilon_{zx}=0$

$$\varepsilon_{xy}=-\frac{H\pi}{4b_г}\left(1+\cos\frac{\pi z}{l_г}\right)\sin\frac{\pi x}{b_г}; \quad \varepsilon_{yz}=-\frac{H\pi}{4l_г}\left(1+\cos\frac{\pi x}{b_г}\right)\sin\frac{\pi z}{l_г}. \qquad (7.3)$$

Интенсивность скоростей деформаций для рассматриваемого случая равна:

$$\varepsilon_i = \frac{\sqrt{3}}{12} H\pi \sqrt{\frac{(1+\cos\frac{\pi z}{l_г})^2 \sin^2\frac{\pi x}{b_г}}{b_г^2} + \frac{(1+\cos\frac{\pi x}{b_г})^2 \sin^2\frac{\pi z}{l_г}}{l_г^2}}. \qquad (7.4)$$

С учетом известных соотношений между скоростями деформаций и деформациями в случае простого нагружения, когда формоизменение происходит за единицу времени, составляющие деформаций численно равны составляющим скоростей деформаций:

$$e_{xx} = \varepsilon_{xx} = 0; \quad e_{yy} = \varepsilon_{yy} = 0; \; e_{zz} = \varepsilon_{zz} = 0; \; e_{xz} = \varepsilon_{xz} = 0;$$

$$e_{xy} = -\frac{H\pi}{4b_г}\left(1+\cos\frac{\pi z}{l_г}\right)\sin\frac{\pi x}{b_г}; \; e_{yz} = -\frac{H\pi}{4l_г}\left(1+\cos\frac{\pi x}{b_г}\right)\sin\frac{\pi z}{l_г}. \qquad (7.5)$$

Полученные выражения для определения составляющих деформации позволяют установить, что условие сплошности деформаций для данного случая выполняются.

Интенсивность деформации определяется выражением:

$$e_i = \frac{\sqrt{3}}{12} H\pi \sqrt{\frac{(1+\cos\frac{\pi z}{l_г})^2 \sin^2\frac{\pi x}{b_г}}{b_г^2} + \frac{(1+\cos\frac{\pi x}{b_г})^2 \sin^2\frac{\pi z}{l_г}}{l_г^2}}. \qquad (7.6)$$

На рис.7.5 приведен график распределения интенсивности деформаций для случая формовки гофра на профиле обшивки полувагона Крюковского вагоностроительного завода, изготовленного из заготовки толщиной 4,5 мм, с шириной гофра 218 мм и высотой 36 мм. Материал заготовки – сталь 10ХНДП. Из его анализа следует, что, принимая максимальные значения в поперечном сечении очага деформации с координатой z=**0** (то есть в осевой плоскости валков) и с абсциссами равными $\pm b_г / 2$, интенсивность деформации плавно убывает в этом сечении до нуля в точках с абсциссами равными **0**, $\pm b_г$. В последующих поперечных сечениях очага деформации в направле-

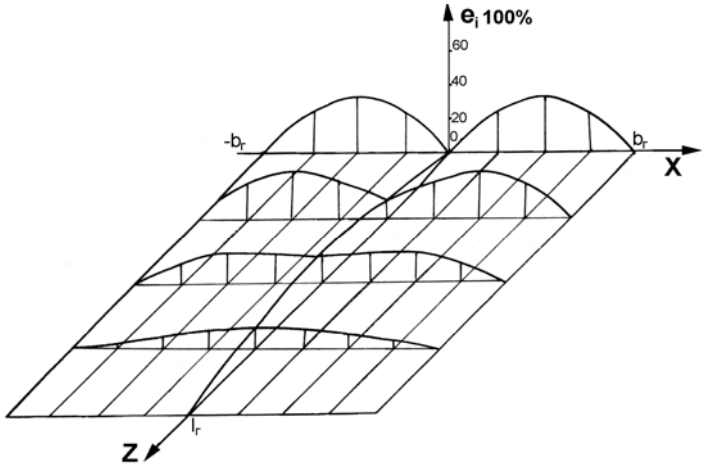


Рис.7.5. Характер распределения интенсивности деформации e_i.

нии оси z, в точках с абсциссами равными нулю значения интенсивности деформации плавно возрастают от нуля в осевом сечении валков до определенной величины в точке $z = l_г / 2$ и убывают до нуля в начале очага деформации при $z = l_г$, а в точках с абсциссами равными $\pm b_г / 2$ плавно убывают от максимального значения в осевой плоскости валков до нуля в начале очага деформации.

Для случая, когда в процессе деформирования металл упрочняется, связь между напряжениями и деформациями определяется зависимостью $\sigma_i = f(e_i)$. Эта зависимость не связана с видом напряженно-деформированного состояния и для каждого материала может быть установлена на основании лабораторных испытаний образцов на растяжение–сжатие. Наиболее точно в пластической области зависимость между напряжениями и деформациями может быть выражена степенной функцией:

$$\sigma_i = K e_i^m . \qquad (7.7)$$

Константы K и m можно представить через основные механические свойства, известные по испытаниям металла на растяжение [108].

Коэффициент жесткости для упрочняющегося материала определяется:

$$\mu_i = \frac{K e_i^m}{3\varepsilon_i} =$$

$$= \frac{K}{3}\left[\frac{\sqrt{3}}{12} H\pi \sqrt{\frac{\left(1+\cos\frac{\pi z}{l_г}\right)^2 \sin^2\frac{\pi x}{b_г}}{b_г^2} + \frac{\left(1+\cos\frac{\pi x}{b_г}\right)^2 \sin^2\frac{\pi z}{l_г}}{l_г^2}}\right]^{m-1} . \qquad (7.8)$$

С учетом полученных выражений (7.3) и (7.8) поле напряжений имеет вид: $\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = \sigma_{zz} = 0;$

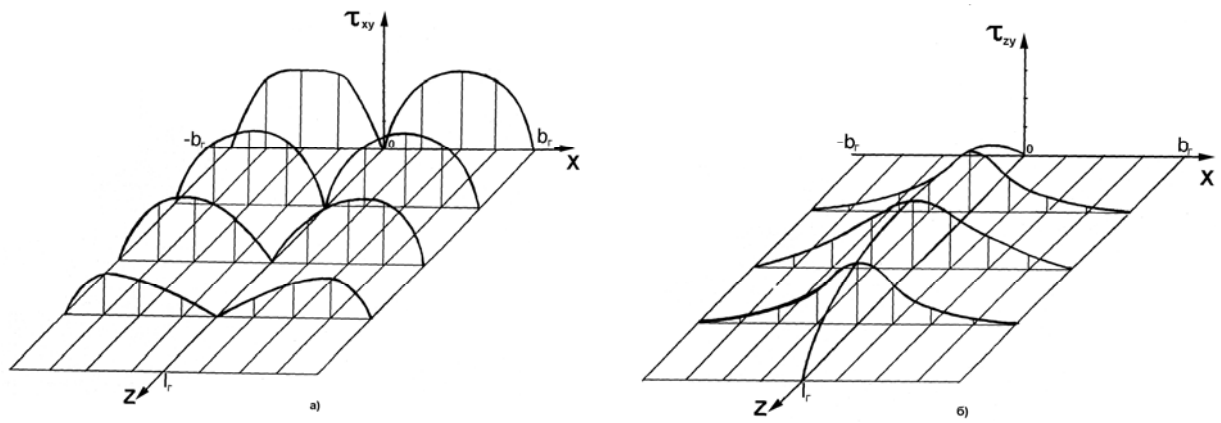
$$\tau_{xy} = -\frac{K H^m \pi^m}{12 b_г}\left[\frac{\sqrt{3}}{12}\sqrt{\frac{(1+\cos\frac{\pi z}{l_г})^2 \sin^2\frac{\pi x}{b_г}}{b_г^2} + \frac{(1+\cos\frac{\pi x}{b_г})^2 \sin^2\frac{\pi z}{l_г}}{l_г^2}}\right]^{m-1} \times$$

$$\times\left(1+\cos\frac{\pi z}{l_г}\right)\sin\frac{\pi x}{b_г};$$

$$\tau_{yz}=-\frac{KH^m\pi^m}{12l_г}\cdot\left[\frac{\sqrt{3}}{12}\sqrt{\frac{\left(1+\cos\frac{\pi z}{l_г}\right)^2\sin^2\frac{\pi x}{b_г}}{b_г^2}+\frac{\left(1+\cos\frac{\pi x}{b_г}\right)^2\sin^2\frac{\pi z}{l_г}}{l_г^2}}\right]^{m-1}\times$$

$$\times\left(1+\cos\frac{\pi x}{b_г}\right)\sin\frac{\pi z}{l_г}. \qquad (7.9)$$

Графики изменения сдвиговых напряжений в очаге деформации приведены на рис.7.6.



а б

Рис. 7.6. Распределение сдвиговых напряжений τ_{xy} (а) и τ_{zy}(б) в очаге деформации.

Из анализа характера распределения сдвиговых напряжений в очаге деформации следует, что напряжения τ_{xy} в поперечном направлении плавно возрастают от нуля (точка с абсциссой, равной нулю), до максимума (точки с абсциссами, равными $\pm b_г/2$ и плавно убывают до нуля (точки с абсциссами равными $\pm b_г$). В продольном направлении напряжения τ_{xy} плавно возрастают от нуля в начале очага деформации до максимума в конце. Составляющая напряжений τ_{zy} принимает максимальное значение в центре очага деформации, плавно уменьшаясь в продольном и поперечном направлениях до нуля на его границах.

Функция диссипации энергии определяется выражением:

$$E=\sigma_i\varepsilon_i=$$

$$= K\left[\frac{\sqrt{3}}{12} H\pi \sqrt{\frac{(1+\cos\frac{\pi z}{l_г})^2 \sin^2\frac{\pi x}{b_г}}{b_г^2} + \frac{(1+\cos\frac{\pi x}{b_г})^2 \sin^2\frac{\pi z}{l_г}}{l_г^2}}\right]^{m+1} . \quad (7.10)$$

График распределения энергии деформирования в очаге деформации приведен на рис.7.7.

Из его анализа следует, что максимальные значения удельная энергия деформирования принимает в поперечном сечении с координатой $z = 0$ (в конце очага деформации) при $x = \pm b_г / 2$ и плавно убывает в этом сечении до нуля при $x=0$, $x = \pm b_г$. В последующих поперечных сечениях очага деформации в направлении оси z в точках с абсциссами равными нулю значения удельной энергии деформирования плавно возрастают от нуля до определенной величины в точке $z = l_г / 2$ и убывают до нуля в начале очага деформации при $z = l_г$.

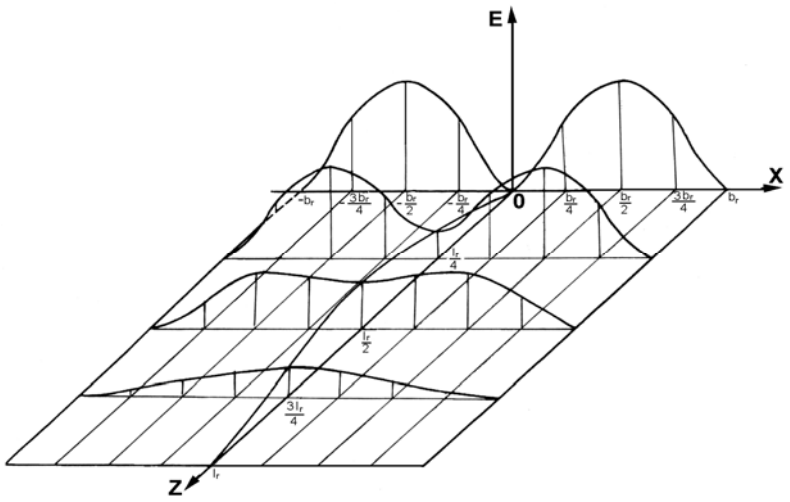


Рис. 7.7. Распределение энергии деформирования E в очаге деформации.

Таким образом, в результате проведенного анализа напряженно-деформированного состояния металла в очаге деформации при формовке на профилях элементов жесткости или противоскольжения продольного расположения получены аналитические зависимости для определения основных величин, необходимых для определения энергосиловых параметров процесса.

7.3.2. НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ ПЛОСКОГО БОКОВОГО ЭЛЕМЕНТА ПРОФИЛЕЙ

При изготовлении листовых профилей со специальными служебными свойствами методом валковой формовки существенное влияние на процесс формообразования и качество готовых изделий оказывают процессы, происходящие на их плоских боковых участках,

прилегающих к формуемому гофру жесткости (элементу противоскольжения). В частности, основным дефектом готовых профилей, изготовляемых по данной технологии, является возникновение волнистости на их плоских боковых участках, причиной которой является сложное напряженно-деформированное состояние, возникающее в неустановившемся режиме формообразования, которое при определенных условиях может приводить к пластической деформации и потере устойчивости. Поэтому, для предотвращения образования подобных дефектов, необходимо исследовать напряженно-деформированное состояние металла плоских боковых участков, чтобы установить, какие технологические факторы процесса влияют на потерю устойчивости.

Анализ напряженно-деформированного состояния плоских боковых элементов проводили методом механики сплошных сред с использованием поля скоростей перемещений и учетом следующих допущений:

1) поперечные сечения в процессе деформирования остаются плоскими и перпендикулярными оси профилирования (гипотеза плоских сечений);
2) слои деформируемого элемента не оказывают давления друг на друга;
3) толщина элемента остается неизменной;
4) формуемая полоса движется с постоянной скоростью.

Как показали экспериментальные исследования по отработке технологии валковой формовки профилей с гофрами, полученными за счет запаса пластических свойств материала заготовки при местной деформации, процесс формообразования сопровождается возникновением утяжки плоского бокового элемента, прилегающего к формуемому гофру. Утяжка возникает на некотором расстоянии l_n от осевой плоскости валков и

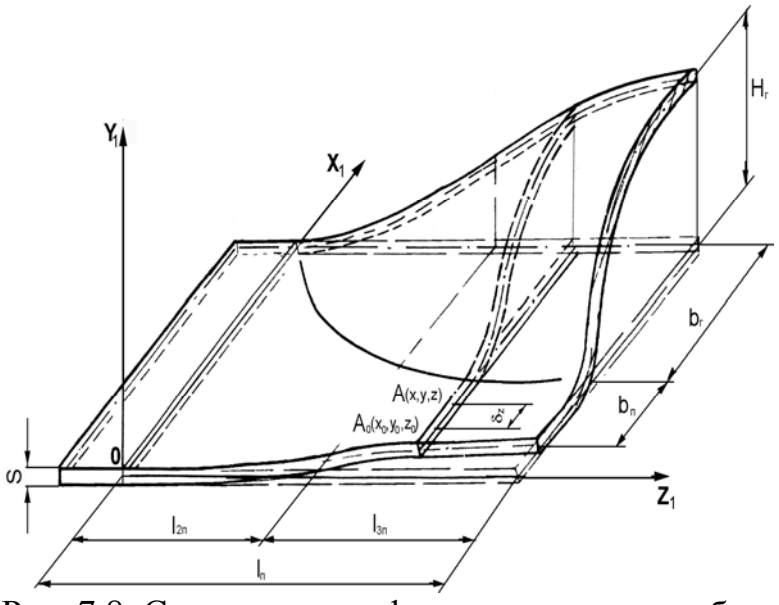


Рис. 7.8. Схема очага деформации плоского бокового элемента профиля.

достигает максимальной величины δ_{max} в этой плоскости (рис. 7.8).

Предположим, что утяжка происходит в основном в результате поперечного сдвига волокон бокового элемента в зону формовки гофров (элементов противоскольжения). Тогда изменение утяжки в любом поперечном сечении на расстоянии z от начала очага деформации, имеющего длину l_n, в зависимости от максимального сдвига δ_{max} в направлении оси $0X_1$ и функции изменения поперечного сдвига

$$f(z)=\left(A\frac{z^6}{l_n^6}+B\frac{z^5}{l_n^5}+C\frac{z^4}{l_n^4}+D\frac{z^3}{l_n^3} \right) \qquad (7.11)$$

можно описать следующим образом:

$$\delta(z)=\delta_{max}\left(A\frac{z^6}{l_n^6}+B\frac{z^5}{l_n^5}+C\frac{z^4}{l_n^4}+D\frac{z^3}{l_n^3} \right). \qquad (7.12)$$

Коэффициенты A, B, C, D можно определить учитывая следующее:

1) в конце очага деформации (при $z=l_n$) сдвиг в направлении оси $0X_1$ является максимальным, то есть $\delta(z)=\delta_{max}$, и в соответствии с (7.11):

$$A+B+C+D=1; \qquad (7.13)$$

2) при $z=l_n$ перемещение в направлении оси $0X_1$ прекращается, то есть функция приобретает постоянное значение. Следовательно, первая производная $f'(z)$ в конце очага деформации обращается в нуль:

$$\frac{1}{l_n}(6A+5B+4C+3D)=0, \qquad 7.(14)$$

откуда $$6A+5B+4C+3D=0; \qquad 7.(15)$$

3) поскольку в конце очага деформации (при $z=l_n$) $f'(z)=0$, то и $f''(z)=0$,

$$\frac{1}{l_n^2}(30A+20B+12C+6D)=0; \qquad (7.16)$$

отсюда $$15A+10B+6C+3D=0; \qquad (7.17)$$

4) некоторой точке $z=kl_n$ соответствует перегиб на графике функции $f(z)$, следовательно, вторая производная для этой точки обращается в нуль:

$$\frac{1}{l_n^2}(30Ak^4 + 20Bk^3 + 12Ck^2 + 6Dk) = 0, \qquad (7.18)$$

откуда $$15Ak^3 + 10Bk^2 + 6Ck + 3D = 0. \qquad (7.19)$$

Решая систему уравнений (7.13) – (7.19), находим:

$$A = 10 - D;\ B = -3(8 - D);\ C = 3(5 - D);\ D = \frac{50k^3 - 80k^2 + 30k}{5k^3 - 10k^2 + k - 1}.$$

Текущие координаты произвольно выбранной точки $A(x, y, z)$ (рис.7.8) связаны с начальными координатами $A_0(x_0, y_0, z_0)$ зависимостями:

$$x = x_0 + \delta(z);\quad y = y_0;\quad z = V_n t. \qquad (7.20)$$

В соответствии с (7.11), (7.20) поле скоростей перемещений имеет вид

$$v_x = \frac{dx}{dt} = v_n \delta_{max}\left(6A\frac{z^5}{l_n^6} + 5B\frac{z^4}{l_n^5} + 4C\frac{z^3}{l_n^4} + 3D\frac{z^2}{l_n^3}\right);\ v_y = \frac{dy}{dt} = 0;$$

$$v_z = \frac{dz}{dt} = v_n.$$

Поле скоростей деформаций для этого поля скоростей перемещений:

$$\varepsilon_{xx} = \varepsilon_{yy} = \varepsilon_{zz} = \varepsilon_{xy} = \varepsilon_{yz} = 0;$$

$$\varepsilon_{xz} = v_n \delta_{max}\left(30A\frac{z^4}{l_n^6} + 20B\frac{z^3}{l_n^5} + 12C\frac{z^2}{l_n^4} + 6D\frac{z}{l_n^3}\right). \qquad (7.21)$$

При этом интенсивность скоростей деформаций

$$\varepsilon_i = \frac{\sqrt{3}}{3} v_n \delta_{max}\left| 30A\frac{z^4}{l_n^6} + 20B\frac{z^3}{l_n^5} + 12C\frac{z^2}{l_n^4} + 6D\frac{z}{l_n^3} \right|. \qquad (7.22)$$

Полученные выражения (7.21) и (7.22) позволили установить, что скорость деформации ε_{xz} плавно возрастает от нуля до максимума, а затем убывает до нуля в сечении $z = kl_n$, соответствующем перегибу функции изменения поперечного сдвига $\delta(z)$, после чего меняет направление и изменяется аналогично. Интенсивность скоростей деформаций при этом достигает минимума $\varepsilon_i = 0$ при $z = kl_n$.

Компоненты деформаций, с учетом выражений (7.21), определяли следующими соотношениями:

$$e_{xx} = e_{yy} = e_{zz} = e_{xy} = e_{yz} = 0;$$

$$e_{xz} = \delta_{max}\left(6A\frac{z^5}{l_n^6} + 5B\frac{z^4}{l_n^5} + 4C\frac{z^3}{l_n^4} + 3D\frac{z^2}{l_n^3}\right). \qquad (7.23)$$

При этом величину продольной относительной деформации плоского бокового элемента e можно определить по известной зависимости [71]:

$$e = \sqrt{1 + \left(\frac{dx}{dz}\right)^2 + \left(\frac{dy}{dz}\right)^2} - 1 = \sqrt{1 + \left[\frac{d\delta(z)}{dz}\right]^2} - 1. \qquad (7.24)$$

Раскладывая (7.24) в ряд Тейлора и ограничиваясь двумя первыми членами, с учетом (7.12), получим:

$$e = \frac{\delta_{max}^2}{2}\left(6A\frac{z^5}{l_n^6} + 5B\frac{z^4}{l_n^5} + 4C\frac{z^3}{l_n^4} + 3D\frac{z^2}{l_n^3}\right), \qquad (7.25)$$

а интенсивность деформаций

$$e_i = \frac{\sqrt{3}}{3}\delta_{max}\left(6A\frac{z^5}{l_n^6} + 5B\frac{z^4}{l_n^5} + 4C\frac{z^3}{l_n^4} + 3D\frac{z^2}{l_n^3}\right). \qquad (7.26)$$

Учитывая, что для упрочняющегося металла связь между интенсивностью напряжений и деформаций определяется степенной функцией. Интенсивность напряжений в рассматриваемом случае определяется

$$\sigma_i = K\left[\frac{\sqrt{3}}{3}\delta_{max}\left(6A\frac{z^5}{l_n^6} + 5B\frac{z^4}{l_n^5} + 4C\frac{z^3}{l_n^4} + 3D\frac{z^2}{l_n^3}\right)\right]^m. \qquad (7.27)$$

Коэффициент жесткости с учетом зависимости (7.22) и (7.27) определяется выражением

$$\mu_i = K\frac{\delta_{max}^{m-1}\left(6A\frac{z^5}{l_n^6} + 5B\frac{z^4}{l_n^5} + 4C\frac{z^3}{l_n^4} + 3D\frac{z^2}{l_n^3}\right)^m}{\left(\sqrt{3}\right)^{m+1} v_n\left|30A\frac{z^4}{l_n^6} + 20B\frac{z^3}{l_n^5} + 12C\frac{z^2}{l_n^4} + 6D\frac{z}{l_n^3}\right|}. \qquad (7.28)$$

При чистом сдвиге нормальные напряжения равны нулю. В этом случае поле касательных напряжений имеет вид:

$$\tau_{xy} = 0; \qquad \tau_{yz} = 0;$$

$$\tau_{xz} = K\frac{\delta_{max}^m}{\left(\sqrt{3}\right)^{m+1}}\left(6A\frac{z^5}{l_n^6} + 5B\frac{z^4}{l_n^5} + 4C\frac{z^3}{l_n^4} + 3D\frac{z^2}{l_n^3}\right)^m \times$$

$$\times sign\left(30A\frac{z^4}{l_n^6} + 20B\frac{z^3}{l_n^5} + 12C\frac{z^2}{l_n^4} + 6D\frac{z}{l_n^3} \right). \qquad (7.29)$$

Функция диссипации энергии

$$E = \varepsilon_i \sigma_i = Kv_n \frac{\delta_{max}^{m+1}}{\left(\sqrt{3}\right)^{m+1}} \left(6A\frac{z^5}{l_n^6} + 5B\frac{z^4}{l_n^5} + 4C\frac{z^3}{l_n^4} + 3D\frac{z^2}{l_n^3} \right) \times$$

$$\times \left| 30A\frac{z^4}{l_n^6} + 20B\frac{z^3}{l_n^5} + 12C\frac{z^2}{l_n^4} + 6D\frac{z}{l_n^3} \right|. \qquad (7.30)$$

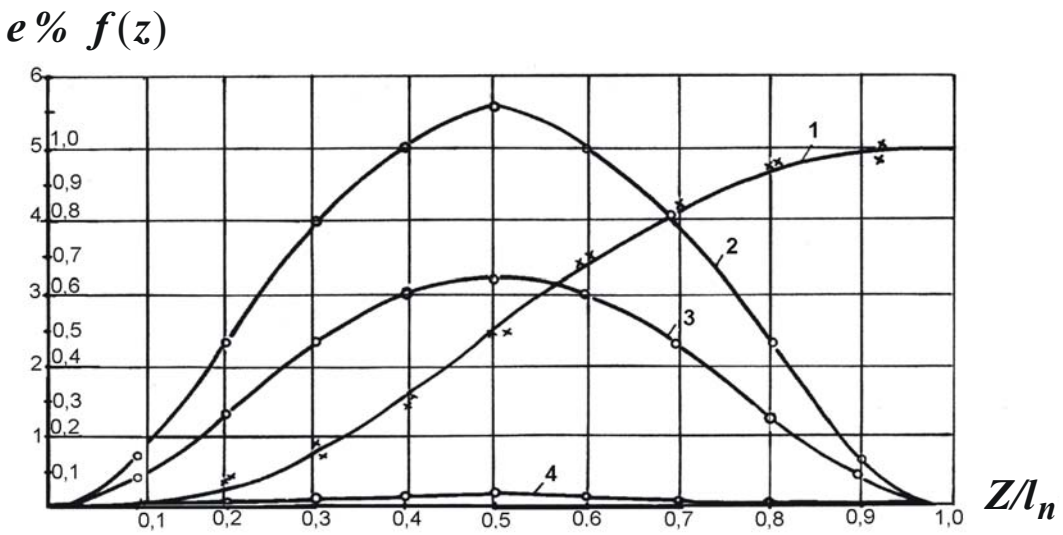


Рис. 7.9. Изменения функции $f(z)$ (1), деформации сдвига $e_{(xz)}$ (2), интенсивности деформации e_i(3) и относительной продольной деформации (4).

С использованием полученных зависимостей были определены параметры напряженно-деформированного состояния металла плоского бокового элемента профиля верхней обшивки полувагона для случая, когда скорость формовки v_n=0,5 м/с; максимальная утяжка δ_{max}=0,006 м; K =12,75МПа; m =0,25.

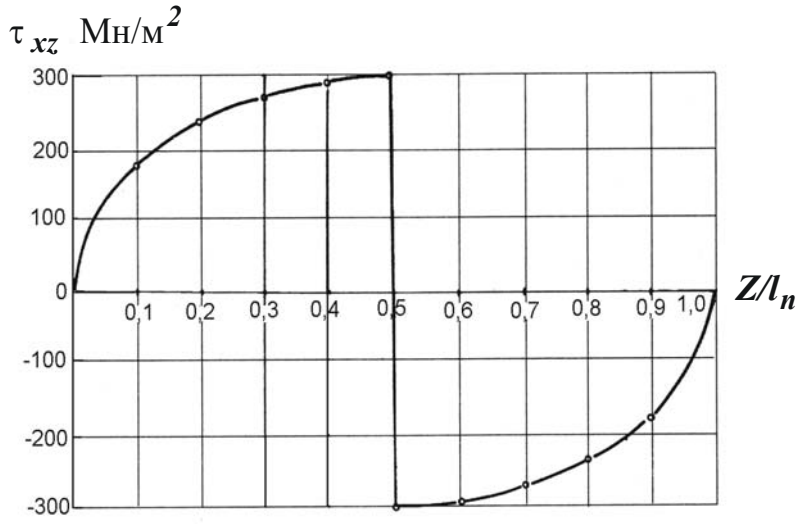


Рис. 7.10. Изменения касательного напряжения τ_{xz}.

Анализ зависимостей (7.23), (7.26) показал, что деформация сдвига $e_{(xz)}$

плавно возрастает от нуля в начале очага деформации до максимума в сечении $z=0,5l_n$, а затем уменьшается до нуля в осевой плоскости валков. Интенсивность деформаций и продольная деформация плоского бокового элемента изменяются аналогично (рис.7.9).

Касательные напряжения τ_{xz} (рис.7.10) плавно возрастают от нуля на границе очага деформации до максимума – 301,35 МПа – также в сечении $z=0,5l_n$, соответствующем перегибу функции поперечного сдвига $\delta(z)$. Здесь их знак изменяется, что обусловлено различными направлениями скоростей деформаций в начале и конце очага формообразования.

Таким образом, анализ напряженно-деформированного состояния плоского бокового элемента профилей высокой жесткости с продольными гофрами позволил выявить две зоны в очаге деформации (рис.7.9). В первой зоне – от сечения, в котором начинается утяжка, до сечения, где продольная кривизна кромки меняет знак (участок l_{2n}), волокна растянуты, кромка становится криволинейной, ее размеры увеличиваются; во второй зоне – от названного сечения до осевой плоскости валков (участок l_{3n}),– волокна укорачиваются до первоначальных размеров и, согласно теореме о разгрузке Ильюшина А.А. возникают остаточные напряжения сжатия, которые при определенных сочетаниях механических свойств материала и размеров профиля могут вызвать пластическую потерю устойчивости плоского бокового элемента, сопровождающуюся волнообразованием.

Установленные причины образования волнистости позволяют аналитически решать задачу потери устойчивости и определять критические сочетания механических свойств материала и геометрических размеров профиля, вызывающие волнообразование, являющееся неустранимым дефектом на готовых профилях.

7.3.3. ЭНЕРГОСИЛОВЫЕ ПАРАМЕТРЫ ПРОЦЕССОВ ВАЛКОВОЙ ФОРМОВКИ ПРОФИЛЕЙ СО СПЕЦИАЛЬНЫМИ СЛУЖЕБНЫМИ СВОЙСТВАМИ

Основными энергосиловыми параметрами, определяющими энергетические условия процесса валковой формовки элементов жесткости (или противоскольжения) на профилях со специальными служебными свойствами, являются усилия формовки, работа, мощность и крутящие моменты. Определение возможности расширения сортамента подобной продукции за счет освоения новых профилей на имеющемся оборудо-

вании, а также проектирование нового технологического оборудования непосредственно связано с определением этих величин.

Приведенный выше анализ напряженно-деформированного состояния металла в очаге деформации, на прилегающем к нему плоском боковом участке профилей и полученные в результате этого анализа зависимости позволяют перейти к исследованию энергосиловых параметров процесса формовки.

7.3.3.1. РАСПРЕДЕЛЕНИЕ УСИЛИЙ В ОЧАГЕ ДЕФОРМАЦИИ

Для определения характера распределения усилий формовки в очаге деформации при изготовлении продольных гофров, рифлений или элементов противоскольжения выделим в зоне формообразования этих элементов элементарный объем металла. Считаем, что под действием приложенных внешних и возникающих внутренних сил этот объем металла находится в равновесии (рис. 7.11).

Аналитически условие равновесия элементарного объема запишется в виде:

$$\tau_{xy}dydz-\left(\tau_{xy}+\frac{\partial\tau_{xy}}{\partial x}dx\right)dydz+\tau_{yz}dxdy-\left(\tau_{yz}+\frac{\partial\tau_{yz}}{\partial z}dz\right)dxdy=dqdxdz$$

или, после преобразования:

$$\frac{\partial\tau_{xy}}{\partial x}dy+\frac{\partial\tau_{yz}}{\partial z}dy=dq\,. \qquad (7.31)$$

Следовательно, распределение удельного усилия формовки q определится выражением:

$$q=\int_0^y\left(\frac{\partial\tau_{xy}}{\partial x}+\frac{\partial\tau_{yz}}{\partial z}\right)dy\,. \qquad (7.32)$$

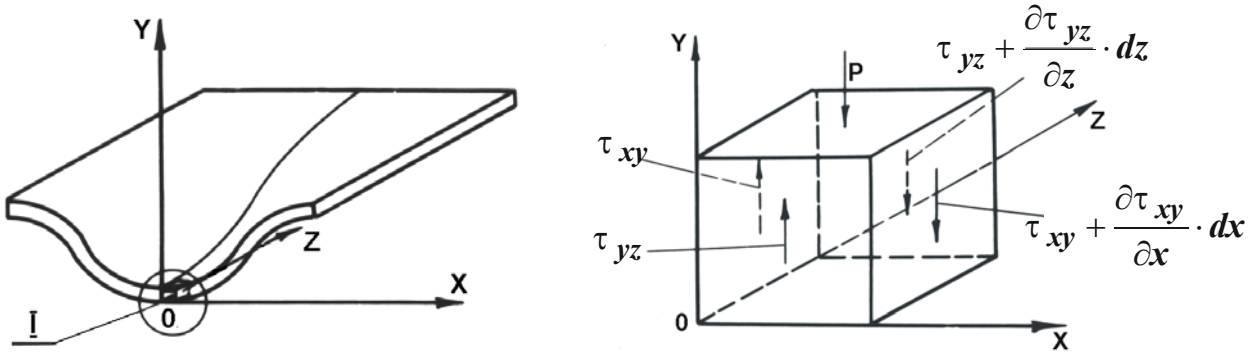


Рис.7.11. Схема сил, действующих на элементарный объем металла в очаге деформации.

Учитывая, что распределение касательных напряжений τ_{xy} и τ_{zy} (7.9) не зависит от координаты y, при $y = S$, получим:

$$q = \left(\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} \right) S. \qquad (7.33)$$

Для определения составляющих выражения (7.33) возьмем производные выражений (7.9):

$$\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} = \frac{KH\pi^2}{12 b_z^2} \left(\frac{\sqrt{3}}{12} H\pi \right)^{m-1} \left(1 + \cos\frac{\pi z}{l_z} \right) \left[\sqrt{\frac{(1+\cos\frac{\pi z}{l_z})^2 \sin^2\frac{\pi x}{b_z}}{b_z^2} + \frac{(1+\cos\frac{\pi x}{b_z})^2 \sin^2\frac{\pi z}{l_z}}{l_z^2}} \right]^{m-1} \times$$

$$\times \left[(1-m) \sin^2\frac{\pi x}{b_z} \frac{l_z^2 \left(1+\cos\frac{\pi z}{l_z}\right)^2 \cos\frac{\pi x}{b_z} - b_z^2 \left(1+\cos\frac{\pi x}{b_z}\right) \sin\frac{\pi z}{l_z}}{l_z^2 \left(1+\cos\frac{\pi x}{l_z}\right)^2 \sin^2\frac{\pi z}{b_z} + b_z^2 \left(1+\cos\frac{\pi x}{b_z}\right)^2 \sin^2\frac{\pi z}{l_z}} - \cos\frac{\pi x}{b_z} \right]; \qquad (7.34)$$

$$\frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} = \frac{KH\pi^2}{12 l_z^2} \left(\frac{\sqrt{3}}{12} H\pi \right)^{m-1} \left(1 + \cos\frac{\pi x}{b_z} \right) \left[\sqrt{\frac{(1+\cos\frac{\pi z}{l_z})^2 \sin^2\frac{\pi x}{b_z}}{b_z^2} + \frac{(1+\cos\frac{\pi x}{b_z})^2 \sin^2\frac{\pi z}{l_z}}{l_z^2}} \right]^{m-1} \times$$

$$\times \left[(1-m) \sin^2\frac{\pi z}{l_z} \frac{b_z^2 (1+\cos\frac{\pi x}{b_z})^2 \cos\frac{\pi z}{l_z} - l_z^2 \left(1+\cos\frac{\pi z}{l_z}\right) \sin^2\frac{\pi x}{b_z}}{l_z^2 \left(1+\cos\frac{\pi z}{l_z}\right)^2 \sin^2\frac{\pi x}{b_z} + b_z^2 (1+\cos\frac{\pi x}{b_z})^2 \sin\frac{\pi z}{l_z}} - \cos\frac{\pi z}{l_z} \right] \qquad (7.35)$$

Подставив эти выражения в (7.33), получим:

$$q = \frac{KH\pi^2 S}{12} \left(\frac{\sqrt{3}}{12} H\pi \right)^{m-1} \left[\sqrt{\frac{(1+\cos\frac{\pi z}{l_z})^2 \sin^2\frac{\pi x}{b_z}}{b_z^2} + \frac{(1+\cos\frac{\pi x}{b_z})^2 \sin^2\frac{\pi z}{l_z}}{l_z^2}} \right]^{m-1} \times$$

$$\left\{ \frac{(1+\cos\frac{\pi z}{l_z})}{b_z^2} \left[(1-m) \sin^2\frac{\pi x}{b_z} \frac{l_z^2 \left(1+\cos\frac{\pi z}{l_z}\right)^2 \cos\frac{\pi x}{b_z} - b_z^2 \left(1+\cos\frac{\pi x}{b_z}\right) \sin\frac{\pi z}{l_z}}{l_z^2 \left(1+\cos\frac{\pi z}{l_z}\right)^2 \sin^2\frac{\pi x}{b_z} + b_z^2 \left(1+\cos\frac{\pi x}{b_z}\right)^2 \sin^2\frac{\pi z}{l_z}} - \cos\frac{\pi x}{b_z} \right] + \right.$$

$$+\frac{1+\cos\frac{\pi x}{b_г}}{l_г^2}\left[(1-m)\sin^2\frac{\pi z}{l_г}\frac{b_г^2(1+\cos\frac{\pi x}{b_г})^2\cos\frac{\pi z}{l_г}-l_г^2\left(1+\cos\frac{\pi z}{l_г}\right)\sin^2\frac{\pi x}{b_г}}{l_г^2\left(1+\cos\frac{\pi z}{l_г}\right)^2\sin^2\frac{\pi x}{b_г}+b_г^2(1+\cos\frac{\pi x}{b_г})^2\sin\frac{\pi z}{l_г}}-\cos\frac{\pi z}{l_г}\right]\Bigg\}. \quad (7.36)$$

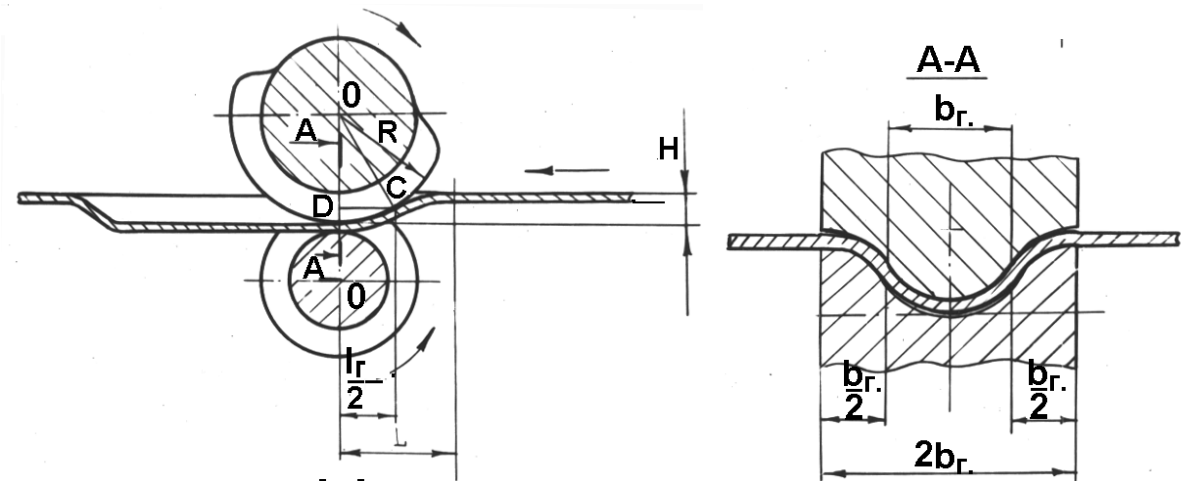


Рис.7.12. Схема к определению площади контакта заготовки с валками при формовке продольных элементов жесткости (противоскольжения).

Полученная зависимость определяет характер распределения удельного усилия в очаге деформации при формовке продольных элементов жесткости (противоскольжения).

7.3.3.2 ИССЛЕДОВАНИЕ ДЛИНЫ ОЧАГА ДЕФОРМАЦИИ И ПЛОЩАДИ КОНТАКТА ЗАГОТОВКИ С ВАЛКОМ ПРИ ФОРМОВКЕ ПРОДОЛЬНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ЖЕСТКОСТИ (ПРОТИВОСКОЛЬЖЕНИЯ)

По мере продвижения листовой заготовки между формующими валками и увеличения площади ее контакта с формующими элементами валков на заготовке образуется очаг деформации. Для случая формовки продольных элементов очаг деформации принимает форму, с достаточной точностью описывающуюся двумя взаимопересекающимися косинусоидами с периодами соответственно: в поперечном сечении – равным $2b_г$, а продольном – $l_г = l_{пл}$ (рис.7.4). Таким образом, ширина очага деформации при формовке продольных элементов всегда определена и равна ширине формуемого гофра жесткости (элемента противоскольжения).

При определении длины очага деформации считаем, что место перегиба косинусоиды в продольном направлении является гранич-

ной точкой контакта полосы с валком. Следовательно, расстояние до этой точки от осевой плоскости валков равно $l_{пл}/2$. Из треугольника OCD (рис. 7.12) следует:

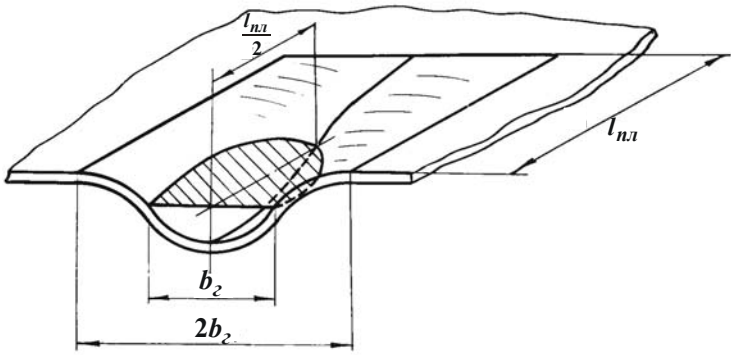


Рис.7.13. Горизонтальная проекция площади контакта заготовки с валком при формовке продольного гофра (рифления).

$$\frac{l_{пл}}{2} = \sqrt{H\left(R - \frac{H}{4}\right)}. \quad (7.37)$$

Следовательно, длина очага деформации

$$l_{пл} = 2\sqrt{H\left(R - \frac{H}{4}\right)}. \quad (7.38)$$

Согласно принятой схеме, формообразование металла в очаге деформации происходит в результате чистого сдвига. Исходя из этой схемы и учитывая, что полученные ранее зависимости характеризуют действие усилий в вертикальном направлении, при их интегрировании для определения суммарного усилия используем не действительную площадь контакта заготовки с валком, а только ее горизонтальную проекцию. Горизонтальную проекцию площади контакта находим из геометрической схемы контакта верхнего валка с полосой (рис. 7.12).

В виду того, что формовка гофра (рифления, элемента противоскольжения), согласно разработанной технологии, происходит при зазоре между верхним и нижним валком равном толщине исходной заготовки, верхний валок оказывает давление на металл в поперечном сечении элемента профиля на участке, лежащем между двумя точками перегиба косинусоиды и равном половине периода косинусоиды. Считаем также, что точка перегиба косинусоиды, описывающей форму очага деформации в продольном направлении, является граничной точкой контакта полосы с валком. Следовательно, расстояние до этой точки от осевой плоскости валков равно $l_{пл}/2$, т.е. отрезок CD (рис. 7.12) является проекцией дуги контакта в продольном направлении.

На рис. 7.13 приведена геометрически построенная проекция площади контакта верхнего валка с заготовкой при формовке продольного элемента. По форме эта проекция приближается к форме половины эллипса с полуосями равными $b_г / 2$ и $l_{пл} / 2$. Следовательно, проекция площади контакта может быть определена по известному выражению для определения площади эллипса после подстановки в него соответствующих значений параметров

очага деформации конкретного гофра (рифления, элемента противоскольжения):

$$F = \frac{\pi b_г l_{пл}}{8}. \qquad (7.39)$$

7.3.3.3 АНАЛИЗ УСИЛИЙ ФОРМОВКИ В ОЧАГЕ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ФОРМООБРАЗОВАНИИ С УЧЕТОМ СИЛ ТРЕНИЯ

При изготовлении на гнутых профилях со специальными служебными свойствами элементов жесткости, рифлений, участков противоскольжения, в валках необходимо создать усилие, достаточное для формообразования металла за счет местной деформации и преодоления сил контактного трения, возникающих между формующими элементами валка и заготовкой.

В предыдущем разделе получены зависимости распределения усилий формовки в очаге деформации, не учитывающие влияние сил контактного трения.

Приближенно влияние сил трения на величину усилий формовки в очаге деформации может быть учтено аналогично тому, как это сделано в известном решении Эйлера о трении гибкого элемента о цилиндрическую поверхность [201].

Из этого решения следует, что увеличение напряжений вследствие действия сил трения может быть учтено введением множителя, равного $e^{k\alpha}$, где e – основание натурального логарифма; k – коэффициент трения; α – угол охвата гибким элементом цилиндрической поверхности.

Угол α определим из рис.7.14. На этом рисунке приведено поперечное сечение гофра (рифления) с радиусами вершины и основания по нейтральной линии равными R. Форма поперечного сечения подобного элемента достаточно точно описывается косинусоидой. Как и при определении предыдущих зависимостей для удобства

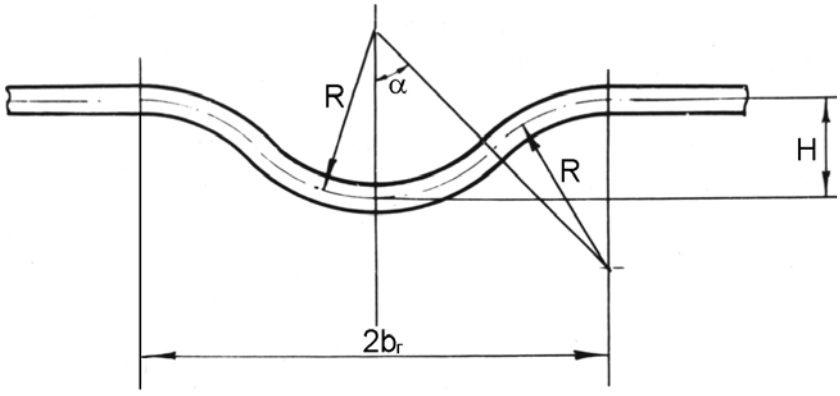


Рис.7.14. Схема к определению угла охвата заготовкой формующего элемента.

рассмотрим половину поперечного сечения очага деформации. Фактически, рассматривая половину очага деформации, мы определяем половину угла охвата, однако это не вносит ошибки в расчеты, так как в дальнейшем, при определении суммарного усилия формовки, такое допущение будет учтено интегрированием удельных давлений на площади контакта всего очага деформации.

Из рис. 7.14 следует, что:

$$\cos\alpha = \frac{2R - H}{2R}. \qquad (7.40)$$

В рассматриваемом случае сопряжение дуг радиусов вершины и основания гофра (рифления) происходит без наличия прямолинейного участка сопряжения. Следовательно, высота элемента сечения H не может быть больше R и максимальное значение α

$$\cos\alpha \le \frac{2R - R}{2R} \le 0{,}5,$$

отсюда:

$$\alpha \le 45^o \le \frac{\pi}{4}.$$

Приняв, что влияние трения в месте контакта формующего элемента валка с заготовкой может быть учтено введением такого множителя и считая угол охвата $\alpha \le \frac{\pi}{4}$, получим зависимости распределения усилия формовки с учетом сил трения в очаге деформации при формовке продольных элементов жесткости, рифлений либо участков противоскольжения на профилях. Таким образом, можно записать:

$$q = e^{k\frac{\pi}{4}} S\left(\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z}\right). \qquad (7.41)$$

Коэффициент трения k, входящий в выражение (7.41), как и для случая холодной прокатки принимаем равным 0,15 – 0,2 [193].

Для удобства при дальнейшем использовании выражения (7.41), разложим входящий в эти выражения множитель $e^{k\frac{\pi}{4}}$ в ряд и ограничимся, без большой погрешности для вычислений, двумя первыми его членами:

$$e^{k\alpha\frac{\pi}{4}} = 1 + 0{,}8k. \qquad (7.42)$$

Приняв $k = 0{,}15$, получим численное выражение для этого мно-

жителя:

$$e^{k\alpha\frac{\pi}{4}} = 1 + 0{,}8 \cdot 0{,}15 = 1{,}12 . \qquad (7.43)$$

Таким образом, подставив в выражение (7.41) соответствующие значения входящих в него величин, получим зависимости распределения удельных усилий с учетом сил трения, возникающих при формовке на гнутых профилях продольных гофров, рифлений, элементов противоскольжения:

$$q = \frac{1{,}12KH\,\pi^2 S}{12}\left(\frac{\sqrt{3}}{12}H\pi\right)^{m-1}\left[\sqrt{\frac{(1+\cos\frac{\pi z}{l_г})^2\sin^2\frac{\pi x}{b_г}}{b_г^2}+\frac{(1+\cos\frac{\pi x}{b_г})^2\sin^2\frac{\pi z}{l_г}}{l^2{}_г}}\right]^{m-1}\times$$

$$\times\left\{\frac{(1+\cos\frac{\pi z}{l_г})}{b_г^2}\left[(1-m)\sin^2\frac{\pi x}{b_г}\frac{l_г^2\left(1+\cos\frac{\pi z}{l_г}\right)^2\cos\frac{\pi x}{b_г}-b_г^2\left(1+\cos\frac{\pi x}{b_г}\right)\sin\frac{\pi z}{l_г}}{l_г^2\left(1+\cos\frac{\pi z}{l_г}\right)^2\sin^2\frac{\pi x}{b_г}+b_г^2\left(1+\cos\frac{\pi x}{b_г}\right)^2\sin^2\frac{\pi z}{l_г}}-\cos\frac{\pi x}{b_г}\right]+\right.$$

$$\left.+\frac{1+\cos\frac{\pi x}{b_г}}{l_г^2}\left[(1-m)\sin^2\frac{\pi z}{l_г}\frac{b_г^2(1+\cos\frac{\pi x}{b_г})^2\cos\frac{\pi z}{l_г}-l_г^2\left(1+\cos\frac{\pi z}{l_г}\right)\sin^2\frac{\pi x}{b_г}}{l_г^2\left(1+\cos\frac{\pi z}{l_г}\right)^2\sin^2\frac{\pi x}{b_г}+b_г^2(1+\cos\frac{\pi x}{b_г})^2\sin^2\frac{\pi z}{l_г}}-\cos\frac{\pi z}{l_г}\right]\right\}. \qquad (7.44)$$

Используя полученные выражения распределения удельных усилий формовки с учетом сил трения, были построены зависимости изменения этих усилий в очаге деформации, возникающем при формовке продольных гофров (рифлений) (рис.7.15).

При построении графиков не планировали определение конкретных величин удельных усилий, а только выясняли характер их распределения. Поэтому, при построении зависимостей использовали профили, произвольно выбранные из существующего сортамента.

Из анализа приведенных графиков следует, что при переходе через точки перегиба косинусоиды, описывающей очаг деформации, удельные усилия меняют знак. Следовательно, принятые ранее при определении граничных точек площади контакта заготовки с валком предположения справедливы, и усилия формовки распределяются на верхний и нижний формующие валки. Равенство площадей эпюр уси-

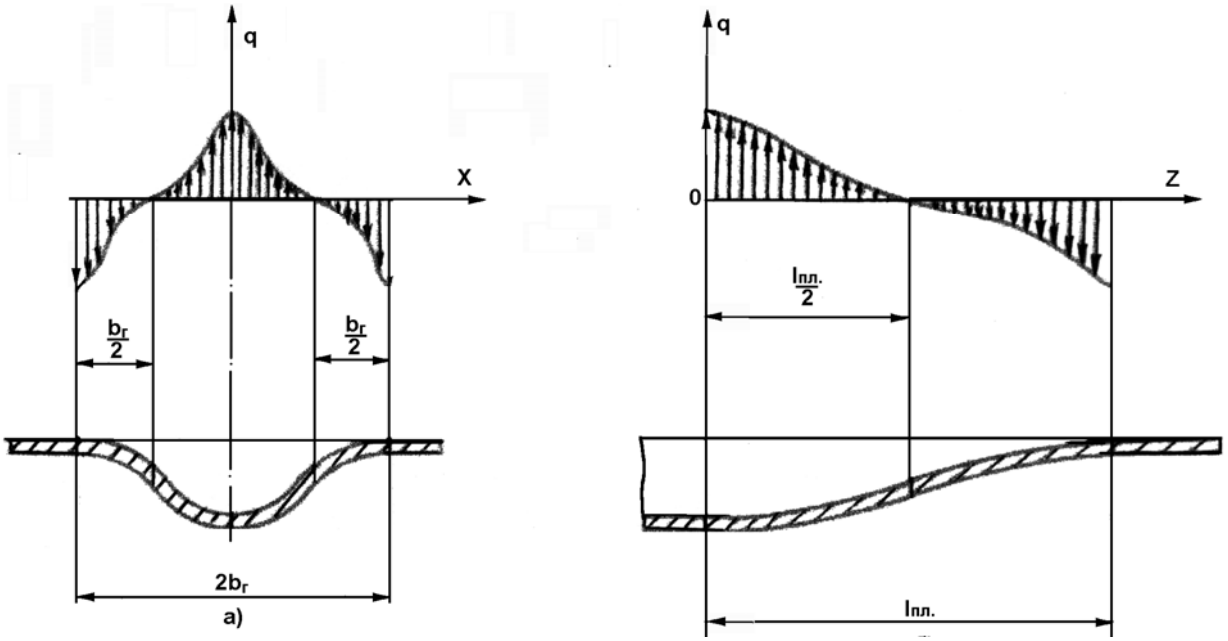


Рис. 7.15. Распределение удельных усилий формовки в поперечном (а) и продольном (б) сечениях очага деформации.

лий формовки, действующих на верхний и нижний валки в поперечном сечении формуемого элемента, позволяет считать, что усилие, направленное на заготовку со стороны формующего элемента верхнего валка, – равно передаваемому заготовкой на нижний валок. Таким образом, при определении усилия формовки достаточно рассматривать взаимодействие только верхнего валка с заготовкой.

Интегрирование полученных выражений распределения удельных усилий формовки в пределах горизонтальной проекции площади контакта заготовки с валком позволяет определить суммарные усилия формовки продольных и поперечных гофров на профилях высокой жесткости.

Прежде чем перейти к определению суммарных усилий, для удобства интегрирования введем следующие допущения. Интегрирование по площади, равной половине площади эллипса, для очага деформации при формовке продольных гофров (рифлений, элементов противоскольжения) создает дополнительные трудности. Поэтому в дальнейшем будем использовать половину площади эллипса, приведенную к площади прямоугольника, которая из геометрических соображений равна:

$$F_{эл.} = 0{,}8F_{пр-ка} = F_{пр.}, \qquad (7.45)$$

где $F_{пр-ка}$ – площадь прямоугольника со сторонами, равными малой и половине большой осей эллипса; $F_{пр.}$ – приведенная площадь интегрирования.

То есть, в дальнейшем предел интегрирования по длине площади контакта будем брать от нуля до $\mathbf{0{,}8}\,L = L_{пр.}$.

Следовательно, суммарное усилие, возникающее при формообразовании очага деформации в случае формовки продольных гофров (рифлений), определяется из выражения:

$$P_{сум.} = \int_{F_{пр.}} q\,dF =$$

$$= \frac{1{,}12KH\ \pi^2 S}{12}\left(\frac{\sqrt{3}}{12}H\pi\right)^{m-1} \int_F \left[\sqrt{\frac{(1+\cos\frac{\pi z}{l_г})^2 \sin^2\frac{\pi x}{b_г}}{b_г^2} + \frac{(1+\cos\frac{\pi x}{b_г})^2 \sin^2\frac{\pi z}{l_г}}{l^2{}_г}}\right]^{m-1} \times$$

$$\times\left\{\frac{(1+\cos\frac{\pi z}{l_г})}{b_г^2}\left[(1-m)\sin^2\frac{\pi x}{b_г}\frac{l_г^2\left(1+\cos\frac{\pi z}{l_г}\right)^2\cos\frac{\pi x}{b_г} - b_г^2\left(1+\cos\frac{\pi x}{b_г}\right)\sin\frac{\pi z}{l_г}}{l_г^2\left(1+\cos\frac{\pi z}{l_г}\right)^2\sin^2\frac{\pi x}{b_г} + b_г^2\left(1+\cos\frac{\pi x}{b_г}\right)^2\sin^2\frac{\pi z}{l_г}} - \cos\frac{\pi x}{b_г}\right] + \right.$$

$$\left. + \frac{1+\cos\frac{\pi x}{b_г}}{l_г^2}\left[(1-m)\sin^2\frac{\pi z}{l_г}\frac{b_г^2(1+\cos\frac{\pi x}{b_г})^2\cos\frac{\pi z}{l_г} - l_г^2\left(1+\cos\frac{\pi z}{l_г}\right)\sin^2\frac{\pi x}{b_г}}{l_г^2\left(1+\cos\frac{\pi z}{l_г}\right)^2\sin^2\frac{\pi x}{b_г} + b_г^2(1+\cos\frac{\pi x}{b_г})^2\sin^2\frac{\pi z}{l_г}} - \cos\frac{\pi z}{l_г}\right]\right\} dF. \quad (7.46)$$

Анализ подинтегральных выражений, входящих в формулу (7.46), показывает, что их интегрирование с помощью аналитических методов невозможно. Поэтому, для определения значения интеграла было использовано численное интегрирование с помощью ЭВМ.

При этом была поставлена задача получить общее решение, определяющее величину суммарного усилия, необходимого для формообразования гофра (рифления) при формовке любого конкретного профиля из существующего сортамента с полукруглой формой элементов жесткости. Формообразование рассматривали как функцию от входящих геометрических параметров и постоянных упрочнения K и m, которые для каждого конкретного профиля принимают свои значения:

$$P = f\left(b_{г.}, l_{г.}, H, S, K, m\right).$$

Для определения геометрических размеров формуемых элементов, марок сталей, из которых профили необходимо изготавливать, и выбора, на основании этого, интервала варьирования геометрически-

ми величинами и постоянными упрочнения K и m был проведен анализ существующего сортамента профилей высокой жесткости. Данные анализа приведены в табл. 7.1.

Таблица 7.1

Пределы изменения и интервалы варьирования переменными величинами

Переменная величина	Пределы изменения переменной величины	Интервалы варьирования переменной величиной
Ширина гофра B	10 – 250 мм	10 мм
Максимальный радиус формующего элемента R	150 – 360 мм	20 мм
Высота гофра H	5 – 50 мм	5 мм
Толщина металла заготовки S	1 – 10 мм	1 мм
Коэффициент степенной функции упрочнения K	50 – 150	25
Коэффициент степенной функции упрочнения m	0,15 – 0,25	0,05

На основании этих данных была составлена программа для ЭВМ и в результате пересчета всех возможных сочетаний зависимых переменных $b_г, l_г, H, S, K, m$ получена зависимость [184], представляющая собой поверхность, которую аппроксимировали следующим аналитическим выражением:

$$P = \frac{1{,}12\,KH\pi^2 Sb_г}{6m}\left(\frac{\sqrt{3}}{12}H\pi\right)^{m-1}\left(0{,}0391 + 0{,}0388\frac{H}{R} - \right.$$

$$\left. - 0{,}0003\,H - 0{,}0001\,R - 0{,}0276\frac{b_г}{R}\right). \qquad (7.47)$$

Полученное выражение (7.47) является общим решением и позволяет определить суммарное усилие деформирования при формообразовании продольных гофров, рифлений или элементов противоскольжения для каждого конкретного типа профилей.

Из анализа полученной зависимости следует, что с увеличением прочностных характеристик металла, толщины заготовки, ширины и высоты формуемых элементов жесткости (противоскольжения) суммарное усилие увеличивается.

Полученные зависимости для определения усилий формообразования следует использовать при расчетах и проектировании нового или выборе необходимого оборудования для изготовления конкретных видов листовых, тонкостенных профилей высокой жесткости, профилей, усиленных рифлениями, и с элементами противоскольжения.

7.3.3.4. ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАБОТЫ, МОЩНОСТИ И КРУТЯЩИХ МОМЕНТОВ ПРИ ВАЛКОВОЙ ФОРМОВКЕ ПРОФИЛЕЙ С ЭЛЕМЕНТАМИ ЖЕСТКОСТИ

Согласно принятой в данной работе методике [4] удельная работа деформирования определяется интегралом по времени от функции диссипации энергии:

$$A_{уд.} = \int_0^t E dt, \qquad (7.48)$$

где E для очага деформации, возникающего при формовке продольных гофров, определяется по формуле (7.10).

Следовательно, значение удельной работы деформирования для этого случая запишется:

$$A_{уд.} = K\left[\frac{\sqrt{3}}{12} H\pi \sqrt{\frac{(1+\cos\frac{\pi z}{l_г})^2 \sin^2\frac{\pi x}{b_г}}{b_г^2} + \frac{(1+\cos\frac{\pi x}{b_г})^2 \sin^2\frac{\pi z}{l_г}}{l_г^2}}\right]^{m+1}. \qquad (7.49)$$

Второе слагаемое, входящее под корень выражения (7.49), как показал численный пересчет, принимает, по сравнению с первым слагаемым, малые значения. Следовательно, не внося значительной погрешности в точность вычислений, в дальнейшем этим слагаемым можно пренебречь.

Работа деформирования металла в очаге деформации в общем случае определяется выражением:

$$A_{д.} = \iiint_v A_{уд.} dv. \qquad (7.50)$$

Подставив в (7.50) выражение удельной работы деформирования (7.49) с учетом принятых упрощений и проинтегрировав его, получим выражение для определения $A_д$ в очаге деформации при формовке продольного гофра:

$$A_{д.} = 2\int_0^{l_г}\int_0^{b_г}\int_0^{S} K\left[\frac{\sqrt{3}H\pi}{12b_г}\left(1+\cos\frac{\pi x}{b_г}\right)\sin\frac{\pi z}{l_г}\right]^{m+1} \times$$
$$\times dxdydz = \frac{KSl_г b_г}{3\pi}\left(\frac{\sqrt{3}}{12b_г} H\pi\right)^{m+1}. \qquad (7.51)$$

При интегрировании выражения (7.51) пределы взяты для поло-

вины очага деформации.

Полученное выражение позволяет определить суммарную работу деформирования при формовке профилей с продольными гофрами (элементами жесткости):

$$A_{\partial} = \frac{KSl_{г}b_{г}}{3\pi}\left(\frac{\sqrt{3}}{12b_{г}}H\pi\right)^{m+1}\frac{2L}{l_{г}}n = \frac{2KSb_{г}Ln}{3\pi}\left(\frac{\sqrt{3}}{12b_{г}}H\pi\right)^{m+1}, \qquad (7.52)$$

где $\frac{2L}{l_{г}}$ – отношение длины гофра к длине очага деформации, учитывающее работу деформирования всего гофра; n – число формуемых на профиле гофров.

Анализ полученной зависимости показывает, что работа деформирования увеличивается с повышением прочностных характеристик металла (его толщины) и геометрических размеров формуемого элемента жесткости (его длины, высоты и ширины).

При определении мощности, требуемой для валковой формовки на профилях элементов жесткости (противоскольжения), необходимо, кроме работы деформирования ($A_{\partial.}$), учитывать работу, затрачиваемую на преодоление трения заготовки с валком ($A_{тр}$) и трения в подшипниках рабочих валов ($A_{тр.п}$).

На предыдущих этапах исследования влияние сил трения на величину суммарного усилия формовки учитывалось введением множителя $e^{k\alpha}$, численное значение которого равно 1,12. Следовательно, приведенный коэффициент трения будет равен $f = 0{,}12$.

При определении силы трения, возникающей между заготовкой и валком, воспользуемся законом Амонтона – Кулона, который наиболее часто применяется при теоретических исследованиях процессов обработки металлов давлением

$$P_{тр} = fP = 0{,}12P, \qquad (7.53)$$

где P – суммарное усилие формовки, определяемое по формуле (7.47).

Следовательно, работа, затрачиваемая на преодоление сил трения между заготовкой и валком при отформовке гофра на полную длину, будет равна:

$$A_{тр} = 0{,}12PL. \qquad (7.54)$$

При формовке профилей одновременно может формоваться несколько гофров (рифлений). В общем случае, с учетом (7.47), выражение (7.54) имеет вид:

$$A_{тр} = \frac{0{,}134KH\pi^2 Sb_г Ln}{6m}\left(\frac{\sqrt{3}}{12}H\pi\right)^{m-1} \times$$

$$\times\left(0{,}0391 + 0{,}0388\frac{H}{R} - 0{,}0003H - 0{,}0001R - 0{,}0276\frac{b_г}{R}\right), \quad (7.55)$$

где n – количество одновременно формуемых гофров.

Работу, затрачиваемую на преодоление сил трения, возникающих в подшипниках, определим аналогично, т.е.:

$$A_{тр.п.} = f_{п.}PL_п, \quad (7.56)$$

где $f_{п.}$ – коэффициент трения качения; P – суммарное усилие, определяемое аналогично как и для выражения (7.53).

Таким образом, полная работа, затрачиваемая на формовку профилей, будет равна:

$$A_п = A_д + A_{тр} + A_{тр.п.}. \quad (7.57)$$

Подставляя в (7.57) выражения (7.52), (7.54) и (7.56), получим работу, затрачиваемую при формовке продольных гофров:

$$A_п = \frac{2KSb_г Ln}{3\pi}\left(\frac{\sqrt{3}}{12b_г}H\pi\right)^{m+1} + (0{,}12 + f_п)\left[\frac{1{,}12KH\pi^2 Sb_г Ln}{6m} \times\right.$$

$$\left.\times\left(\frac{\sqrt{3}}{12}H\pi\right)^{m-1}\left(0{,}0391 + 0{,}0388\frac{H}{R} - 0{,}0003H - 0{,}0001R - 0{,}0276\frac{b_г}{R}\right)\right]. \quad (7.58)$$

Полученные выражения полной работы, затрачиваемой на формообразование продольных элементов жесткости либо противоскольжения на профилях, позволяют перейти к определению необходимой мощности формообразования и возникающих при этом крутящих моментов на рабочих валках.

Необходимую для формообразования мощность определим по известной зависимости:

$$N = \frac{A_п}{t}, \quad (7.59)$$

где t – время формообразования гофра (рифления, элемента противоскольжения), определяемое из соотношения:

$$t = \frac{L}{V_п}, \quad (7.60)$$

где L – длина гофра; $V_п$ – скорость движения полосы при формовке, которая для данного процесса выбирается в пределах 20 – 40 м/мин.

Подставив (7.60) в (7.59), получим мощность, необходимую для

формообразования продольных элементов жесткости:

$$N = \frac{A_n V_n}{L}. \qquad (7.61)$$

Полученные выражения мощности позволяют определить крутящие моменты, возникающие при формовке по известной зависимости:

$$M_{кр} = 0{,}975\frac{N}{n}, \qquad (7.62)$$

где n – число оборотов рабочего вала в минуту.

Число оборотов рабочего вала определим, используя известную зависимость между линейной и угловой скоростью $V = \omega R_{осн}$, откуда:

$$n = \frac{V_n}{\pi D_{осн}}. \qquad (7.63)$$

Для определения крутящего момента, возникающего при формовке продольных гофров (элементов жесткости, противоскольжения), подставим (7.61) и (7.63) в (7.62):

$$M_{кр} = 0{,}975\frac{A_n \pi D_{осн}}{L_г}. \qquad (7.64)$$

Анализ полученного выражения показывает, что крутящий момент зависит от величины суммарного усилия формовки и основного диаметра формующего валка, с увеличением которых крутящий момент возрастает.

Полученные в разделе аналитические выражения для определения энергосиловых параметров процессов формообразования профилей с элементами жесткости (противоскольжения) в виде продольных гофров легли в основу разработки методики определения энергосиловых параметров формовки, которая принята для использования в работе по проектированию специализированного оборудования, а также комплексной методики проектирования технологического процесса валковой формовки профилей, необходимой при освоении новых типов профилей.

7.3.4 МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА ВАЛКОВОЙ ФОРМОВКИ ПРОФИЛЕЙ С ПРОСЕЧНО-ВЫТЯЖНЫМИ ЭЛЕМЕНТАМИ (ПВЭ)

Кинематика процесса формовки ПВЭ достаточно сложна, поскольку заготовка и валковый рабочий инструмент находятся в дви-

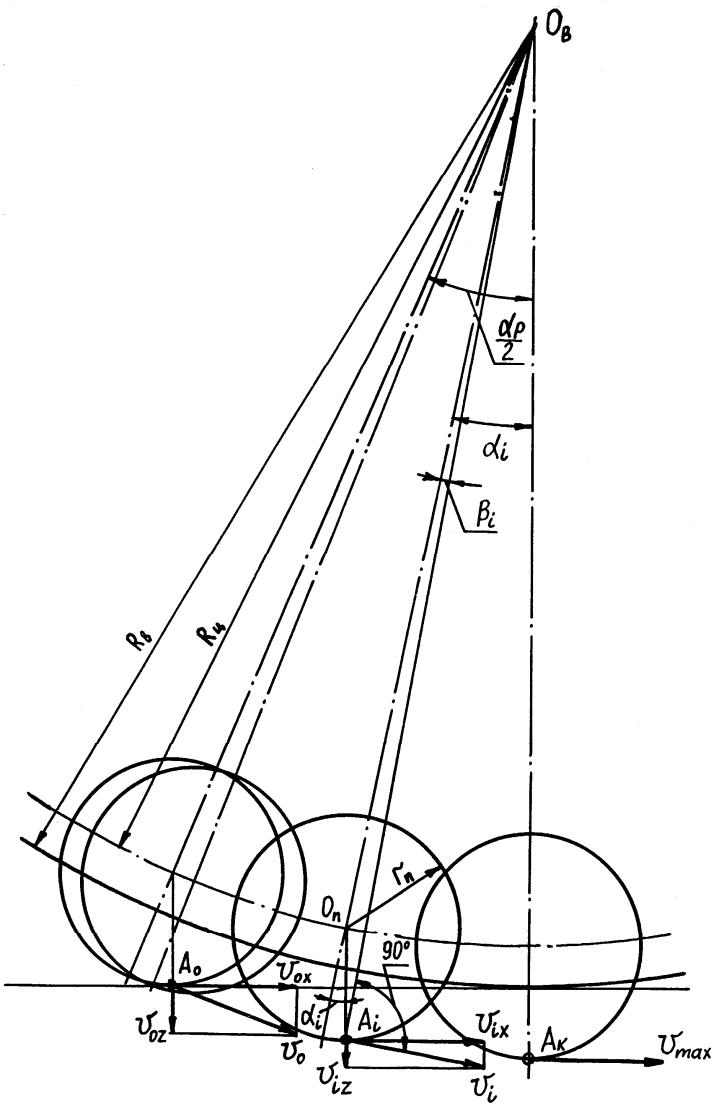


Рис. 7.16. Схема кинематики формовки просечно-вытяжного элемента.

жении, причем разные точки поверхности валков имеют различные линейные скорости. С целью создания адекватной математической модели, принятия и обоснования необходимых допущений, был проведен кинематический анализ процесса. На рис. 7.16 показана схема формовки ПВЭ.

В соответствии с приведенной схемой рабочий угол поворота валка от момента соприкосновения диск-пуансона с заготовкой и до его выхода из плоскости заготовки

$$\alpha_p = 2\arccos\frac{R_{‰} - r_{\bullet}}{R_c}, \quad (7.65)$$

где $R_{‰}$, $r_{\bullet}$ – радиусы валка и диск-пуансона; $R_{л}$ – радиус окружности, на которой расположены центры диск-пуансонов.

Текущий угол между радиусами, проведенными от центра валка $0_в$ к центру диск-пуансона 0_n и к нижней точке диск-пуансона A_i

$$\beta_i = arctg\frac{r_n \cdot \sin\alpha_i}{R_n + r_n \cos\alpha_i}, \quad (7.66)$$

где α_i – текущий угол между радиусом, проведенным от центра валка к центру диск-пуансона, и вертикальной осью валка.

Исследовано соотношение скоростей инструмента и заготовки. В случае, когда катающими являются основные диаметры валков, то есть скорость заготовки $v_{\acute{K}}$ равна линейной скорости на расстоянии $R_{‰}$ от центра валка, соотношение горизонтальной составляющей v_{ix}

скорости точки A наибольшего заглубления диск-пуансона и скорости заготовки можно определить по формуле

$$\frac{v_{ix}}{v_{\acute{K}}} = \frac{(R_{\text{ль}} + r_{\bullet}\cos\alpha_i)\cos(\alpha_i - \beta_i)}{R_{\text{‰}}}. \qquad (7.67)$$

Из графика (рис.7.17) отношения $\frac{v_{ix}}{v_{\acute{K}}}$ при формовке профиля настила типа НПП-660 в валках диаметром 510 мм при диаметре диск-пуансонов 48 мм и высоте ПВЭ 6 мм видно, что на большей части рабочего угла имеет место опережение заготовки инструментом. Только в начале формовки наблюдается едва заметное (не более 0,1%) отставание, не влияющее на процесс формовки.

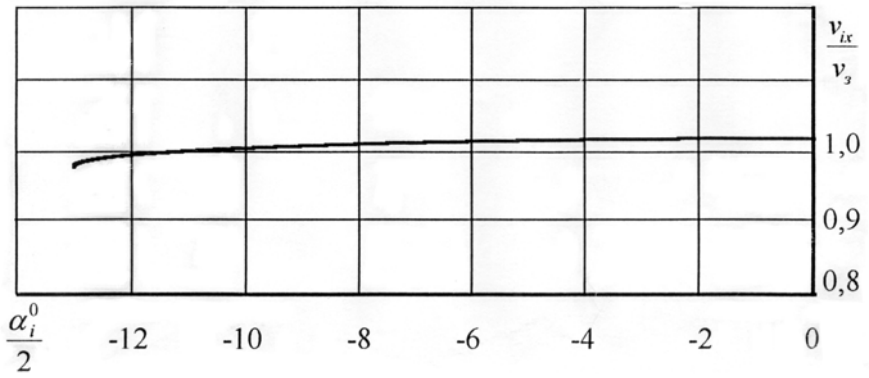


Рис.7.17. График отношения горизонтальной составляющей скорости точки наибольшего заглубления диск-пуансона v_{ix} и скорости заготовки v_3 при формовке профиля настила НПП-660.

Максимальное опережение заготовки диск-пуансоном в точке его наибольшего заглубления также незначительно – 2,3%. Такое опережение практически не влияет ни на энергосиловые параметры процесса, ни на форму получаемых ПВЭ. Это позволяет пренебрегать им в дальнейших расчетах, рассматривая процесс при его математическом моделировании как штамповку.

Сложная форма очага деформации при формовке ПВЭ, совмещение в нем разрезки, гибки и вытяжки, а также неосесимметричность задачи существенно затрудняют ее решение методами, традиционно применяемыми для анализа процессов штамповки и профилирования – энергетическим, инженерным либо методом сопротивления металлов пластической деформации. Поэтому для теоретического анализа процесса выбран метод конечных элементов (МКЭ).

Требуется найти перемещения и деформации, исходя из условия минимума полной энергии деформации $П$ и закона постоянства объема в дифференциальной форме:

$$n = \iiint_V \sigma_S e_i dV - \iint_S F_i u_i dS; \qquad (7.68)$$

$$\frac{\partial u_x}{\partial x}+\frac{\partial u_y}{\partial y}+\frac{\partial u_z}{\partial z}=0, \qquad (7.69)$$

где σ_S – напряжение текучести; e_i – интенсивность деформации; F_i – усилие деформирования одного (i-го) конечного элемента (КЭ); u_x, u_y, u_z – компоненты перемещения этого КЭ; u_i – его абсолютное перемещение; S – площадь поверхности очага деформации; V – объем очага деформации.

Важными предпосылками являются, кроме того, непрерывность функций u_x, u_y, u_z и выполнение граничных условий для них, а также условия совместности деформаций.

Известно, что при соблюдении перечисленных условий применим вариационный принцип: действительное решение соответствует минимальному приращению энергии $\Delta\Pi$. Для такого решения вариация энергии среди допустимых вариаций перемещений $\Delta\Pi=0$.

Метод конечных элементов в его классическом виде, впервые примененный для задач обработки металлов давлением японскими исследователями, использует для описания формы исследуемого объекта базисные функции, непрерывные как на КЭ, так и на его границах, где они совпадают со смежными базисными функциями. Вне КЭ они принимаются равными нулю.

Недостатком классического МКЭ является то, что формулы, устанавливающие связь между перемещениями и деформациями, верны только для малых перемещений. Поэтому, хотя условие постоянства объема и связь перемещений и деформаций в классическом МКЭ соблюдаются автоматически, что само по себе является преимуществом, достигается это за счет большого количества малых перемещений на каждом этапе решения задачи. При этом приходится решать системы линейных уравнений с большим числом неизвестных, что приводит к неизбежному накоплению погрешностей в результатах.

В данном случае конструкция базисных функций видоизменена таким образом, что они являются непрерывными в узлах смежных элементов. Для таких функций связь перемещений и деформаций, а также условие постоянства объема являются приближенными. Это снижает точность расчета на каждом отдельном этапе, однако поскольку для каждой формы свободной границы требуется только один этап расчета, уменьшается накопление погрешности при вычис-

лениях, благодаря чему суммарная погрешность, как правило, значительно меньше, чем при использовании классического метода. Продолжительность же решения задачи сокращается на несколько порядков.

Реальные процессы получения профилей с ПВЭ отличаются тем, что толщина листового материала невелика по сравнению с перемещениями элементов профиля в процессе формоизменения. Поэтому при использовании МКЭ можно находить перемещения u_x, u_y, u_z из двумерных матриц.

Предполагается, что на металл нанесена регулярная, например прямоугольная, сетка. Требуется определить ее вид после деформации с учетом условий, перечисленных при постановке задачи. Рассмотрим плоский лист с нанесенной на нем прямоугольной сеткой. Ее ячейки имеют координаты:

$$x_{ij} = (j-1)\Delta x;\ \ z_{ij} = (j-1)\Delta z;\ \ y_{ij} = 0,$$

где x, z – размеры ячеек до деформации.

После деформации ячейки будут иметь координаты x'_{ij}, y'_{ij}, z'_{ij}. Перемещения легко вычисляются по формулам

$$u_{x_{ij}} = x'_{ij} - x_{ij};\ \ u_{y_{ij}} = y'_{ij} - y_{ij};\ \ u_{z_{ij}} = z'_{ij} - z_{ij}. \qquad (7.70)$$

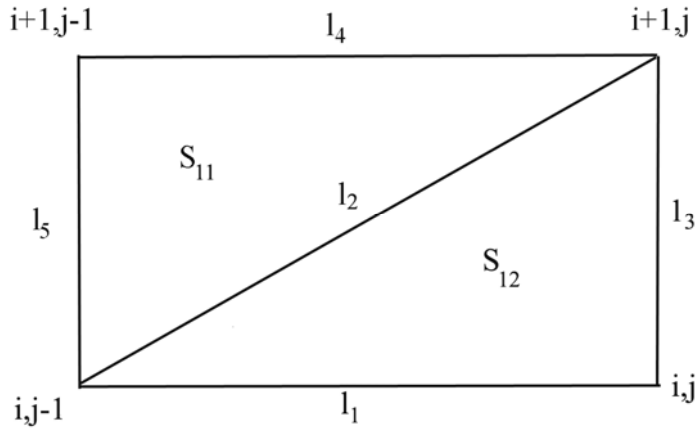


Рис.7.18. Схема для определения площади конечного элемента.

Число ячеек в сетке до и после деформации всегда одно и то же. Условие непрерывности деформаций выполняется.

Закон постоянства объема соблюдается путем минимизации квадратичной невязки для каждых четырех смежных ячеек, сходящихся в общей (узловой) точке:

$$\Phi = (S_1 t_1 - \bar{V})^2 + (S_2 t_2 - \bar{V})^2 + (S_3 t_3 - \bar{V})^2 + (S_4 t_4 - \bar{V})^2 \to min, \qquad (7.71)$$

где $\bar{V}$ – объем каждого элемента до деформации; S_1 - S_4 – площади поверхности КЭ; t_1 - t_4 – толщины КЭ.

Площадь поверхности КЭ в пространстве вычисляем как суммарную площадь двух треугольников (рис. 7.18), например

$$S_1 = S_{11} + S_{12}. \qquad (7.72)$$

Определим площадь S_{12}:

$$S_{12} = \sqrt{p(P - l_1)(p - l_2)(p - l_3)}, \qquad (7.73)$$

где l_1 - l_3 – длины сторон треугольника:

$$l_1 = \sqrt{(x_{i\ j-1} - x_{ij})^2 + (y_{i\ j-1} - y_{ij})^2 + (z_{i\ j-1} - z_{ij})^2};$$

$$l_2 = \sqrt{(x_{i\ j-1} - x_{i+1\ j})^2 + (y_{i\ j-1} - y_{i+1\ j})^2 + (z_{i\ j-1} - z_{i+1\ j})^2};$$

$$l_3 = \sqrt{(x_{i+1\ j} - x_{ij})^2 + (y_{i+1\ j} - y_{ij})^2 + (z_{i+1\ j} - z_{ij})^2};$$

p – полупериметр, равный: $p = \dfrac{l_1 + l_2 + l_3}{2}$.

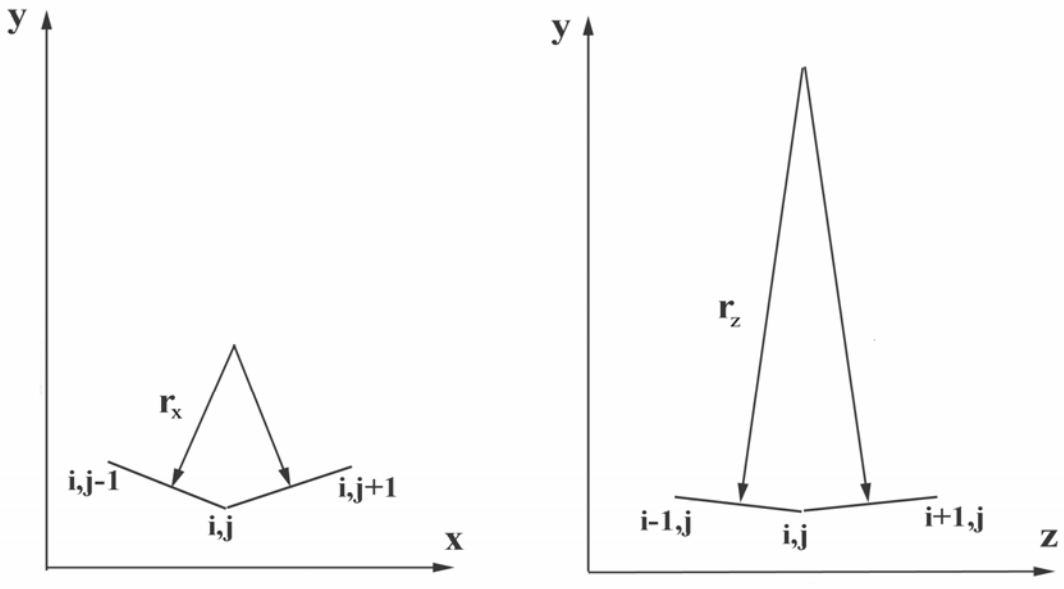
Остальные площади определяются аналогично.

Деформации рассчитываются следующим образом:

$$e_{x_{ij}} = ln\frac{l_1}{\Delta x}; \quad e_{y_{ij}} = \frac{t_1}{t_0} - \frac{t_0}{4r}; \quad e_{z_{ij}} = ln\frac{l_3}{\Delta z};$$

$$e_{xz_{ij}} = ln\frac{l_5}{l_3} + ln\frac{l_4}{l_1}; \quad e_{xy_{ij}} = 0; \quad \varepsilon_{zy_{ij}} = 0, \qquad (7.74)$$

где t_0, t_1 – толщина профиля до и после деформации; l_i – длины сторон треугольников (рис. 7.18); r – радиус изгиба.



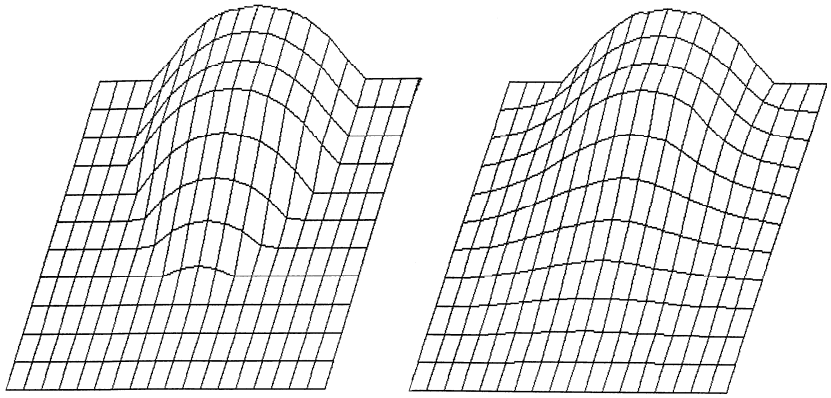
а б

Рис.7.19. Расчетная схема для определения радиусов изгиба: а – в плоскости *YX*, б – в плоскости *YZ*.

Для определения радиуса изгиба находим точку пересечения перпендикуляров, проходящих через середины заданных отрезков, рассчитываем радиусы r_x и r_z (рис. 7.19) и выбираем меньший из них:

$$r = min\{ r_x,\ r_z \}. \qquad (7.75)$$

На заданной области строим исходную сетку конечных элементов. Затем вводим математическое описание формы используемого инструмента. Сетка КЭ, описывающая рабочую часть диск-пуансона, показана на рис. 7.20, а. Площади ячеек сетки на этом этапе различны, а их размеры могут сильно отличаться от необходимых для решения данной задачи. Задача состоит в оптимизации первоначальной сетки.



а б

Рис.7.20. Сетки конечных элементов: а – неоптимизированная, б – оптимизированная.

Задачу решаем методом градиентного спуска за несколько итераций. Каждая итерация состоит из двух этапов. На первом этапе для каждых четырех смежных ячеек минимизируется квадратичная невязка Φ. Градиентный спуск заключается в том, что для координат $x_{ij},\ y_{ij},\ z_{ij}$ каждого узла (общей точки четырех смежных ячеек) рассчитываем $\Phi(x_{ij},\ y_{ij},\ z_{ij})$, а также еще три функционала $\Phi(x_{ij}+u,\ y_{ij},\ z_{ij})$, $\Phi(x_{ij},\ y_{ij}+v,\ z_{ij})$, $\Phi(x_{ij},\ y_{ij},\ z_{ij}+w)$, где $u,\ v,\ w$ – достаточно малые числа. При $\Phi(x_{ij},\ y_{ij},\ z_{ij})-\Phi(x_{ij}+u,\ y_{ij},\ z_{ij})<0$ придаем координате x_{ij} значение $x_{ij}-u$, в противном случае – $x_{ij}+u$. Аналогично поступаем с y_{ij} и z_{ij}. Процесс минимизации заканчивается, когда $\Phi(x^*_{ij},\ y^*_{ij},\ z^*_{ij})<\Phi(x_{ij},\ y_{ij},\ z_{ij})$, где $x^*_{ij},\ y^*_{ij},\ z^*_{ij}$ – значения координат после описанной процедуры движения по градиенту. Обход всех внутренних точек области производится три раза.

Второй этап – минимизация работы деформации для каждых четырех смежных ячеек

$$\bar{A} = (\sigma_{s1} e_{i1} + \sigma_{s2} e_{i2} + \sigma_{s3} e_{i3} + \sigma_{s4} e_{i4})\bar{V} \to min, \qquad (7.76)$$

где $e_{i1} - e_{i4}$ – интенсивность деформаций в каждой из ячеек; $\sigma_{s1} - \sigma_{s4}$ – напряжения текучести, принимаемые равными $\sigma_{0,2} + \alpha e_i$ (α – модуль упрочнения).

Процесс минимизации A в точности совпадает с минимизацией Φ. Обход всех внутренних точек области делается один раз. После этого выполняется первый этап следующей итерации, и т. д. Всего итераций должно быть столько, чтобы нарушения условия постоянства объема были минимальными, и зона их затухания распространялась на возможно большие расстояния.

7.3.5. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ВАЛКОВОЙ ФОРМОВКИ ПРОФИЛЕЙ С ПРОСЕЧНО-ВЫТЯЖНЫМИ ЭЛЕМЕНТАМИ

Из-за сложности геометрической формы ПВЭ противоскольжения трудно сразу построить сетку КЭ, удовлетворяющую всем требованиям вариационной задачи. Решение задачи улучшения сетки описано выше. Толщина металла в области элемента противоскольжения заранее принимается меньшей на величину обусловленного растяжением утонения, которое определяется с использованием формул (7.76). Особенностью решения задачи является ограничение высоты формуемого элемента в каждой точке поверхностью инструмента. В связи с этим на каждой итерации проверяли положение каждой точки заготовки относительно поверхности инструмента (заготовка не может внедряться в него). Координаты точек инструмента вычисляли перед расчетом координат сетки. Толщину металла за областью элемента противоскольжения принимали равной толщине исходной заготовки. На рис. 7.20, б представлена расчетная сетка КЭ, которая в основном правильно отражает форму поверхности элемента противоскольжения и переходных участков.

Усилие деформации рассчитывали по формуле

$$P = \frac{A_{min}}{h_{cp}}, \qquad (7.77)$$

где $A_{min} = \sum_{1}^{k} \bar{A}$ – минимизированная полная работа деформации, со-

ответствующая рассчитанной сетке КЭ; h_{cp} – средняя высота перемещения площадки приложения усилия:

$$h_{cp} = \sum y_i / k , \qquad (7.78)$$

где $\sum y_i$ – сумма координат в области элемента противоскольжения; k – число конечных элементов в этой же области.

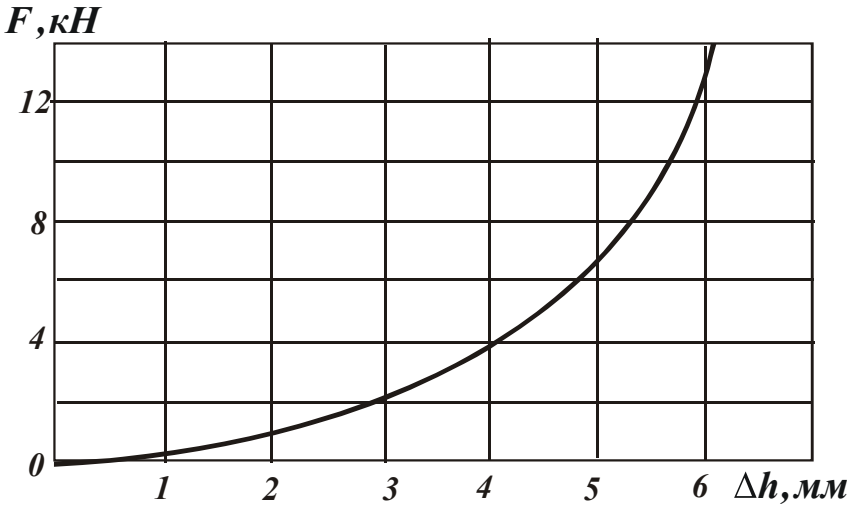


Рис. 7.21. График аналитической зависимости суммарного усилия растяжения и гибки F от глубины внедрения пуансона Δh.

Описанная методика позволяет рассчитывать усилия, необходимые для растяжения и гибки. График зависимости суммарного усилия от глубины внедрения пуансона приведен на рис. 7.21.

Как уже отмечалось, в очаге деформации при формовке ПВЭ выполняется также операция разделения. Ее технологическая схема достаточно проста, что позволяет с необходимой точностью (и это подтверждено экспериментально) определять усилие разрезки по формуле, приведенной в справочнике [150]:

$$F_p = k_c L t \sigma_{-p}, \qquad (7.79)$$

где L – длина разреза; t – толщина полосы; σ_{-p} – напряжение среза; k_c – коэффициент, зависящий от величины скоса.

Величина скоса в данном случае – переменная. Однако с точностью, достаточной для инженерных расчетов, можно принять k_c=**0,5**.

Таким образом, на основании расчетов, выполненных методом конечных элементов, можно определить полное усилие формовки одного ПВЭ:

$$F = \frac{A_{min}}{h_{cp}} + k_c L t \sigma_{cp} . \qquad (7.80)$$

Крутящий момент, необходимый для валковой формовки ПВЭ, определяли с учетом полной работы деформации A_{min} по зависимости [195]

$$M_{kp} = \frac{19{,}5 m \pi A_{min}}{\omega \tau}. \quad (7.81)$$

Время полной отформовки ПВЭ

$$\tau = \frac{2B}{\omega D_0}, \quad (7.82)$$

где B – длина ПВЭ; D_0 – основной диаметр валков.

С учетом (7.82) зависимость (7.81) окончательно принимает вид:

$$M_{kp} = \frac{9{,}75 m \pi D_0 A_{min}}{B}. \quad (7.83)$$

где ω – угловая скорость вращения валков; τ – время, необходимое для полной отформовки элемента; m – число ПВЭ в сечении профиля; A_{min} – полная работа деформации, рассчитанная по программе, основанной на использовании МКЭ.

Помимо крутящего момента, необходимого для валковой формовки ПВЭ, при расчете привода следует учитывать момент добавочных сил трения, возникающих в подшипниках валков и в передаточном механизме стана [195]. Основная составляющая этой величины – момент сил трения в подшипниках валков:

$$M_{mp1} = Fd\mu, \quad (7.84)$$

где F – нагрузка на подшипники, равная усилию деформирования металла; d – диаметр опор валка; μ – коэффициент трения в подшипниках валков, выбираемый в соответствии с рекомендациями работ [195, 205].

Вторую составляющую момента добавочных сил трения принято определять по зависимости [195]

$$M_{mp2} = \left(\frac{1}{\eta} - 1\right) \frac{M_{kp} + M_{mp1}}{i}, \quad (7.85)$$

где M_{mp2} – момент потерь в передаче, приведенный к валу двигателя; η – К.П.Д. передачи от двигателя к валкам, составляющий для прокатного оборудования 0,8...0,9; i – передаточное число.

Зная момент и скорость валковой формовки, можно определить необходимую мощность привода оборудования:

$$N = \frac{v}{D_0}(M_{kp} + M_{mp1} + M_{mp2}), \qquad (7.92)$$

где v – скорость валковой формовки профилей с ПВЭ. Стандартные скорости обычно составляют 30...50 м/мин.

Приведенная методика расчета усилий формовки, крутящих моментов и мощности привода позволяет определять возможность изготовления профилей с ПВЭ на существующем оборудовании или исходные данные для проектирования нового оборудования.

По разработанной методике определены усилия и крутящие моменты формовки на стане 550 - первого принятого к освоению просечного настила НПП-660 (рис 7.28, а) из сталей ВСт3кп и 09Г2. Усилие формовки каждого элемента, состоящего из двух одинаковых частей, отформованных в разные стороны от плоскости заготовки, равно 41,5 и 53,0 кН, крутящий момент – 0,75 и 1,01 кН·м для сталей ВСт3кп и 09Г2 соответственно. Взаимное расположение ПВЭ на профиле таково, что их число в различных поперечных сечениях может быть различным. Максимальное усилие F_{max}, возникающее в момент завершения формовки четырех элементов и начала формовки еще двух смежных, определяется по формуле:

$$F_{max} = F_1(m + 0{,}5n), \qquad (7.87)$$

где F_1 – максимальное усилие формовки одного ПВЭ; m – число элементов, расположенных на одной линии, формовка которых заканчивается одновременно; n – число элементов, начало формовки которых совпадает с моментом завершения формовки m предыдущих элементов в других рядах.

С учетом усилия и крутящего момента, необходимых для формовки отбортовок у кромок профиля и рассчитанных по известной методике [183], максимальное усилие при формовке профиля настила НПП-660 из сталей ВСт3кп и 09Г2 составляет, соответственно, 221,5 и 283,6 кН, крутящий момент – 3,67 и 4,75 кН·м, а необходимая мощность двигателя – 220 и 285 кВт.

Рассмотрение технических характеристик существующих в Украине профилегибочных станов показало, что указанный профиль можно изготовлять на профилегибочном агрегате 1...4х400...1500 МК“Запорожсталь”, для которого максимальные допустимые усилия в клети и крутящие моменты на один шпиндель равны соответственно 350 кН и 5,5 кН·м, а суммарная мощность двух двигателей привода формовочного стана – 600 кВт.

7.4. ОСНОВЫ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА ВАЛКОВОЙ ФОРМОВКИ ПРОФИЛЕЙ СО СПЕЦИАЛЬНЫМИ СЛУЖЕБНЫМИ СВОЙСТВАМИ

7.4.1.ТЕХНОЛОГИЯ ПРОИЗВОДСТВА ЛИСТОВЫХ РИФЛЕНЫХ ПРОФИЛЕЙ ПОВЫШЕННОЙ ЖЕСТКОСТИ

Одним из важнейших показателей качества металлопродукции являются ее прочностные характеристики. Повышение прочностных характеристик (временного сопротивления разрыву, предела текучести) может быть достигнуто путем холодной деформации металла или добавлением легирующих элементов в процессе его выплавки. Очевидно, что первый вариант упрочнения является более экономичным, так как не требует дорогостоящих легирующих добавок, а процесс упрочнения, например, при производстве гнутых профилей, может быть организован непосредственно в потоке профилегибочного стана.

Разработанная в УкрНИИМете технология производства листовых рифленых профилей повышенной жесткости позволила определить принципиальную возможность организации производства на профилегибочных станах гнутых профилей, усиленных продольными рифлениями, из заготовок толщиной до 2,5 мм. Определено также, что формовка рифлений на полках и стенках гнутых профилей в 1,2…1,7 раза увеличивает прочностные характеристики заготовки, а также способствует увеличению жесткости ее элементов.

Применительно к техническим возможностям опытно - промышленного агрегата 1…4х50…300 УкрНИИМет была разработана и освоена технология производства упрочненного корытного профиля 80х60х32х2,5 мм. Технология деформационного упрочнения профилей является новым процессом, не применяющимся в настоящее время в отечественной металлургической промышленности и направленным на обеспечение развития производства эффективных видов металлопродукции, расширение сортамента, улучшение качества и значительное повышение прочностных свойств металлопродукции за счет совершенствования технологии производства проката. По данным потребителей новая разработанная технология позволяет получить гнутые профили на 20-25% прочнее аналогичных, изготовленных по традиционной технологии, а, следовательно, на 15-20% легче.

Полученная при освоении и отработке технологии партия профилей в объеме 5 тонн была отправлена одному из потребителей та-

кого вида металлопроката (Орскому заводу тракторных прицепов) для изготовления и испытания платформ прицепов с применением упрочненных профилей. Проведенными испытаниями установлено, что упрочненный корытный профиль 80х60х32х2,5 мм практически равнопрочен применявшемуся ранее корытному профилю 80х60х32х3 мм.

7.4.1.1. РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ ПРОФИЛИРОВАНИЯ И РАСЧЕТ КАЛИБРОВКИ ВАЛКОВ

Ширина заготовки для профилирования определялась в соответствии с конфигурацией профиля (рис. 7.22) по формуле:

$$B=2b_1+2b_2+2b_3+2\pi\rho,$$

где $\rho = R + KS_0$ – радиус нейтрального слоя; K – коэффициент, учитывающий смещение нейтрального слоя заготовки при профилировании.

Для принятых размеров профиля искомая ширина составляла:

$$B = 2x26,\ 5+2x51+70+2x3,\ 14(2+0,4x2,5) = 243,\ 84 \text{ мм}.$$

Учитывая, что размеры боковых полок профилей 32 мм были получены с положительным допуском +1,5 мм, ширина заготовки (В) была принята равной 241 мм.

Экспериментально установлено, что формовку рифлений необходимо производить в два этапа, выполняя на каждом из них по четыре рифления. Рифления на участках заготовки, соответствующих вертикальным стенкам профиля, необходимо выполнить до начала профилирования. Формовку четырех рифлений на горизонтальной стенке профиля, с целью снижения трудоемкости изготовления валков для профилирования, необходимо выполнять в конце процесса профилирования, непо-

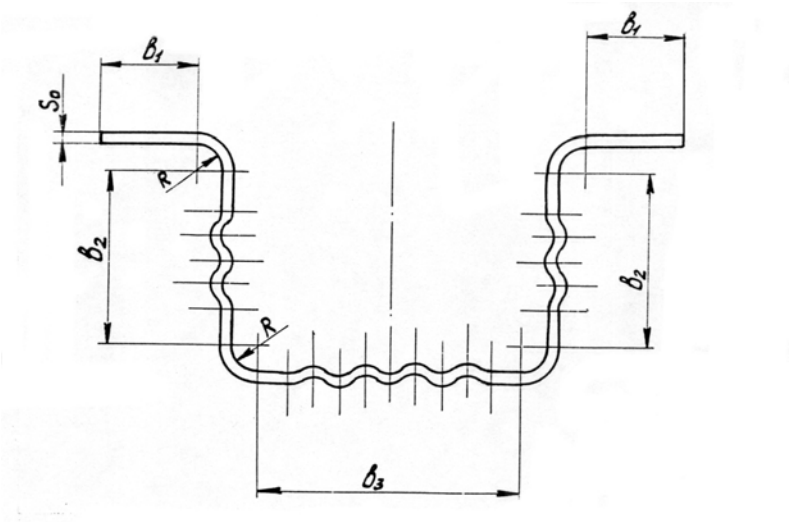


Рис. 7.22. Схема для определения ширины исходной при формовке корытного профиля 80х60х32х2,5, мм.

средственно перед порезкой профиля на мерные длины.

Режим профилирования принят тем же, что и для производства корытного профиля 80х60х32х3 мм –15°–30°–45°–60°–75°–85°–90°. Для обеспечения формообразования радиуса R_2 у боковой полки, подгибка последней до угла 90° производится при подгибке вертикальных стенок профиля на угол 85°.

Рассчитываемая калибровка валков предусматривала выполнение отдельных этапов формообразования профиля в следующих клетях агрегата:

- 8 клеть – формовка рифлений на участках заготовки, соответствующих боковым стенкам профиля;
- 9 клеть – подгибка вертикальных стенок и полок на угол 15°;
- 10 клеть – подгибка вертикальных стенок и полок на угол 30°;
- 11 клеть – подгибка вертикальных стенок и полок на угол 45°;
- 12 клеть – подгибка вертикальных стенок и полок на угол 60°;
- 13 клеть – формовка рифлений на горизонтальной стенке профиля;
- 14 клеть – подгибка вертикальных стенок и полок на угол 75°;
- летучие ножницы – порезка профиля на мерные длины;
- 15 клеть – подгибка вертикальных стенок и полок на угол 85° и полок на угол 90°;
- 16 клеть – подгибка вертикальных стенок и полок на угол 90°.

Размеры калибров рассчитывались в соответствии с методикой, согласно которой расчетные радиусы мест закругления R, линейные размеры валков, их диаметры определяются в зависимости от углов подгибки. Схема для расчета размеров калибра приведена на рис. 7.23.

Разработанная технология производства упрочненного корытного профиля 80х60х32х2,5 мм предусматривает упрочнение рифлением заготовки на участках, соответствующих горизонтальной и вертикальным стенкам и ее профилирование в девяти клетях профилегибочного агрегата 1…4х50…300. Завалка валков в рабочие клети и их настройка осуществлялись в следующей последовательности:

1) завалка нижних рабочих валков в 8…16 клети;
2) настройка нижних рабочих валков с помощью специальных настроечных шаблонов;
3) завалка верхних рабочих валков в 8…16 клети;
4) установка вертикальных и боковых зазоров в 9…12 и 14…16 кле-

тях для профилирования (с помощью щупов);

5) установка вертикальных и боковых зазоров в 8 и 13 клетях (с помощью отрезков заготовки для профилирования). Для этого после осевой регулировки валков до получения равномерного бокового зазора между элементами, формующими рифления, устанавливался зазор между гладкими цилиндрическими поверхностями валков, равный толщине заготовки и через клети пропускались отрезки заготовки длиной 1500 мм. После замеров высоты рифлений производилась корректировка зазора. Последние операции повторялись до получения необходимой высоты рифлений.

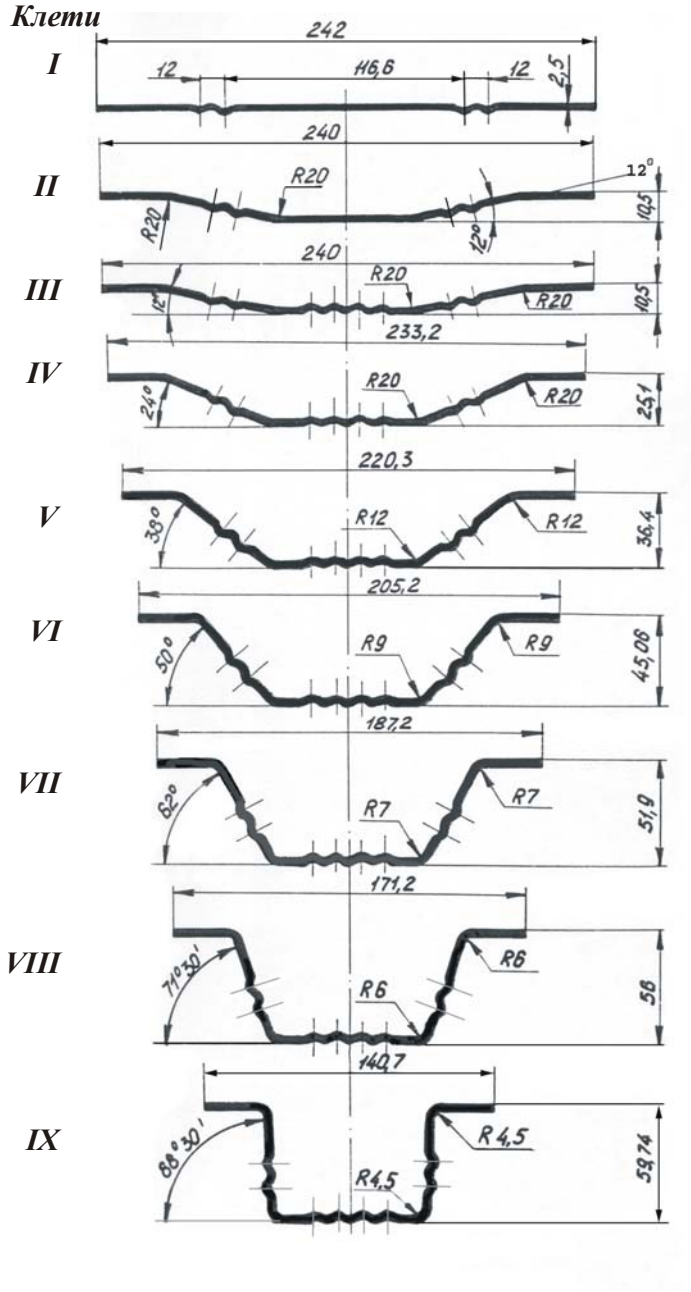


Рис. 7.23. Схема для расчета размеров калибров.

Проведенные замеры геометрических размеров партии профилей показали, что полученные профили соответствуют требованиям чертежа. Профили отправлены Орскому заводу тракторных прицепов.

Одной из основных задач, ставившихся при освоении технологии производства упрочненных профилей, являлось изучение износа валков в клетях для формовки рифлений. Необходимость проведения таких исследований обуславливалась тем, что формообразование рифлений осуществляется вытяжкой материала заготовки и, естественно, должно сопровождаться более интенсивным из-

носом валков по сравнению с износом в клетях для профилирования.

Для разработки промышленной технологии, расчета калибровки валков и освоения производства швеллера 185х100х2,5 мм из предварительно упрочненной заготовки на стане 2…8х100…600 был разработан и согласован с потребителем чертеж швеллера 185х100х2,5мм (с полками и стенками, усиленными продольными рифлениями высотой 1 мм с шагом 12 мм). Этот профиль предназначен для замены швеллера 185х100х5 мм в конструкции транспортера.

Формовку рифлений на центральных участках стенки и полок швеллера предполагалось производить в первых клетях профилегибочного стана 2…8х100…600 на соответствующих участках плоской заготовки до начала профилирования швеллера. Для этого первая клеть стана использовалась как задающая – с цилиндрическими валками, вторая и третья клети – соответственно для формовки 12 рифлений в центральной части заготовки и 10 рифлений на ее боковых участках, 4…8 клети – для постепенной подгибки полок до угла 90° и 9 клеть – чистовая.

Профилирование заготовки с продольными рифлениями, расположенными вне мест изгибов профиля, не имеет принципиальных отличий от профилирования гладкой заготовки, поэтому для освоения производства швеллера 185х100х2,5 мм в 4…9 клетях использовались те же валки, что и для производства швеллера 185х100х5 мм (с корректировкой зазоров в калибрах по толщине заготовки).

Для центрирования заготовки валки второй и третьей клетей образуют калибры закрытого типа. Профиль формующих участков калибров валков определен на основании геометрического расчета по чертежу швеллера. Для снижения расхода металла на изготовление валков на недеформирующих участках калибров установлены дистанционные кольца.

Для освоения производства швеллера 185х100х2,5 мм использовались четыре рулонные заготовки, полученные после продольного роспуска рулонов массой до 6 т на АПР. Заготовки, полученные с крайних боковых участков рулонов имели одностороннюю волнистость с высотой волн до 20 мм и периодом 400-600 мм. При профилировании таких заготовок наблюдалось наличие волнистости полок с высотой волны до 6 мм и шагом 100…120 мм. При профилировании заготовок из средней части рулонов, не имеющих волнистости по боковой кромке, получены швеллеры, отвечающие требованиям чертежа. Швеллер 185х100х2,5 мм отгружен ПО УХ-16/5 (г. Омск) для из-

готовления опытной партии транспортеров.

При профилировании швеллера 185х100х2,5 мм методом электротензометрии были произведены замеры усилий деформирования при формовке рифлений в наиболее нагруженной второй клети стана. Полученный результат 244 кН (24,9 т) меньше допускаемого для клети стана 2…8х100…600 усилия 294 кН (30 т).

Освоение листовых рифленых профилей повышенной жесткости 1263х7х1,5 мм на профилегибочном агрегате 0,5-2, 5х300-1500 для Харьковского завода «Кондиционер» производилось для замены в камерах орошения промышленных кондиционеров листовой стали толщиной 2 мм.

Данный профиль является наименее технологичным из трех рифленых профилей повышенной жесткости, подлежащих освоению, т. к. имеет несимметричное поперечное сечение. Суммарная годовая потребность в профилях – 6,5 тыс. т. Разработанный чертеж профиля 1263х7х1,5 мм, подлежащего первоочередному освоению, предусматривал формообразование элемента двойной толщины у одной из боковых кромок профиля с формовкой на нем двух сквозных гофров высотой 5,5 мм, а также формовку 7 групп рифлений высотой 2,5 мм и шагом 8 мм на заготовке толщиной 1,5 мм.

Формообразование профиля предполагалось осуществить в 12 клетях агрегата:

– в 1…11 клетях – формообразование элемента двойной толщины с двумя отформованными на нем сквозными гофрами;
– в 3…9 клетях – формовку семи групп рифлений;
– в 12 клети – чистовую формовку профиля.

Освоение профиля показало, что при прохождении заготовки через 1…5 клети происходит ее провисание на участке дистанционных колец между опорными элементами (***Ø***366 мм; ***B*** = 100 мм) со стороны привода, что приводит к короблению и смятию правой боковой кромки заготовки опорными элементами шестой клети.

Для устранения этого недостатка в 1-6 клетях опорные элементы были смещены к центру валков на 200 мм, а дистанционные элементы перенесены в сторону привода.

Повторное освоение профиля выявило следующие недостатки:

– в 5,6,7 и 10 клетях получить требуемую чертежом высоту рифлений не представилось возможным из-за совмещения в этих клетях операций формовки рифлений и подгибки боковой кромки заготовки (для получения элемента двойной толщины). Формообра-

зование рифлений производится за счет вытяжки материала заготовки, сопровождающейся значительным давлением металла на валки, что приводит к их прогибу. Поэтому для получения требуемой высоты рифлений необходимо уменьшение зазора между валками, что приводит к раскатке металла в местах подгибки элемента двойной толщины;

– в 12 клети из-за неточностей в изготовлении валков наблюдалась переформовка некоторых отформованных в предыдущих клетях рифлений. Кроме того, из-за прогиба валков произвести дофор-мовку до требуемой высоты рифлений, полученных в предыду-щих клетях, не удалось;
– недостаточная прочность бурта (***Ø***370 мм, ***B*** = 8 мм) формующего элемента верхнего валка 1У-51-39 шестой клети привела к его поломке (выкрашиванию), что не позволило продолжить работы по освоению профиля.

По результатам освоения профиля совместно с представителями завода «Кондиционер» принято решение:

1) отказаться от применения в конструкции фланцев камер орошения кондиционеров профилей с элементами двойной толщины, нетехнологичных в изготовлении и требующих большого количество валковой оснастки, заменив их ребрами жесткости, получаемыми подгибкой боковой кромки профиля на листогибочном прессе у потребителя;
2) при повторном освоении формообразование профиля производить в 8 клетях агрегата, не совмещая операцию формовки рифлений с другими операциями:
   – в первой клети – формовку двух сквозных гофров;
   – во второй – восьмой клетях – формовку семи групп рифлений;
3) отказаться от применения чистовой клети;
4) после проведения испытаний камер орошения кондиционеров с новой конструкцией фланцев, произвести их повторное освоение.

Сравнительно небольшой объем освоения не позволяет достоверно определить величину и характер износа валков для формовки рифлений. Вместе с тем известно, что, например, для изготовления валков, обладающих высокой износостойкостью, используют стали, легированные марганцем и хромом. Для валков с особо высокой износостойкостью используют инструментальные стали, легированные марганцем, хромом, молибденом (отличаются от вышеуказанных сталей высоким содержанием хрома: от 4,8 до 14%).

Вопрос исследования стойкости валков при формообразовании рифлений может потребовать дальнейших исследований для организации промышленного производства упрочненных специальных профилей в Украине.

7.4.1.2. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ПРОФИЛЯ ИЗ УПРОЧНЕННОЙ РИФЛЕНИЯМИ ЗАГОТОВКИ

Экспериментальные исследования энергосиловых параметров формообразования корытного профиля 80х60х32х2,5 мм (рис. 7.23) проводились в процессе изготовления партии таких профилей на опытном стане 1…4 х 50…300. Целью проведения исследований являлось определение возможности организации наиболее энергоемкого процесса – формовки рифлений на заготовке при ее упрочнении – в клетях профилегибочных агрегатов, установленных на предприятиях Министерства промышленной политики Украины, а также возможности совмещения этого процесса с процессом подгибки элементов профиля в пределах одной рабочей клети.

При экспериментальном определении усилий в валках использовались месдозы пластинчатого типа. Крутящие моменты на шпинделях рабочих клетей определялись с помощью наклеенных на их поверхности проволочных тензодатчиков. Погрешность измерения регистрирующей аппаратуры (тензометрической станции «Топаз-1» и шлейфового осциллографа ***Н***-700) совместно с погрешностью, вызванной ползучестью датчиков, составляет ± 8%.

Для определения энергосиловых параметров процесса формовки рифлений были измерены усилия в валках и крутящие моменты на шпинделях привода верхнего и нижнего валков третьей клети профилегибочного агрегата, а также крутящий момент на шпинделе привода нижнего валка первой клети с отключенным приводом верхнего валка. С целью определения возможности совмещения в одной клети операций формовки рифлений и подгибки элементов профиля измерялись усилия в валках пятой клети агрегата, где производилась подгибка элементов профиля на угол 14°.

Усилия в валках и крутящие моменты соответственно составили:

– усилия на опорах валков третьей клети со стороны обслуживания

– 59,93 кН;
- усилия на опорах валков третьей клети со стороны привода – 60,7 кН;
- суммарные усилия в валках третьей клети – 120,8 кН;
- крутящий момент на шпинделе привода верхнего валка третьей клети – 1,97 кН·м;
- крутящий момент на шпинделе привода нижнего валка третьей клети – 1,43 кН·м;
- крутящий момент на шпинделе привода верхнего валка первой клети – 1,72 кН·м;
- усилия на опорах валков пятой клети со стороны привода 26,7 кН;
- суммарные усилия на валках пятой клети – 51,7 кН.

Проведенные исследования энергосиловых параметров формообразования профиля 80х60х32х2,5 мм показали, что по разработанной технологии он может быть освоен в промышленности на одном из профилегибочных агрегатов типа 1…4х50…300.

Допустимые усилия в валках, в соответствии с техническими характеристиками агрегатов, составляют 147 кН. Крутящие моменты – 2,35 кН·м. В пределах одной клети может производиться формовка не более четырех рифлений. При этом усилия в валках составляют 120,79 кН. Совмещение в одной клети операции формовки рифлений и подгибки элементов профиля невозможно, т. к. суммарные усилия в валках превысят допустимые.

7.4.2. РАЗРАБОТКА РАЦИОНАЛЬНОЙ ТЕХНОЛОГИИ ПРОИЗВОДСТВА ПРОФИЛЕЙ ВЫСОКОЙ ЖЕСТКОСТИ С ПРОДОЛЬНЫМИ ГОФРАМИ

В соответствии с разработанной технологией, формовка периодически повторяющихся продольных гофров осуществляется в одной клети стана в паре валков, один из которых имеет выпуклые элементы, выполненные по конфигурации гофров и расположенные прерывисто по окружности бочки. Второй формующий валок, сопрягающийся в процессе формовки с первым, для облегчения и ускорения его изготовления выполняется со сплошными кольцевыми проточками по форме гофров. Причем для ограничения распространения очага деформации в продольном направлении на плоские участки передне-

го и заднего концов профиля и между гофрами используются специальные вставки-заглушки, длина которых должна точно соответствовать межгофровым гладким участкам на окружности валка с выпуклыми формующими элементами.

При формовке гофров на плоских участках фасонного профиля с одновременным формообразованием поперечного сечения последнего подгибкой элементов заготовки на многоклетевом стане, формующие валки могут устанавливаться в любой его клети. Однако, целесообразнее для этих целей не использовать черновые клети, в которых формуемая полоса еще сравнительно мало устойчива, а ее сечение не может ограничивать поперечную утяжку металла, приводящую к ухудшению качества готовой продукции. Следует также избегать формовки гофров (особенно при большой их высоте) в последней клети, то есть на окончательно сформованном профиле, так как значительная величина неравномерной деформации может вызвать волнистость на боковых полках готового профиля, которая обычно устраняется при дальнейшей подгибке за счет перераспределения остаточных напряжений. Таким образом, для формовки закрытых гофров на фасонном профиле при изготовлении его на многоклетевом стане наиболее целесообразно использовать предчистовые или предпоследние чистовые клети.

В некоторых случаях, если необходимо изготовить по ширине профилей одновременно несколько продольных гофров, а общее усилие при этом превышает допускаемое для клетей данного стана, часть от общего их числа может формоваться в одной клети, а остальные в другой, последующей. Однако, это не всегда возможно, особенно при поштучном процессе формовки, так как в этом случае необходимо обеспечить строгое совпадение периодов гофров в обеих клетях, т.е. их синхронизацию. При непрерывном процессе формовки из рулона обеспечение последнего условия необязательно, что делает более осуществимой формовку нескольких гофров в двух клетях многоклетьевого стана.

Для производства профилей высокой жесткости с продольными периодически повторяющимися гофрами без элементов подгибки достаточно трех клетей. Поэтому наиболее рационально использовать для этих целей трехклетьевые станы, установленные в потоке специализированного агрегата с порулонным процессом формовки. Первая клеть такого агрегата используется для создания натяжения полосы перед формовочной клетью, вторая – для формовки гофров. Третья

клеть может использоваться как для описанной выше формовки части общего числа гофров, так и для последующих операций (валковой перфорации, разглаживания боковых полок профиля, выходящего из второй клети и т.п.), а также для создания натяжения полосы за формовочной клетью.

Минимальная длина профиля определяется условиями изготовления и должна быть не менее двойного расстояния между осями рабочих валков соседних клетей, чтобы полоса одновременно находилась не менее чем в двух клетях и непрерывно перемещалась вдоль рабочей линии стана. Максимальная длина профиля должна определяться из условий возможности их транспортировки.

Формовка гофров в одной паре валков за один проход обуславливает значительно большие усилия и крутящие моменты на валках, чем при формовке открытых гофров. Поэтому оборудование для формовки закрытых гофров необходимо выбирать, прежде всего, по допускаемым энергосиловым параметрам с учетом размеров исходной заготовки и конфигурации готовых профилей. Методика определения энергосиловых параметров процесса валковой формовки профилей высокой жесткости изложена в разделе 7.3 настоящей работы.

При выборе стана необходимо руководствоваться как предельно возможной шириной заготовки, так и величиной требуемого периода формуемых гофров по длине профиля, исходя из возможности его расположения на окружности основного диаметра валков целое число раз без нарушения передаточного отношения шестеренной клети.

Если расположение целого числа периодов на окружности бочки валков имеющейся клети связано с изменением диаметров, нарушающим передаточное отношение шестеренной клети, то можно осуществлять привод только одного из пары валков, формующих гофры.

Второй валок может быть неприводным. В этом случае при необходимости синхронного вращения обоих валков можно осуществлять привод неприводного валка через систему шестерен или других синхронизирующих механизмов. В этом случае значительно увеличивается возможность использования клети для формовки периодических гофров за счет расширения диапазона изменения диаметров валков.

Пределами этого диапазона является конструкция используемой клети, как по предельно возможному диаметру валков, так и по величине крутящего момента, передаваемого одним шпинделем.

7.4.2.1. ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЗМЕРОВ ИСХОДНОЙ ЗАГОТОВКИ

При формовке продольных гофров на плоских элементах фасонных профилей отсутствие утяжки, как правило, обеспечивается самой формой поперечного сечения профиля. Задача сводится лишь к удержанию профиля в калибре во избежание его деформирования. Поэтому расчет ширины исходной заготовки для фасонных профилей с периодическими гофрами должен производиться как для профиля такой же формы и размеров поперечного сечения без гофров.

Как показали проведенные экспериментальные исследования, при валковой формовке продольные гофры, расположенные вблизи боковых кромок листовых профилей, формуются как за счет местной вытяжки металла полосы, так и, частично, за счет перемещения его со стороны боковых кромок в зону формовки. Это создает переменную ширину профиля по длине и требует обрезки его боковых кромок. Величина обрезаемой полоски различна для каждого профиля и зависит от его ширины, числа гофров, конфигурации и расположения их на полосе.

При определении длины заготовки следует исходить из расположения на готовом профиле целого числа периодов.

7.4.2.2. РАЗРАБОТКА КОНСТРУКЦИИ ВАЛКОВ ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА ПРОФИЛЕЙ С ПРОДОЛЬНЫМИ ГОФРАМИ

Валки для формовки профилей высокой жесткости, как с продольными, так и с поперечными гофрами для облегчения процессов

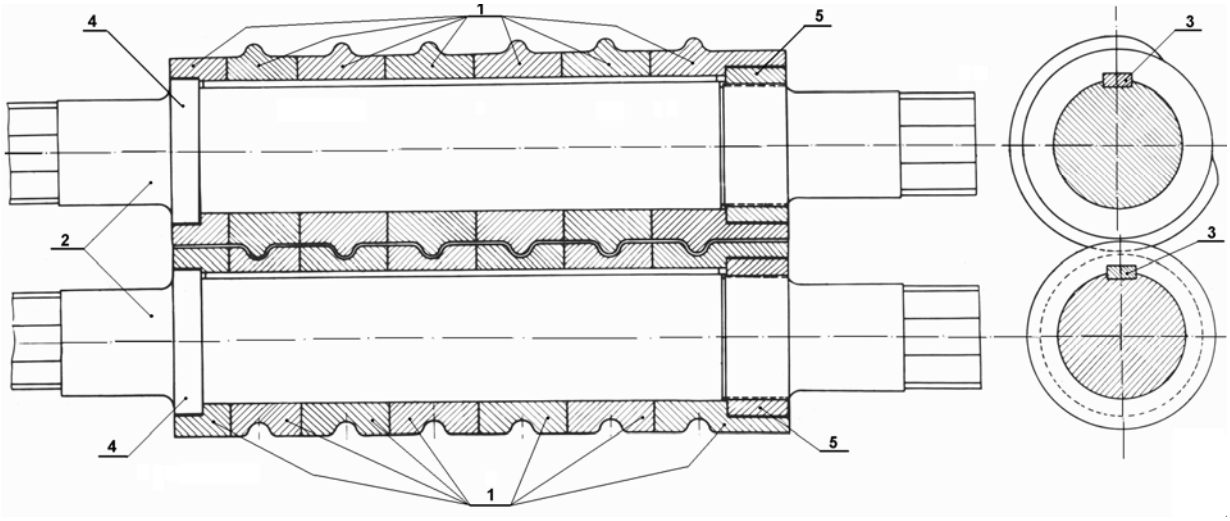


Рис. 7.24. Конструкция валков для изготовления профилей с продольными гофрами.

изготовления, сборки-разборки и замены износившихся элементов выполняются составными, состоящими из отдельных шайб (1), фиксируемых на валах (2) шпонками (3), буртами (4) и зажимными гайками (5) (рис. 7.24).

Кроме простоты изготовления, незначительных затрат и небольшого расхода металла сборные конструкции валков удобны тем, что на одном комплекте инструмента можно изготовлять несколько типов профилей, отличающихся количеством гофров по ширине. Это достигается заменой профильных шайб с выпуклыми формующими элементами цилиндрическими, причем нет необходимости в замене соответствующих шайб с ручьями на другом валке. К преимуществам сборных конструкций следует отнести то, что в процессе работы возможна замена отдельных износившихся элементов, а не всего валка, как в случае, если он изготовлен цельным. При разработке конструкции формовочных валков, для уменьшения утяжки и улучшения качества профилей, зазор между ними на плоских участках вблизи крайних гофров уменьшается в среднем на 30% по сравнению с величиной зазора на других участках.

В последнее время при изготовлении валков принята новая схема изготовления формующих шайб, согласно которой их ширина равна ширине гофра. Это позволило значительно упростить изготовление как самих шайб, так и вставок–заглушек. Принята также новая конфигурация формующего элемента ящичного типа, позволившая упростить его изготовление, не ухудшая при этом качества профилей. Для ограничения распространения очага деформации на плоские межгофровые участки и на плоские участки переднего и заднего концов профиля конструкцией валков предусмотрено крепление в кольцевые выточки одного из валков специальных сегментных вставок-заглушек, развернутая длина которых соответствует протяженности плоских межгофровых участков по длине профиля. Разработанная маршрутная технология изготовления рабочих элементов валков используется ММК при изготовлении рабочего инструмента.

7.4.2.3. РАСЧЕТ КАЛИБРОВКИ ВАЛКОВ

Как отмечалось выше, в соответствии с принятой схемой формовки продольных гофров, один из профильных валков должен иметь выпуклые прерывистые формующие элементы, а другой – соответствующие им впадины – ручьи.

Размер основного диаметра валка с выпуклыми формующими

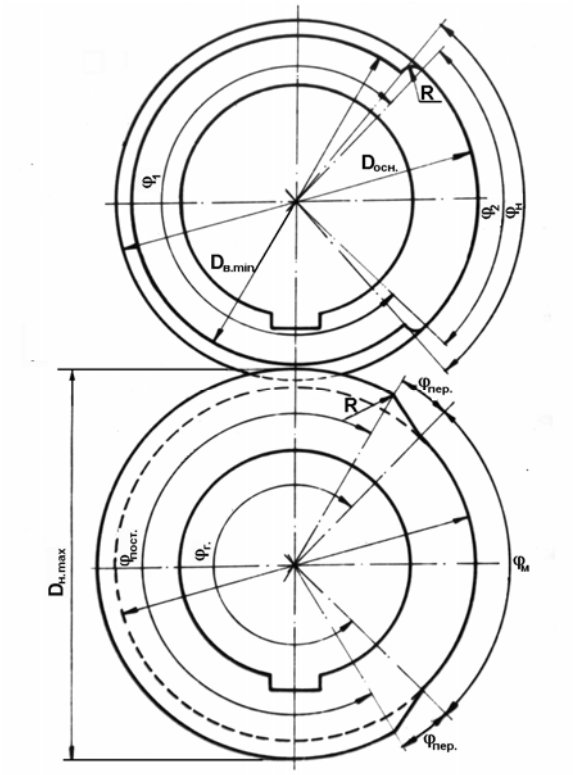


Рис. 7.25. Основные исполнительные размеры валков.

элементами следует определять исходя из конструктивных возможностей стана и размещения на нем целого числа периодов по длине окружности бочки:

$$D_{осн} = \frac{(L_{пр} + к\Delta)n}{\pi N}, \qquad (7.88)$$

где $L_{пр}$ – длина профиля по чертежу; Δ – положительный допуск на длину профиля; $к$ – коэффициент использования поля допуска (принимается равным 0,75); n – количество периодов, формуемых за один оборот валков; N – количество периодов в формуемом профиле.

Основные исполнительные размеры валков (рис. 7.25) определяли исходя из геометрических размеров профилей в продольном сечении (рис. 7.26) по следующим формулам:

$$L = \frac{\pi D_{осн}}{n}. \qquad (7.89)$$

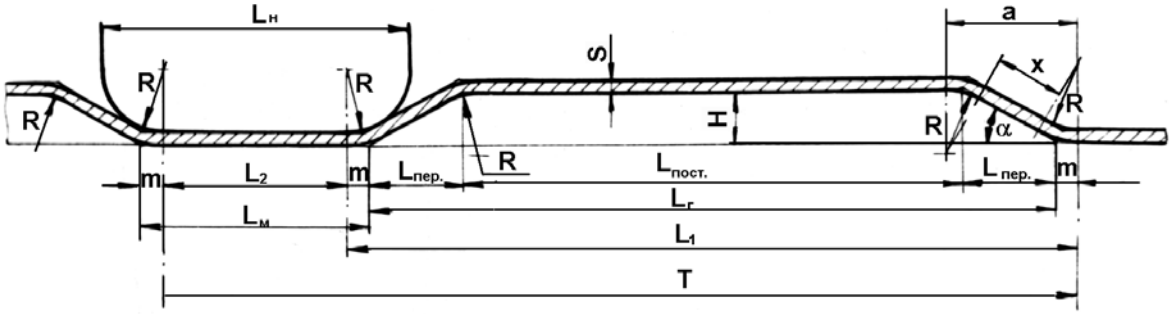


Рис. 7.26. Геометрические размеры профиля в продольном сечении.

Длина плоской части гофра на участке переменной высоты

$$x = \sqrt{a^2 + H^2 - 2H(2R + S)}, \qquad (7.90)$$

где H – высота гофра; R – радиус у основания и вершины гофра в продольном сечении; a – расстояние между центрами радиусов у основания и вершины гофра на участке переменной высоты.

Угол схода гофра

$$tg\frac{\alpha}{2} = \frac{a - x}{2(2R + S) - H}, \qquad (7.91)$$

где S – толщина заготовки.

Проекция участка схода гофра на горизонтальную плоскость, равная длине дуги нижнего рабочего валка по основному диаметру $L_{пер}$ и соответствующий ей угол $\varphi_{пер}$ равны:

$$L_{пер} = \frac{H}{tg\alpha}, \tag{7.92}$$

$$\varphi_{пер} = \frac{360 L_{пер}}{\pi D_{осн}}. \tag{7.93}$$

Проекция длины криволинейного участка гофра на горизонтальную плоскость

$$m = (R + S) tg \frac{\alpha}{2}. \tag{7.94}$$

Длина дуги выпуклого формующего элемента по основному диаметру нижнего валка на участке постоянной высоты гофра $L_{пост}$ и соответствующий ей угол $\varphi_{пост}$ определяются:

$$L_{пост} = L_1 - 2m - 2L_{пер}, \tag{7.95}$$

$$\varphi_{пост} = \frac{360^o L_{пост}}{\pi D_{осн}}. \tag{7.96}$$

Длина дуги нижнего валка, соответствующая межгофровому участку на профиле $L_м$ и угол $\varphi_м$

$$L_м = L_2 + 2m, \tag{7.97}$$

$$\varphi_м = \frac{360^o L_м}{\pi D_{осн}}. \tag{7.98}$$

Центральный угол, соответствующий элементу верхнего валка, формующему межгофровый участок по длине профиля

$$\varphi_н = \frac{360^o L_2}{\pi D_{осн}} + \frac{720^o R}{\pi (D_{осн} - 2R)}. \tag{7.99}$$

Максимальный диаметр валка, имеющего выпуклые формующие элементы, с учетом пружинения гофра составляет:

$$D_{н.max} = D_{осн} + 2(H + \Delta H), \tag{7.100}$$

Минимальный диаметр валка, имеющего ручьи, составляет:

$$D_{в.min} = \frac{L_{пр} n}{\pi N} - 2(H + \Delta H). \tag{7.101}$$

По разработанной методике были рассчитаны все калибровки

валков для освоения на специализированном агрегате 1...5х300...1650 новых видов профилей высокой жесткости с продольными периодически повторяющимися гофрами.

7.4.3. ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ПРОИЗВОДСТВА ПРОФИЛЕЙ С НЕПРОСЕЧНОЙ ПОВЕРХНОСТЬЮ ПРОТИВОСКОЛЬЖЕНИЯ

Новые профили со специальными служебными свойствами для переходных площадок и лестничных маршей с рифленой непросечной поверхностью противоскольжения различного типа могут быть получены с использованием нестационарного технологического процесса валковой формовки (осадки рифлений). Технология производства рифлений подробно описана в разделе 7.3.1.

Для обеспечения строительства в тонкостенных (облегченных) профилях разработаны следующие листовые и специальные гнутые профили:

- настилы с поверхностью противоскольжения Н2-560, Н2-760, Н2-960 (рис. 7.27, а);
- ступени лестничные с поверхностью противоскольжения СЛ-01, СЛ-02 (рис. 7.27, б, в).

Для обеспечения необходимых испытаний новых профилей, изготовлены партии профилей настилов Н2-560, Н2-760, Н2-960 требуемой для сборки металлоконструкций длины – 6 м – на стане 550 и ступеней лестничных СЛ-01, СЛ-02 длиной 4 м – на стане 1…4х50…300. Формовку специальных несимметричных профилей СЛ-01 и СЛ-02 (рис. 7.27, а, б, в) было предусмотрено обеспечить на одном комплекте валков, используя для получения поверхности противоскольжения 2 варианта ее формовки:

1) на стенке профиля местной вытяжкой металла (во второй клети) формовались сквозные продольные гофры треугольной формы с последующей их периодической осадкой в 3 клети;
2) элементы противоскольжения формовались в 12 клети за один проход традиционным способом – за счет местной вытяжки металла при совмещении выпуклого элемента с соответствующей впадиной. Синхронизация вращения валков в данной клети обеспечивалась шестеренной парой с передаточным отношением 2.

Подгибку полок профилей предусматривалось осуществить в 10 клетях стана, используя принцип равных вертикальных перемещений,

а также постоянства расстояний между центрами дуг изгиба с переменными радиусами последних [183].

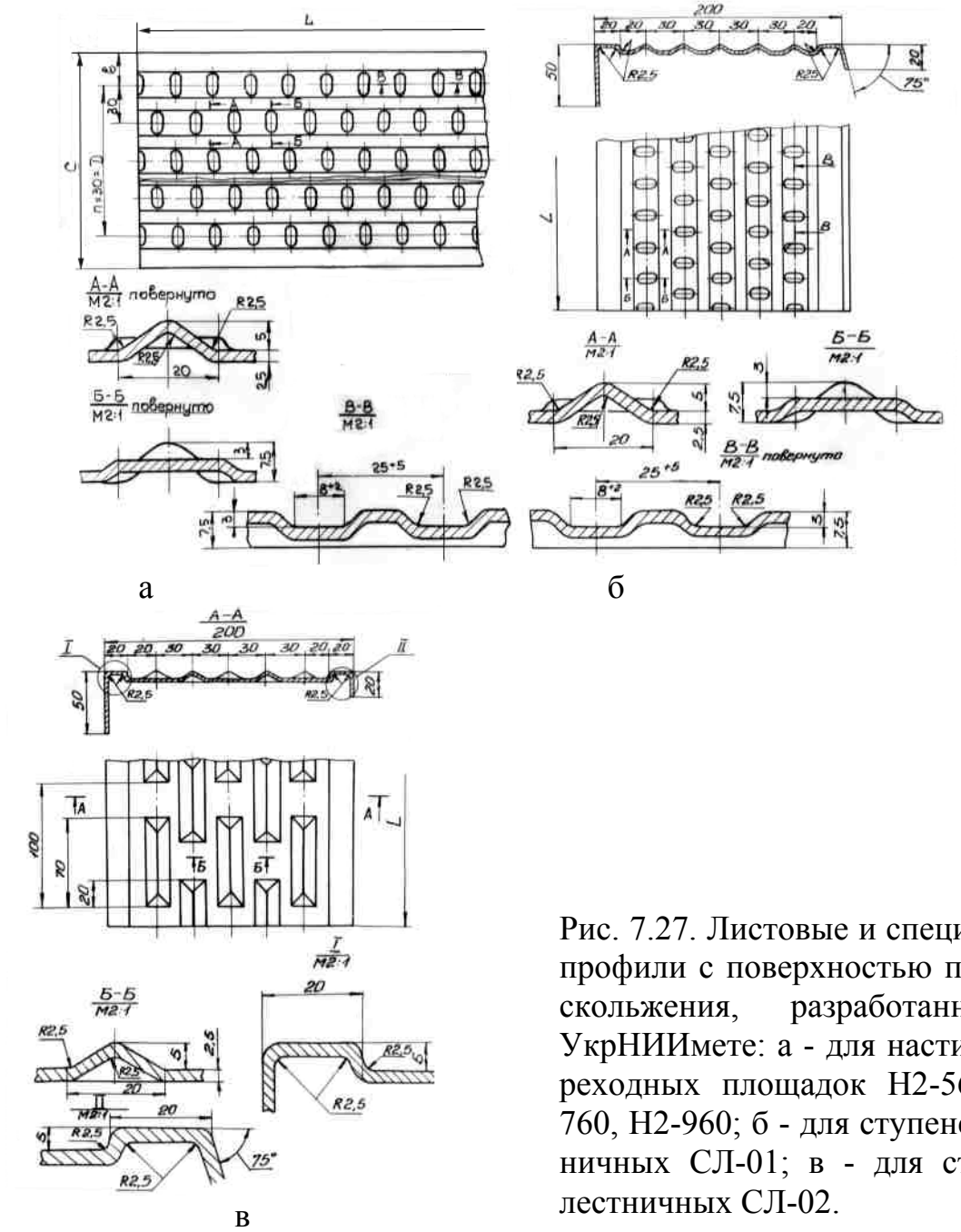


Рис. 7.27. Листовые и специальные профили с поверхностью противоскольжения, разработанные в УкрНИИмете: а - для настилов переходных площадок Н2-560, Н2-760, Н2-960; б - для ступеней лестничных СЛ-01; в - для ступеней лестничных СЛ-02.

Ширина заготовки определялась по известным зависимостям [183], ее значение составило 263 мм.

Опробование технологии формовки профилей СЛ-01 и СЛ-02, проведенное на стане 1…4х50…300, подтвердило правильность принципов, положенных в основу ее разработки. В частности, подтверждена экспериментально возможность формовки поверхности противоскольжения, как в начале (во 2, 3 клетях) технологического процесса, так и в его конце (в 12 клети). Опробованы три способа формовки поверхности противоскольжения: раздельный – вытяжка (в 2 клетях) с последующей периодической их осадкой (профиль СЛ-01); совмещенный

– вытяжка периодических гофров в 1 паре валков (профиль СЛ-02); комбинированный – вытяжка гофров с последующей формовкой поверхности противоскольжения по совмещенному способу.

В результате опробования установлено, что наиболее технологичным является раздельный способ формовки поверхности противоскольжения, поскольку в данном случае не требуется специальная синхронизация вращения валков. Совмещенный способ следует использовать в тех случаях, когда к участку осадки предъявляются особые требования по плоскостности, а к выходам гофров в плоскость – особые требования по их геометрическим параметрам.

Комбинированный способ обеспечивает получение наиболее точных по высоте и конфигурации периодических гофров, однако плоские осаживаемые участки будут иметь характерные в этом случае продольные отпечатки, соответствующие вершине гофров.

Линейные и угловые отклонения подгибаемых при профилировании элементов во всех случаях находились в следующих диапазонах: ± 0,5 мм, ± 3º. Высота гофров противоскольжения для 1 и 2 вариантов составляла 4,0…4,2 мм, для 3 варианта – 4,9…5,0 мм. Анализ качества профилей проведен методами математической статистики.

Разработанные и принятые к производству профили лестничных ступеней СЛ-01 и СЛ-02 имеют одинаковую форму поперечного сечения (размеры подгибаемых элементов) и отличаются лишь формой вытяжных элементов противоскольжения (рис. 7.27, б, в). Ширина опорной площадки – 200 мм. Однако на заводах металлоконструкций применяются штампованные или сварные ступени с шириной опорной площадки также 170 мм. Поэтому к промышленному внедрению было решено разработать новые, усовершенствованные калибровки, позволяющие профилировать как профили с шириной опорной площадки 200 мм (профиль 200х50х20х2,5 мм), так и профиль 170х50х20х2,5 мм.

7.4.4. РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ ПРОИЗВОДСТВА СПЕЦИАЛЬНЫХ ПРОФИЛЕЙ С ПРОСЕЧНО–ВЫТЯЖНЫМИ ЭЛЕМЕНТАМИ ПРОТИВОСКОЛЬЖЕНИЯ

7.4.4.1. РАЗРАБОТКА РАЦИОНАЛЬНОГО СОРТАМЕНТА ПРОФИЛЕЙ С ПРОСЕЧНО-ВЫТЯЖНЫМИ ЭЛЕМЕНТАМИ (ПВЭ)

В процессе выполнения теоретических и экспериментальных исследований, а также непосредственно при разработке сортамента были определены следующие основные требования к профилям с ПВЭ.

1. *Периодичность расположения ПВЭ*. Следует располагать ПВЭ в продольном направлении рядами с постоянным или переменным, но периодически повторяющимся шагом. Длина окружности валков должна быть равна длине целого числа периодов.
2. *Максимальная жесткость*. В поперечном направлении ПВЭ на листовых профилях следует располагать таким образом, чтобы в плоскости любого поперечного сечения профиля находилось несколько элементов. Этим обеспечивается значительно большая жесткость настилов по сравнению с плоской заготовкой и, что очень важно для пешеходных настилов, усиливается эффект противоскольжения.
3. *Центральная симметрия*. В зависимости от назначения профиля ПВЭ могут быть цилиндрическими, трапециевидными в сечении, состоящими из цилиндрической и конической частей и др. Однако, вне зависимости от формы, во избежание коробления профиля, вызываемого направленностью деформаций в одну сторону, любой элемент должен состоять из двух одинаковых частей, ориентированных в противоположные стороны относительно плоскости заготовки. Иные варианты возможны только в том случае, когда форма профиля (например, лестничных ступеней) сама по себе обеспечивает достаточную его жесткость.
4. *Исключение поперечных разрезов*. Форму и ориентацию ПВЭ нужно выбирать таким образом, чтобы линии местной надрезки металла просечным инструментом были, по возможности, параллельны оси профилирования. Это необходимо во избежание образования задиров. Если функциональное назначение требует ориентации разрезов под углом к оси профилирования, то для изготовления такого профиля необходимо использовать просечно-вытяжной валковый инструмент с пуансонами и матрицами, расположенными на окружности основных диаметров с шагом, одинаковым для верхнего и нижнего валков. Для точного совмещения пуансонов и матриц вращение валков должно быть синхронизировано при помощи шестеренного механизма высокой точности [183].

Остальные технологические требования – к форме, ширине отдельных участков сечения, соотношениям между толщиной заготовки и внутренними радиусами изгиба – аналогичны требованиям к гнутым профилям без ПВЭ. Эти требования подробно изложены в работе [183].

Сортамент облегченных листовых и специальных профилей

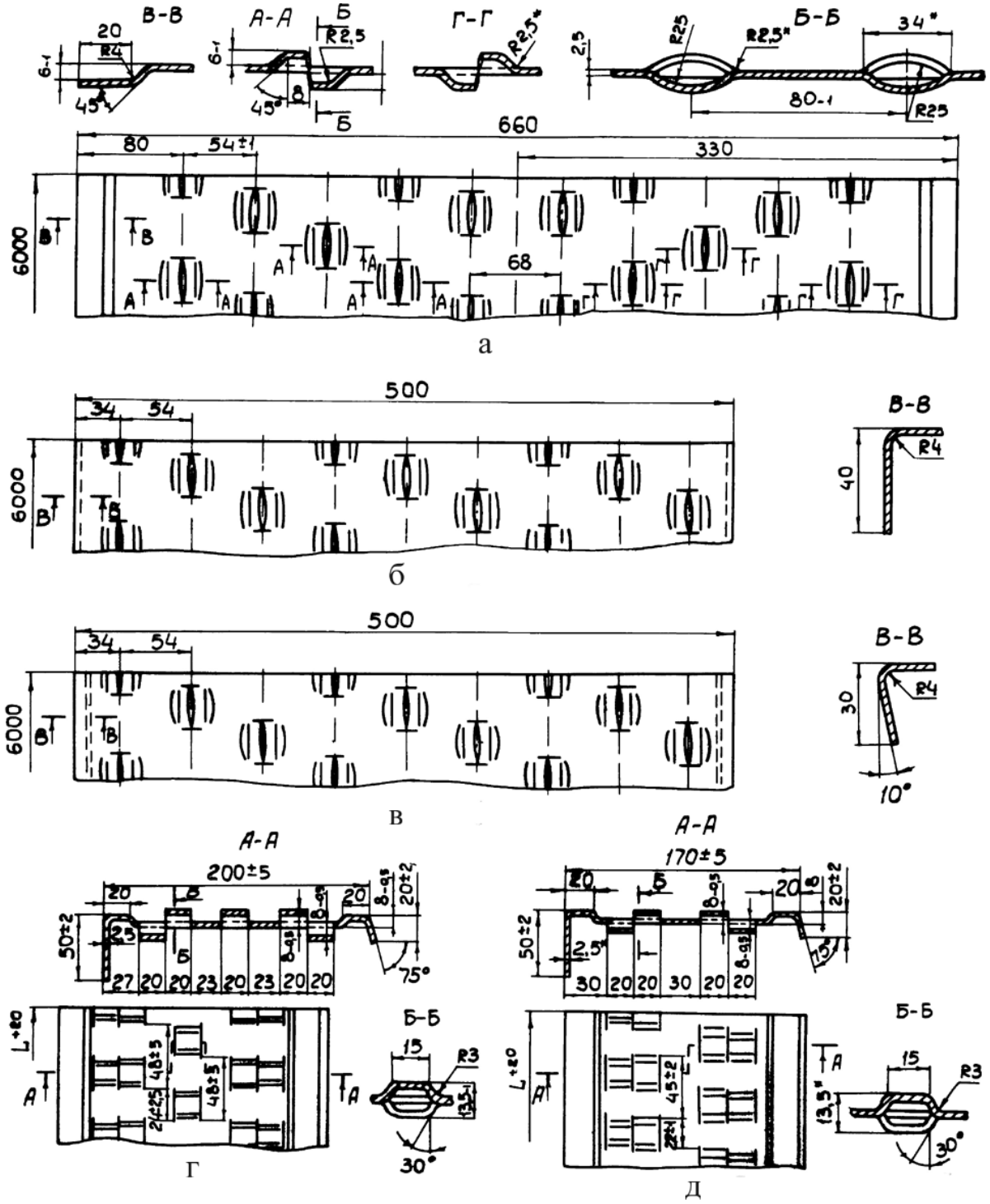


Рис.7.28. Основные типы профилей с просечно-вытяжными элементами противоскольжения: а – настил НПП-660 для переходных площадок; б – настил НППЛ-500 для строительных лесов; в – настил НПППП-500 для полов промышленных зданий; г – профиль СЛП-200 лестничной ступени; д – профиль СЛП-170 лестничной ступени.

проката с ПВЭ, обеспечивающими эффект противоскольжения, разработан УкрНИИметом совместно с ОАО “УкрНИИпроектстальконструкция” (г.Киев), ОАО "Днепрпроектстальконструкция" (г.Днепропетровск), ОАО “ЦНИИлегконструкция” (г.Москва) и согласован с

рядом строительных организаций [210].

Настилы с просечно-вытяжной поверхностью противоскольжения НПП-660 (рис. 7.28, а) и НПП-870 предназначены для устройства переходных, осмотровых и других подобных площадок. Они имеют меньшую металлоемкость, чем рифленый горячекатаный лист, и значительно превосходят его по эксплуатационным характеристикам: имеют более высокие рифты, в меньшей степени подвержены истиранию. При эксплуатации под открытым небом на их поверхности не скапливается и не замерзает вода.

Профиль НППЛ-500 (рис. 7.28, б), предназначенный для монтажа настилов строительных лесов, имеет ширину, кратную ширине стандартных трубчатых лесов, а благодаря небольшой массе секций удобен при ручной сборке и разборке конструкций. Его применение взамен дощатых настилов позволит отказаться от использования остродефицитной в Украине древесины, а многократное увеличение срока службы лесов даст значительный экономический эффект.

Для полов промышленных зданий разработан профиль НППП-500 (рис. 7.28, в). Наличие полок, подогнутых на 115^0, обеспечивает прочное сцепление при укладке на цементную основу. По данным проектных организаций, при замене литых или штампованных плиток такими профилями расход металла уменьшается на 20-25%, энергозатраты – на 40-60%, затраты труда на монтаж полов – на 20-25%.

Все перечисленные настилы входят в унифицированный сортамент, то есть могут быть изготовлены с использованием одного и того же валкового инструмента. Поэтому форма и взаимное расположение ПВЭ на них идентичны.

Ступени лестничные СЛП-200, СЛП-170 (рис. 7.28, г, д) могут со значительной (25%) экономией металла и трудовых затрат заменить сварные конструкции из рифленого листа и горячекатаных профилей или ступени, изготовляемые на заводах металлоконструкций путем штамповки на прессах.

7.4.4.2. РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ ПРОИЗВОДСТВА ГНУТЫХ ПРОФИЛЕЙ С ПРОСЕЧНО-ВЫТЯЖНЫМИ ЭЛЕМЕНТАМИ

При выборе формы и расположения ПВЭ следует исходить, в первую очередь, из функционального назначения разрабатываемого профиля. Однако при этом необходимо учитывать пластические свойства материала исходной заготовки и особенности процесса

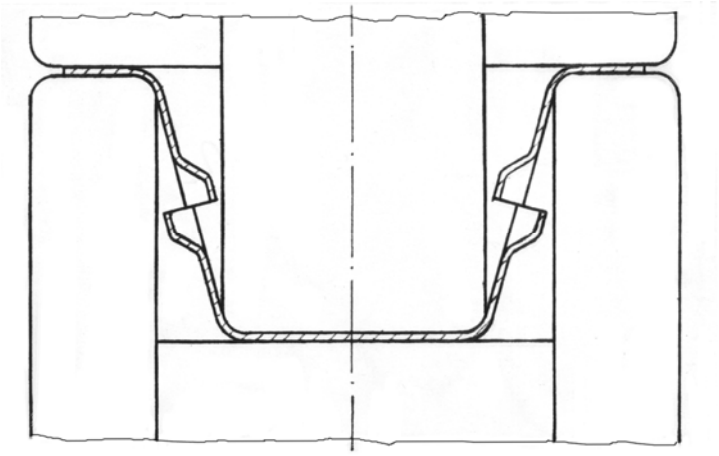


Рис. 7.29. Схема формовки в горизонтальных валках профиля с просечно-вытяжными элементами, размещенными на наклонных участках сечения.

валковой формовки.Она совершается путем надрезки заготовки и местной вытяжки за один проход, то есть деформированию в продольном направлении подвергаются лишь участки полосы, равные по длине проекции отформованных ПВЭ. На этом основании можно заключить, что получение элементов заданной формы возможно лишь в том случае, если относительное удлинение δ_5 участка формовки элемента не превышает допустимого для формуемого материала.

Валковая формовка ПВЭ возможна лишь на плоской исходной заготовке, расположенной горизонтально, либо на горизонтальных плоских участках частично или полностью отформованного профиля. Если участки с ПВЭ на готовом профиле должны быть наклонными, угол их подгибки и форму ПВЭ следует выбирать таким образом, чтобы ПВЭ не соприкасались с торцовыми поверхностями элементов валков, формующих ближайшие места изгиба (рис. 7.29).

Методом валковой формовки можно изготовлять и профили с ПВЭ на вертикальных участках сечения. Но это могут быть лишь профили сравнительно простой формы – швеллеры, корытные, С-образные, замкнутые коробчатые прямоугольные и т. п.

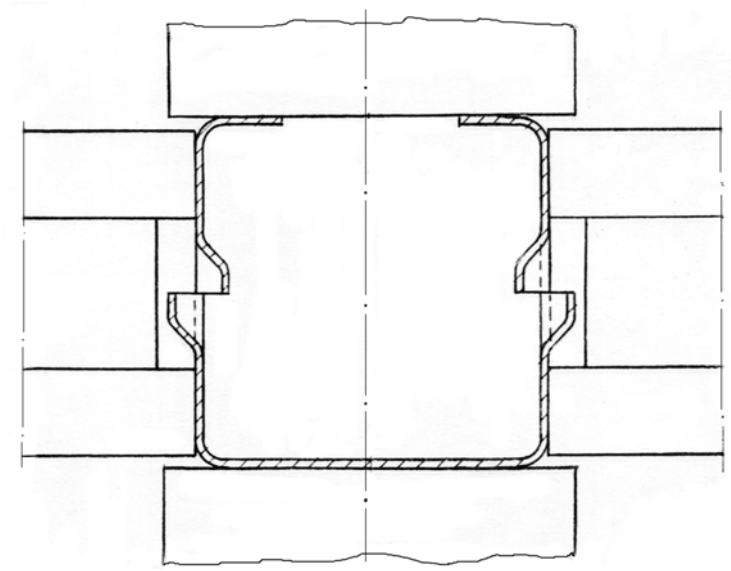


Рис. 7.30. Схема формовки профиля с ПВЭ на вертикальных поверхностях.

Формовать их можно только на профилегибочных агрегатах, имеющих в своем составе универсальные рабочие клети, каждая из которых, в отличие от обычных двухвалковых клетей, при необходимости может быть

дооборудована двумя кассетами с вертикальными холостыми валками, осевая плоскость которых совпадает с осевой плоскостью приводных горизонтальных валков (рис. 7.30).

Если прочностные и энергосиловые характеристики выбранного агрегата, а также форма самого профиля позволяют формовать все ПВЭ в одной рабочей клети, модернизация стана сводится к ее дооборудованию механизмом синхронизации вращения верхнего и нижнего валков и, при необходимости, направляющими роликами или другими проводковыми приспособлениями.

Конструктивное оформление синхронизирующего механизма определяется конструкцией рабочей клети, а также необходимой точностью синхронизации. Для изготовления профилей сортамента, приведенного на рис. 7.28 высокая точность не обязательна, так как форма ПВЭ в данном случае предопределяется только формой закладных пуансонов, а роль матриц выполняют круговые пазы (канавки). Несовпадение осей верхней и нижней части элементов при этом может составлять до 1 мм. Поэтому вполне достаточно использовать в качестве механизма синхронизации пару согласующих цилиндрических прямозубых шестерен с передаточным отношением 1:1. Верхний и нижний валки должны иметь одинаковые основные диаметры и приводиться во вращение от одного шпинделя. Соотношение основных диаметров валков больше единицы тоже возможно, но нежелательно, так как оно обусловливает неодинаковый износ пуансонов на верхнем и нижнем валках. Кроме того, разные условия входа верхнего и нижнего пуансонов в очаг деформации могут вызвать коробление профиля в местах формовки ПВЭ. При изготовлении шестеренной пары шпоночные пазы следует выполнять так, чтобы ось симметрии одной шестерни, проведенная через шпоночный паз, проходила через середину зуба, в то время как аналогичная ось симметрии другой шестерни – через середину впадины между зубьями.



Рис. 7.31. Механизм синхронизации вращения просечных валков.

Если требуется более точная отформовка ПВЭ, приходится использовать не только пуансоны, но и соответствующие им матрицы на противоположном валке. При этом механизм синхронизации, состоящий из двух цилиндрических шестерен, не сможет обеспечить точ-

ную настройку валков из-за люфтов в зубчатом зацеплении и шпоночных соединениях. В этом случае следует использовать разработанный в УкрНИИмете специальный механизм совмещения (рис. 7.31), состоящий из четырех косозубых шестерен одинакового диаметра, из которых две установлены на шпонках рабочих валов рядом с просечно-вытяжным калибром, а две – свободно насажены на ступицы двух первых шестерен и могут вращаться относительно них. Для регулировки совмещения и выбора зазоров применяются натяжные болты, фиксируемые стопорными гайками. После выбора зазоров шестерни скрепляют стяжными болтами.

Возможны случаи, когда в силу недостаточной прочности рабочих клетей или особенностей конструкции самого профиля приходится формовать ПВЭ не в одной, а в нескольких последовательно расположенных клетях. В этих случаях предпочтительно применять поштучный процесс профилирования, а просечные клети помещать в начале или в конце потока профилирования – так, чтобы расстояние от них до группы клетей, предназначенных для формовки собственно профиля, было больше длины заготовки. Промежуточные клети используются при этом как приводной рольганг. Нижние рабочие валы в просечных клетях должны быть изготовлены и соединены со шпиндельными устройствами таким образом, чтобы их шпонки были одинаково ориентированы относительно осевых плоскостей валков.

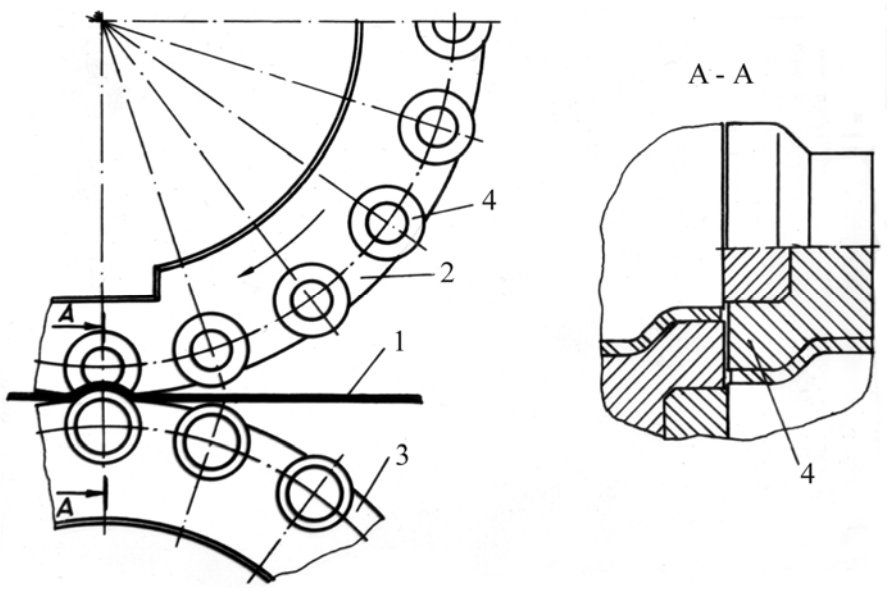


Рис. 7.32. Схема формовки ПВЭ.

Сущность технологии изготовления профилей с просечно-вытяжными элементами заключается в том, что ПВЭ на заготовке 1 (рис. 7.32) формуют за один проход расположенными равномерно или с переменным шагом на окружности основных диаметров цилиндрических элементов валков 2 и 3 пуансонами 4. Пуансоны свободно или с креплением винтами вставляются в гнезда специальных дисков-

сепараторов. Форма рабочей части пуансона определяется заданной формой ПВЭ. Однако использования поперечных режущих кромок следует избегать, чтобы исключить появление задиров и заусенцев. Роль матриц выполняют кольцевые проточки в сопряженном валке. Набранные на рабочий вал диски-сепараторы и разделяющие их дистанционные элементы с кольцевыми матрицами составляют валок.

Проблему коробления готового профиля удается решить, выполняя ПВЭ состоящими из двух одинаковых частей, ориентированных в разные стороны относительно плоскости заготовки, благодаря чему деформации взаимно уравновешиваются. Обе части необходимо формовать одновременно. Поэтому каждому пуансону на верхнем валке должен противостоять такой же пуансон на нижнем валке, а вращение валков должно быть синхронизировано [209].

Для формовки листовых просечных профилей, например, пешеходных настилов, можно использовать одноклетевые прокатные станы. При освоении производства просечных профилей на многоклетевом ПГА имеется возможность получать любые специальные профили. ПВЭ формуют в начале линии, а в последних 8-10 клетях производят подгибку. Такая технологическая схема позволяет легко расширять сортамент: при создании новых профилей и калибровок используют универсальный валковый инструмент для формовки ПВЭ (наиболее дорогой), а вновь разрабатывают и изготовляют только комплекты валков для получения остальных элементов сечения, например, полок.

Экспериментальное опробование разработанной технологии производства гнутых профилей с (ПВЭ) было проведено на опытном заводе УкрНИИмета при изготовлении согласованного с Государственным проектным институтом “Днепрпроектстальконструкция” листового просечного профиля настила НПП-660 (рис. 7.28, а). Элементы противоскольжения на данном профиле расположены таким образом, что в плоскости любого поперечного сечения находится несколько (от двух до восьми) элементов. Это обеспечивает значительно большую жесткость настилов по сравнению с исходным листом; той же цели служат и отбортовки у боковых кромок.

Геометрические параметры профиля позволяют изготовлять его за один проход, то есть в одной рабочей клети 10-клетевого профилегибочного стана 1...4х50...730 УкрНИИмета, предназначенного для изготовления профилей высотой до 110 мм из заготовки шириной до 730 мм, толщиной до 4 мм, при максимальном усилии формовки 100

кН. Однако расчет по описанной в разделе 7.2.4 методике показал, что при одновременной отформовке в одной паре валков двух отбортовок и максимального числа элементов противоскольжения усилие формовки будет составлять 330 кН, то есть многократно превысит максимальное допустимое усилие, указанное в технической характеристике стана.

Поэтому для экспериментального опробования разработанной технологии был выбран опытный одноклетевой прокатный стан 550 УкрНИИмета, рассчитанный на максимальное усилие формовки 550 кН (рис. 7.33).

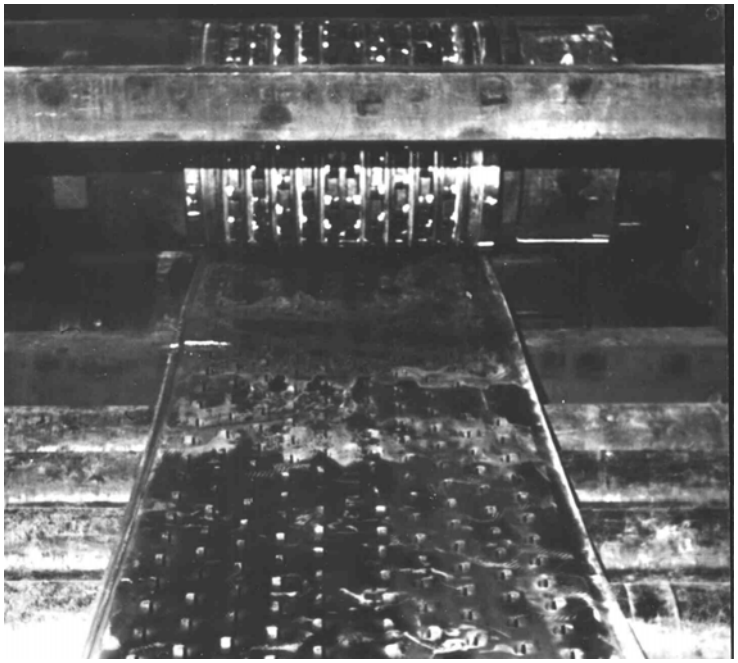


Рис. 7.33. Формовка листовых просечных профилей НПП-660 на стане 550.

Для обеспечения оптимального режима резания при просечке заготовки необходимо установить между режущими кромками каждой пары диск – пуансонов зазор 0,2 мм. Поэтому диск – пуансоны состоят из двух деталей – собственно формующего инструмента с максимальным диаметром 48 мм и цилиндрической вставки диаметром 23 мм (рис. 7.32). Вставки изготовили первоначально с некоторым запасом высоты. Чтобы обеспечить необходимый зазор, вставки диск - пуансонов каждого сепаратора, после пробной сборки валков и необходимых замеров, совместно обрабатывали на плоскошлифовальном станке. Сборку и подгонку валков проводили вне стана на специальном стенде.

Привод нижнего валка осуществлялся от шестеренной клети стана с помощью шпиндельного устройства, а привод верхнего валка – от нижнего, через синхронизирующую шестеренную пару с передаточным отношением 1:1.

Освоение производства этого профиля показало, что процесс валковой формовки профилей с ПВЭ, состоящими из двух одинаковых частей, отформованных в противоположные стороны относительно плоскости заготовки, отличается стабильностью и не требует

включения в технологическую линию каких бы то ни было правильных устройств. Благодаря отсутствию в валковом формующем инструменте поперечных режущих кромок исключается появление зауенцев и задиров.

Анализ качества готовых профилей, выполненный с использованием современных методов математической статистики, подтвердил правильность разработанной технологии. По всем контролируемым параметрам профили соответствовали чертежу и требованиям отечественных и зарубежных стандартов, в том числе ГОСТ 11474-86.

Анализ выявленной потребности в просечных гнутых профилях показал, что основными потребителями разработанных профилей должны стать строительные предприятия, которым нужны пешеходные настилы и лестничные ступени с элементами противоскольжения. Все разработанные профили настилов унифицированы в части формы и взаимного расположения ПВЭ противоскольжения и различаются только шириной рабочей части, то есть числом продольных рядов ПВЭ, и размерами и формой полок, отбортовок, ребер жесткости. Следовательно, формовку ПВЭ всех настилов можно выполнять с помощью одного унифицированного комплекта просечно-вытяжного валкового инструмента, варьируя в наборе число дисков-сепараторов с пуансонами и дистанционных элементов.

В качестве первоочередного для разработки промышленной технологии был выбран профиль НПП-660 настила для переходных площадок. Поскольку специализированных ПГА для производства просечных профилей еще нет, необходимо было выбрать агрегат из числа действующих и разработать программу его реконструкции в соответствии с предлагаемой технологией.

При опытном освоении производства профиля было установлено, что он может быть изготовлен за один переход в одной паре комбинированных валков без применения какой-либо валковой правильной арматуры. Желательно использование двух пар неприводных вертикальных направляющих роликов для точной подачи полосовой заготовки в калибр валков.

Как показали расчеты, подтвержденные экспериментальными исследованиями, максимальное усилие формовки этого профиля за один переход, то есть в одной рабочей клети, достигает 190 кН.

В Украине для производства профиля НПП-660 по разработанной технологии пригоден только ПГА 1 ... 4 х 400 ... 1500 “Запо-

рожстали” – высокопроизводительный двадцатиклетевой агрегат с поштучным процессом профилирования, рабочие клети которого, согласно паспортным данным, рассчитаны на усилие формовки 300 кН.

Конструкция рабочей клети ПГА 1...4х400...1500 не позволяет установить в ней два валка с основными диаметрами более 480 мм каждый. Поэтому использовать разработанную и опробованную на стане 550 опытную калибровку, изменив лишь размеры отверстий под рабочие валы клети, оказалось невозможным.

Была разработана новая калибровка с основными диаметрами обоих валков, равными 447,5 мм. Это наименьший диаметр, при котором еще обеспечивается достаточная прочность дисков-сепараторов при неизменном размере диск-пуансонов [208].

Для надежной подачи полосы в калибр формующих валков в клеть, стоящую непосредственно перед формующей, следует установить цилиндрические задающие валки с одинаковыми диаметрами, равными основным диаметрам формующих валков, то есть 447,5 мм.

И в формующей, и в задающей клети привод нижнего валка осуществляется от шестеренной клети с помощью шпиндельного устройства, а верхнего валка – от нижнего, через синхронизирующую шестеренную пару.

В ПГА нижние валки, горизонтальные ролики подводящих и отводящих рольгангов расположены на одном уровне по высоте (так называемом уровне профилирования), равном основному диаметру нижних валков – 304,7 мм для рассматриваемого ПГА. При установке валков с основным диаметром 447,5 мм этот уровень нужно было бы поднять на половину разности указанных диаметров – 71,4 мм. Но изготовление и установка роликов увеличенного размера для рольгангов и цилиндрических элементов нижних валков диаметром 447,5 мм для остальных восемнадцати клетей, если речь идет об изготовлении одного или даже нескольких профилей, были бы экономически неоправданными. Требовалось принципиально иное решение.

Приводы всех машин технологической линии данного агрегата: разматывателя, листоправильной машины, летучих ножниц, подающего рольганга, формовочного стана, отводящего рольганга – работают на постоянном токе, и скорости их регулируются автономно. Но в формовочном стане валки рабочих клетей приводятся от одинаковых шестеренных клетей, связанных общим трансмиссионным валом, поэтому все они имеют одинаковую скорость вращения и изменение основных диаметров в одной или нескольких клетях приводит к рас-

согласованию скоростного режима движения полосы в стане. Следовательно, для обеспечения нормального, без рывков и ударов, захода полосы в формующие валки ее необходимо плавно поднять с обычного для данного агрегата уровня формовки до нового уровня и разогнать до скорости, равной окружной скорости рабочих поверхностей формующих валков, а затем опустить готовый профиль на прежний уровень, то есть на уровень отводящего рольганга.

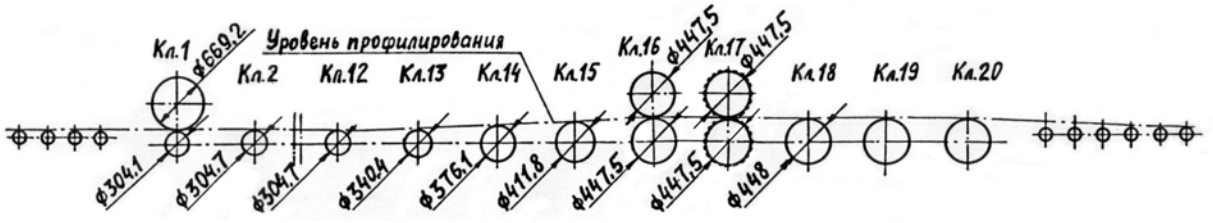


Рис. 7.34. Схема изменения уровня профилирования при формовке профиля НПП-660 на стане 1...4х400...1500 “Запорожстали”.

Для решения этой задачи была принята следующая технологическая схема (рис. 7.34). Подающие и формующие валки устанавливают соответственно в рабочие клети № 16 и 17. В трех рабочих клетях перед задающей диаметры цилиндрических транспортирующих валков ступенчато увеличиваются на 35,7 мм в каждой, то есть они равны, соответственно, 340,4 мм, 376,1 мм и 411,8 мм. Диаметры транспортирующих валков в последних трех клетях стана за формующей приняты равными 448 мм во избежание столкновения и “нахлестки” готовых профилей на выходе из формовочного стана. С той же целью скорость их движения на отводящем рольганге устанавливается на 10-15% больше скорости профилирования.

Специальные гнутые профили лестничных ступеней размерами 200х50х20х2,5 мм и 170х50х20х2,5 мм (рис. 7.28, г, д) различаются шириной стенок, то есть рабочих площадок (170 и 200 мм), а также числом рядов и взаимным расположением ПВЭ на них. На профиле СЛП-170-1 имеются два ряда парных ПВЭ, состоящих из двух трапециевидных частей, направленных в противоположные стороны от плоскости заготовки. Как показали экспериментальные исследования при опытном профилировании настила НПП-660, такая форма элементов предотвращает коробление заготовки и улучшает эксплуатационные свойства профиля, увеличивая размеры отверстий для стока атмосферных осадков и просыпания мусора.

На профиле СЛП-200-1 между двумя рядами парных элементов расположен ряд одиночных элементов такой же формы. Профиль был разработан как опытный для отработки приемов предотвращения ко-

робления заготовки при формовке одиночных элементов, направленных в одну сторону.

Расположение ПВЭ на профилях таково, что при их формовке в одной паре валков за один проход усилие формовки профиля СЛП-200-1 достигает максимума в момент окончания формовки двух парных ПВЭ, когда еще один (одинарный) элемент находится в начальной стадии формовки. Это усилие равно 63,75 кН. При изготовлении профиля СЛП-170-1 максимальное усилие равно 42 кН. Оно возникает в момент окончания формовки просечного элемента в одном ряду и начала формовки во втором, сдвинутом на полшага.

Для производства этих профилей исходя из их размеров и необходимых усилий формовки в Украине и России подходят ПГА типа 1...4х50...300, установленные на комбинате "Запорожсталь", на Магнитогорском и Череповецком металлургических комбинатах, на ОАО "Днепропетровскметаллопром", "Донецкметаллопром" и др.

Предложено изготовлять профиль в восьми рабочих клетях: в семи формовать собственно гнутый профиль и в одной – ПВЭ. Чтобы максимально приблизить последнюю формующую клеть к летучим ножницам и, тем самым, свести к минимуму число транспортирующих валков и направляющих роликов, из 14 рабочих клетей следует использовать клети с 7-й по 14-ю.

Чтобы при изготовлении профиля СЛП-200-1 избежать его коробления из-за формовки среднего ряда одинарных ПВЭ, необходимо формовать их в пятой из восьми задействованных рабочих клетей, когда заготовка с отформованными местами перегиба и подогнутыми полками уже имеет достаточную жесткость.

В первой формующей клети (№ 7) при изготовлении обоих разработанных профилей, начинается формовка места сопряжения стенки с большей полкой, то есть профиль формуют как неравнополочный уголок 200х50х2,5 мм (ΔB=1,2). При заданном угле подгибки полки шириной 200 мм в первом проходе 6^0, из условия равных перемещений кромок полосы, полку шириной 50 мм подгибают на 24^0. Во второй формующей клети (№ 8) одновременно осуществляется поворот сечения вправо (т. е. в сторону большей полки) на 6^0 и формовка мест перегиба, начинается также подгибка меньшей полки и продолжается подгибка большей. Углы подгибки за проход соответственно 10^0 и 3^0.

В клети № 9 меньшая полка подгибается на 20^0, большая – на 7^0. В клети № 10 та и другая полка подгибаются на 17^0. Поворот се-

чения не применяется, так как в клети № 11 формуются ПВЭ противоскольжения. Эту операцию технологически удобнее выполнять в цилиндрических валках, располагая обрабатываемый участок заготовки горизонтально.

Комплект просечно-вытяжных валков аналогичен примененному для формовки настила НПП-660. Он включает сепараторы с диск - пуансонами, дистанционные элементы с кольцевыми матрицами и элементы, удерживающие профиль в калибре, набранные на рабочие валы в определенном порядке. Синхронизация вращения валков обеспечивается парой синхронизирующих цилиндрических шестерен с передаточным отношением 1:2, которое обусловлено конструктивными особенностями рабочих клетей: во всех формующих клетях оба валка – приводные, основной диаметр нижних валков – около 200 мм, верхних – около 400 мм. В просечно-вытяжной клети можно выполнить приводным как нижний, так и верхний валок, но, в любом случае, для обеспечения установленного в остальных клетях скоростного режима, он должен иметь тот же диаметр, что и, соответственно, нижние или верхние валки этих клетей. В любом случае обеспечить наиболее желательное соотношение диаметров просечно-вытяжных валков 1:1 невозможно, так как конструкция рабочей клети позволяет установить валки с межцентровым расстоянием не менее 250 и не более 350 мм. Поэтому было принято решение выполнять приводным нижний валок, а верхний приводить во вращение от нижнего через синхронизирующую шестеренную пару с диаметром делительных окружностей 200 мм и 400 мм.

В клетях № 12 … 14 меньшая полка подгибается соответственно на 13^0, 12^0 и 5^0, а большая – на 17^0, 8^0 и 0^0. При этом, для предупреждения винтообразного скручивания, в этих клетях производится поворот сечения в сторону большей полки на 4^0, 2^0 и 2^0 за проход.



Рис. 7.35. Образец профиля лестничной ступени СЛП-200-1, освоенного на ММК.

Во избежание повреждения ПВЭ, отформованных в клети № 11, в верхних и нижних валках следующих клетей выполнены кольцевые про-

точки.

В клети № 14 профиль полностью отформован и занимает положение, удобное для его порезки на мерные длины ножами летучих ножниц, установленных за клетью.

Таблица 7.2

Экономическая эффективность применения профилей с просечно-вытяжными элементами

Просечные профили и заменяемые ими узлы и детали	Снижение, % затрат,		
	металла	энергии	труда
Настил пола НПП-500 вместо штампованных или литых плиток	20...40	40...60	20...25
Настилы переходных и осмотровых площадок НПП-660, НПП-870 вместо сварных конструкций из горячекатаного рифленого или просечно-растяжного листа	20...40	40...60	25...30
Ступени лестничные СЛП-170, СЛП-200 вместо:			
– штампованных ступеней	10...12	–	15-20
– сварных узлов из рифленого горячекатаного листа и уголков	17...38	25	100
Настил строительных лесов НППЛ-500 вместо деревянных досок	Замена дефицитной древесины, увеличение срока службы		

Разработанная технология и рабочие чертежи валков были переданы по договору ММК и приняты к промышленному внедрению. На комбинате был изготовлен комплект валков и освоено производство специального гнутого профиля лестничной ступени СЛП-200-1 (200х50х20х2,5 мм) (рис. 7.35).

Использование просечных профилей вместо традиционных материалов и конструкций в большинстве случаев оправдано меньшими затратами металла, труда и энергии. Именно в строительстве применение гнутых профилей обеспечивает наибольшую, в сравнении с другими отраслями, экономию металла – в среднем 23% (конструкции становятся более легкими при необходимой прочности и несущей способности) и значительное сокращение других видов затрат.

Обобщенные данные об экономической эффективности применения основных профилей с поверхностью противоскольжения, конструкция и технология производства которых описаны в данной работе, приведены в табл. 7.2.

ГЛАВА 8
ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНАЯ ПОЛЗУЧЕСТЬ ПРИ ФОРМООБРАЗОВАНИИ ДЕТАЛЕЙ

8.1. СОСТОЯНИЕ ВОПРОСА

К одному из перспективных технологических процессов, альтернативному процессам, основанным на резании металла, относят горячее формоизменение заготовок [64, 152]. Использование технологий горячего формообразования в обработке металлов ведет к сокращению отходов и потерь металлопродукции. К основным преимуществам высокотемпературного формообразования деталей можно отнести: сравнительно небольшое деформирующее усилие, что позволяет снизить мощности оборудования и экономно использовать производственные площади и энергию, получать крупногабаритные детали, штамповка которых в обычных условиях невозможна вследствие недостаточной мощности оборудования; возможность получить детали с незначительной анизотропией механических свойств и улучшенной структурой металла; понизить сопротивление материала к деформированию без разрушения с большими относительными обжатиями и ряд других. На пути создания таких технологических процессов можно уменьшать расходы дорогостоящих высокопрочных металлов и создавать принципиально новые технологические операции, например, такие, как пневмоформовка, бесфильерное волочение и другие, шире использовать металлы повышенной прочности, фасонные профили и прокат высокого качества, получаемые на основе внедрения прогрессивных технологических процессов [152]. Для реализации указанных преимуществ необходимо дальнейшее развитие теории горячего формоизменения.

Для промышленной реализации преимуществ горячего деформирования металлов требуются: экспериментальные и теоретические исследования процессов ползучести и повреждаемости материалов в условиях горячего формоизменения. Для проектирования технологий и оборудования для горячего формообразования необходимы разработки методов решения задач теории ползучести, адекватно отражающие технологический процесс при сложном напряженном состоянии и больших деформациях. Горячая обработка проводится, как правило, при гомологических температурах, больших половины температуры плавления заготовки, что в отличие от холодной обработки

требует учета временных факторов и изменения свойств металлов. Экспериментальные данные свидетельствуют о том, что в процессе горячей обработки имеет место ползучесть, существенное влияние скоростей деформаций на процессы формообразования, сопровождаемая изменением структуры металлов и показателей качества изделия. Внедрение разработок в производство невозможно без установления диапазонов скоростей и температур эффективных режимов деформирования, включая и режим сверхпластичности, по критериям предельных деформаций для обеспечения требуемого формоизменения деталей.

Для проектирования технологии формоизменения заготовок при ползучести решаются задачи деформирования заготовок с позиции механики деформированного твердого тела [20, 47, 65, 152]. Технологические задачи относят к геометрически и физически нелинейным, часто нестационарным задачам механики. Для решения задач горячей обработки металлов следует использовать уравнения состояния теории ползучести тел. До сих пор в расчетах заготовок использовали уравнения состояния ползучести тел без учета повреждаемости. В исследованиях, которые опубликованы Б.В. Горевым, Н.Н. Малининым, С. Т. Милейко, К.И. Романовым, Ю. Н. Работновым, С. А. Шестериковым, О. В. Сосниным и другими авторами, показано, что процессы ползучести и накопления повреждений развиваются совместно [47, 64, 65, 140, 141, 152, 170 - 172, 214-224]. Ослабление несущей способности тела вследствие роста имеющихся и появления новых дефектов, например, трещин и пор, приводит к увеличению скоростей деформаций ползучести и, наоборот, по мере накопления деформаций сопротивление тел внешним нагрузкам уменьшается.

Уравнения состояния, отражающие зависимость ползучести от уровня накопленных повреждений, применялись главным образом при анализе конструкций. Деформированию материалов при высокотемпературной ползучести, методам расчета напряженно-деформированного состояния и оценке длительности до разрушения элементов конструкций при повышенных температурах посвящен ряд монографий отечественных и зарубежных ученых: А.В. Бурлакова, Н.И. Бобыря, Г.И. Львова, О.К. Морачковского, Г.С. Писаренко, Ю.Н. Шевченко, Л.М. Качанова, Ю.Н. Работнова, Johnson, F.K.G. Odqvist, F. Garofalo и др.

Поскольку в элементах конструкций перемещения, как правило, невелики и разрушение является хрупким, особенности больших перемещений при малой длительности деформирования и

вязкохрупких разрушений, характерных для технологических процессов, остаются мало исследованными. В этих условиях большое значение имеют экспериментальные данные о ползучести и повреждаемости металлов, являющиеся основой для выбора уравнений состояния среды в технологических задачах. Различным аспектам механики горячего формоизменения посвящены исследования Г. Д. Деля, М. В. Грабского, Г. Я. Гуна, Н. Кристеску, Н.Н. Малинина, А. А. Поздеева, В. М. Сегала, О. М. Смирнова, К.И. Романова, О. Зенкевича, Ф. Джоване, Дж. Корнфилда, Д. Холта и других.

В технологиях горячего формообразования деталей особое место отводится вопросам изучения особенностей и основных закономерностей высокотемпературного деформирования металлических материалов, получению определяющих уравнений, основанных на использовании кинетических уравнений при описании процессов ползучести и повреждаемости. На этой основе имеются возможности для описания сверхпластического течения, что показано в работах Б.В. Горина и О.В. Соснина, О.М.Смирнова, К.И. Романова, Р.А. Васина и Ф.У. Еникеева. Подробный обзор по сверхпластичности с позиций металлофизики и примеры практического использования этого явления в приложениях опубликован О.А. Кайбышевым. Наиболее полно проблемы и перспективы формообразования крупногабаритных деталей типа монолитных оребренных панелей, плит, фасонных профилей применительно к авиа- и судостроению рассмотрены Б.В. Горевым из Института гидродинамики им. М.А. Лаврентьева СО РАН. Конструктивно-технологический анализ номенклатуры корпусных деталей современных судов и самолетов показал, что среди деталей из оребренных панелей в самолетостроении панели двойной кривизны составляют более 30% и наиболее распространен процесс формообразования с применением ручной выколотки по матрице. Существуют перспективы для применения нетрадиционных технологий с использованием явлений ползучести и сверхпластичности, и универсального многопуансонного оборудования с изменяемой в процессе деформирования геометрией оснастки.

Малочисленны публикации по расчетам упреждающей геометрии оснастки с учетом временных процессов, в ряде работ рассматривают процессы формообразования в медленных режимах деформирования ползучести применительно к крупногабаритным деталям. Решение обратных задач с использованием простейших теорий ползу-

чести даже для случая чистого изгиба панелей, подкрепленных сложной системой конструктивных элементов, представляет на сегодня довольно сложную задачу.

До создания численных методов для решения технологических задач использовали упрощающие предположения, не позволяющие изучить с необходимой полнотой напряженно-деформированное состояние тела в процессе формоизменения. Между тем знание полей распределения напряжений, деформаций и повреждаемости по объему тел дает возможность определить форму и размеры тела, проанализировать его прочность в процессе формоизменения и установить ресурс бездефектного деформирования, уточнить методики силовых и кинематических расчетов, выбрать параметры и обосновать коэффициенты запаса прочности оборудования, что, в конечном счете, ведет к получению изделий лучшего качества с заранее заданными размерами и, следовательно, к экономии металла. Информация о локальных характеристиках заготовки допускает выбор необходимых термомеханических условий формоизменения, что особенно важно для металлов, проявляющих большую пластичность при обработке в узком диапазоне скоростей деформаций и температур (например, для титановых сплавов).

В литературе рассматриваются некоторые подходы к расчету процессов формообразования в медленных режимах деформирования ползучести с учетом упругого восстановления деталей. Однако отсутствуют аналитические решения даже для простейших задач с учетом деформаций ползучести.

В настоящее время имеется возможность исследовать технологические процессы численными методами, в частности, методом конечных элементов (МКЭ). В работах О. Зенкевича, Г. Я. Гуна, Ю. И. Няшина, П. В. Трусова, В. М. Сегала и Г. П. Свирида, Н. Н. Малинина и К. И. Романова и др. отражен большой объем новой информации, который можно получить с использованием численных методов. Преимущества МКЭ: простота, единообразие и полная автоматизация процесса вычислений, возможность получения решения задачи с заданной точностью и возможность изучения истории нагружения деформируемого тела с учетом реальных граничных условий процесса и истинных свойств материала [84, 125, 144, 152, 164]. С помощью МКЭ удается без трудоемких натурных экспериментов моделировать весь процесс обработки на ЭВМ, т.е. ставить вычислительные эксперименты, позволяющие оценить влияние различных факторов и усло-

вий формоизменения на параметры заготовки. Созданное математическое обеспечение может быть усовершенствовано по мере накопления новых экспериментальных данных о свойствах металлов при повышенной температуре.

Для исследования новых технологических процессов, таких, как пневмоформовка мембран из титановых сплавов, штамповка деталей в штампах сложной конфигурации, необходимо совершенствовать имеющиеся и создавать новые варианты МКЭ и аналитические методы, а также разрабатывать вычислительные программы, пригодные для решения широкого класса задач деформирования заготовок из различных материалов на основе соответствующих уравнений состояния.

Промышленное освоение новой технологии сдерживается отсутствием теории процесса и надежных методов расчета упреждающей геометрии оснастки, а также универсального оборудования для формообразования крупногабаритных деталей в условиях мелкосерийного производства.

Технологии и оборудование для процесса формообразования с использованием явлений ползучести и сверхпластичности требуют внимания ученых и инженеров.

Технологии горячего формообразования листовых заготовок получили практическое использование в авиационном производстве и судостроении. В работах О.В. Соснина и Б.В. Горева описаны приложения полученных ими результатов применительно к формообразованию крупногабаритных деталей в основном за счет деформации ползучести. Для ряда широко применяемых в авиа- и судостроении конструкционных сплавов на основе титана, железа и алюминия даны рекомендации по выбору параметров техпроцесса, в зависимости от требований к конечным физико-механическим свойствам и к геометрической точности изготовления деталей, с учетом конструктивных особенностей заготовок. Основными параметрами для проектирования техпроцесса приняты: общее время формообразования, скорости деформирования, время ускоренной релаксации и др. Различаются три основных режима деформирования: режим ползучести, режимы, близкие к сверхпластичности, и сверхпластическое течение. В зависимости от выбранных температурно-скоростных режимов деформирования и сложности геометрии детали рекомендованы типы оснасток: лекальная, цельная, многопуансонная с изменяемой в процессе деформирования геометрией. Технологические процессы с использо-

ванием лекальных оснасток отработаны на серийных деталях. Разработки Института гидродинамики им. М.А. Лаврентьева СО РАН внедрены при участии Новосибирского НИАТ. Внедрение в производство осуществлено на трех авиазаводах (г. Новосибирск, г. Тбилиси, г. Улан-Удэ). Разработаны приближенные методики расчета применительно к крупногабаритным деталям типа профилей, пластин, подкрепленных панелей при изгибе с поверхностью теоретического контура, близкой к развертывающейся. Методики вошли в руководящие технические материалы и технологические рекомендации, изданные в авиационной отрасли России.

8.2. МОДЕЛИ ДЕФОРМИРУЕМЫХ ТВЕРДЫХ ТЕЛ

Модели тел, используемые в механике, разнообразны. Наиболее распространена модель абсолютно твердого тела. Рассмотрим модели деформируемых твердых тел [74, 81, 85, 95, 141, 151]. Общим для таких моделей является представление о телах, как о материальных системах с бесконечным множеством частиц, имеющих массу, непрерывно распределенную в объеме тела. Движущиеся деформируемые твердые тела, как и абсолютно твердые тела, рассматривают в виде механической системы, состоящей из материальных точек $\boldsymbol{P_\nu}$ ($\boldsymbol{\nu}$= 1, 2,...). Учитывая, что тела при движении деформируются, на положения и скорости точек при движении такой механической системы следует наложить ограничения геометрического или кинематического характера, отражающие свойства внутренних связей. Произвольное твердое тело в любой момент времени при движении может изменять свое положение в трехмерном евклидовом пространстве, обладая вполне определенной конфигурацией. Движение абсолютно твердого тела представляется некоторой последовательностью его конфигураций в различные моменты времени, причем расстояния между частицами тела сохраняются. Для деформируемых твердых тел последнее свойство не выполняется.

Основное свойство деформируемого твердого тела состоит в его способности изменять при движении расстояния между любыми двумя точками тела. В движущемся относительно некоторой инерциальной системы отсчета деформируемом теле рассмотрим две пересекающиеся прямые с направляющими векторами $\vec{\boldsymbol{\rho}}_\mathbf{1}$, $\vec{\boldsymbol{\rho}}_\mathbf{2}$, как показано на рис. 8.1, где частицы тела обозначены цифрами 1, 2, 3.

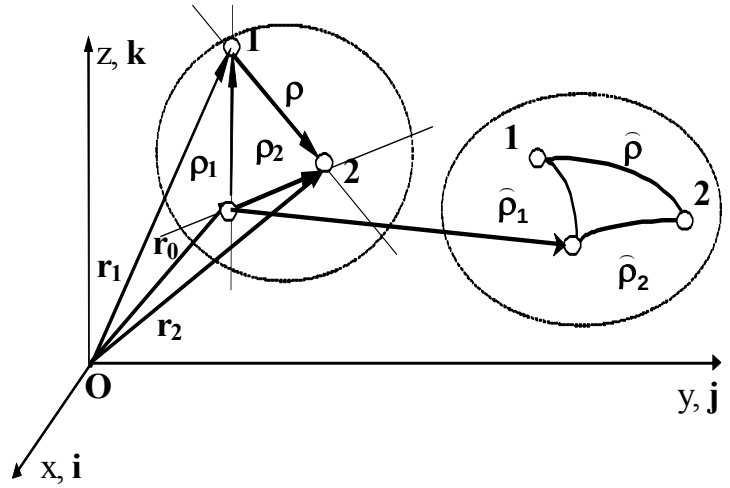


Рис. 8.1. Положения частиц деформируемого тела.

При движении деформируемого тела некоторым образом изменяются расстояния между любыми двумя его точками, так что в общем случае $\rho_2 = \left(\vec{\rho}_1 - \vec{\rho}_2\right)_2 \neq const$, а прямые, пересекающиеся в точке тела, могут искривляться. Заметим, что в исходной конфигурации отрезки ρ_1, ρ_2, ρ образуют прямые и при движении тела они изменят свое положение в пространстве. В общем случае движения деформируемого твердого тела, в его новой конфигурации, эти прямые отрезки станут криволинейными - $\hat{\rho}_1$, $\hat{\rho}_2$, $\hat{\rho}$.

Остановимся на математическом описании движения частиц в деформируемых телах [74, 81, 85, 125, 141]. Рассмотрим непрерывное трехмерное тело в некоторой начальной конфигурации K_0. В ней каждую частицу тела x представим вещественными координатами $x = (x_1, x_2, x_3)$, которые называют материальными. В пространственной системе координат $z = (z_1, z_2, z_3)$, показанной на рис. 8.2, положение частицы x в произвольный момент времени определим координатами z_i, $i = 1, 2, 3$.

Начало материальной системы координат $x = (0, 0, 0)$ поместим в точку O рассматриваемого тела, а точку отсчета пространственной системы координат $z = (0, 0, 0)$ обозначим через 0. К моменту времени $\tau = t$ тело при движении ($0 \le \tau \le t$) перейдет из начальной конфигурации K_0 в некоторую новую конфигурацию K, а частица x переместится в новое положение P, пространственные координаты которого обозначим через $z_i(\tau)$, $i = 1, 2, 3$.

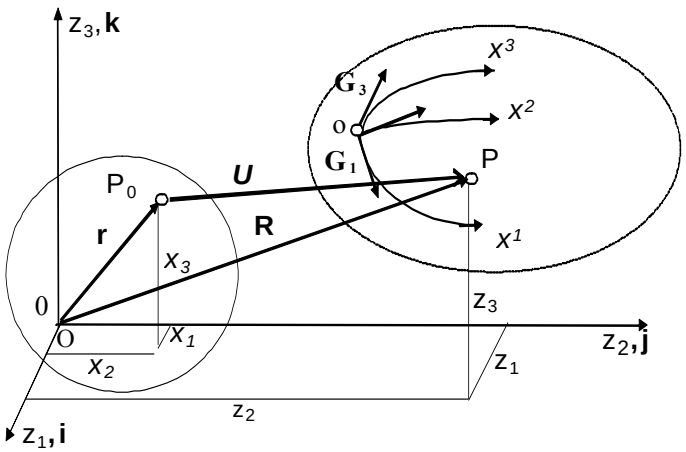


Рис. 8.2. Положения частиц деформируемого тела.

Движение деформи-

руемого тела будем рассматривать относительно конфигурации $\boldsymbol{K_0}$. Предположим, что $z_i = z_i(x_1, x_2, x_3, \tau)$ - это однозначные непрерывные функции, зависящие от координат x_i и времени, причем их значениями будем определять движение деформируемого твердого тела. Заметим, что числовые значения x_i, характеризующие некоторую частицу в конфигурации $\boldsymbol{K_0}$, ту же самую частицу определят и во всех других конфигурациях тела. Координатные системы $\boldsymbol{x} = \{x_i\}$, принятые ортогональными в конфигурации $\boldsymbol{K_0}$, могут оказаться криволинейными в конфигурации $\boldsymbol{K}$. Их называют конвективными или вмороженными.

Радиус-вектор произвольной частицы $\boldsymbol{x}$, занимающей положение $\boldsymbol{P_0}$, обозначим через $\vec{r}$, а радиус-вектор той же самой частицы, занимающей положение $\boldsymbol{P}$, - через $\vec{R}$, что позволит записать их в координатах исходного базиса так:

$$\vec{r} = x_1\vec{i} + x_2\vec{j} + x_3\vec{k}\,,\ \vec{R} = z_1\vec{i} + z_2\vec{j} + z_3\vec{k}\,.$$

Вектор $\vec{u} = \vec{R} - \vec{r}$ является вектором перемещения частицы $\vec{u} = u_1\vec{i} + u_2\vec{j} + u_3\vec{k}$, компоненты которого $u_1 = u(x_i, \tau)$, $u_2 = v(x_i, \tau)$ и $u_3 = w(x_i, \tau)$. С учетом введенных компонент вектора перемещения координаты точки можно записать так: $z_i = x_i + u_i$, $i = 1, 2, 3$.

Пусть dS_0 - линейный элемент - расстояние между двумя близкими точками тела в конфигурации $\boldsymbol{K_0}$, а dS - то же в конфигурации $\boldsymbol{K}$, тогда

$$dS_0^2 = d\vec{r}\cdot d\vec{r} = \sum_{i=1}^{3} dx_i^2 = dx_1^2 + dx_2^2 + dx_3^2,$$

$$dS^2 = d\vec{R}\cdot d\vec{R} = \sum_{i=1}^{3} dz_i^2 = dz_1^2 + dz_2^2 + dz_3^2\,.$$

Инвариантная величина, равная $dS^2 - dS_0^2$, может быть принята в качестве меры деформирования тела. Для абсолютно твердого тела $dS = dS_0$ и, следовательно, $dS^2 - dS_0^2 = 0$. Для деформируемого тела в общем случае $dS^2 - dS_0^2 \neq 0$. Чтобы оценивать изменения принятой меры деформирования, вычислим изменения координат точки тела

$$dz_i = \sum_{m=1}^{3} \frac{\partial z_i}{\partial x_m} dx^m = \sum_{m=1}^{3} \frac{\partial (x_i + u_i)}{\partial x_m} dx^m\,, \qquad (8.1)$$

где dx_m - приращения координат частицы в конфигурации $\boldsymbol{K}$.

Введем следующие обозначения [38, 50]:

$$\frac{\partial x_i}{\partial x_m} = \delta_{im} = \begin{cases} 0 & i \neq m \\ 1 & i = m \end{cases}, \quad \frac{\partial u_i}{\partial x_m} = u_{im}, \; i = 1,2,3, \tag{8.2}$$

где δ_{im} - символ Кронекера.

Из равенства (8.1) следует, что

$$dz_i = \sum_{m=1}^{3} z_{im} dx^m = \sum_{m=1}^{3} (\delta_{im} + u_{im}) dx^m, \tag{8.3}$$

где обозначено

$$z_{im} = \frac{\partial z_i}{\partial x_m} = \delta_{im} + u_{im}, \qquad i, m = 1, 2, 3.$$

Учитывая, что $\vec{R} = z_1 \vec{i} + z_2 \vec{j} + z_3 \vec{k}$, определим вектор

$$d\vec{R} = \sum_{m=1}^{3} \frac{\partial \vec{R}}{\partial x_m} dx^m = \sum_{m=1}^{3} \vec{G}_m dx^m, \tag{8.4}$$

где $\frac{\partial \vec{R}}{\partial x_m} = \vec{G}_m = z_{1,m} \vec{i} + z_{2,m} \vec{j} + z_{3,m} \vec{k}$.

Векторы $\vec{G}_m$ представляют собой векторы, касательные к деформированным (конвективным) координатным кривым x^m, показанным на рис.8.2 в конфигурации K. Функции, которыми определяются векторы $\vec{G}_m$, отвечают равенству (8.4) и называются градиентами деформации в точке тела [125]. Набором скалярных произведений векторов $\vec{G}_m$: $G_{ij} = \vec{G}_i \cdot \vec{G}_j$, $i, j = 1, 2, 3$ определяют меры деформации частиц тела.

Для рассмотренного выше способа описания частиц тела при его деформировании получим

$$G_{ij} \equiv \vec{G}_i \cdot \vec{G}_j = \sum_{m=1}^{3} z_{m,i} z_{m,j} = \delta_{ij} + u_{i,j} + u_{j,i} + \sum_{m=1}^{3} u_{m,i} u_{m,j}. \tag{8.5}$$

Набор из девяти величин G_{ij}, $i, j = 1, 2, 3$ называют тензором меры деформации Грина [74, 81, 85, 125, 141]. Инвариантную меру деформации тела

$$dS^2 - dS_0^2 = d\vec{R} \cdot d\vec{R} - d\vec{r} \cdot d\vec{r}$$

однозначно определяют по компонентам тензора Грина. Покажем это. Действительно, так как

$$d\vec{R} \cdot d\vec{R} = \left(\sum_{i=1}^{3} G_i dx^i \right) \left(\sum_{j=1}^{3} G_j dx^j \right) = \sum_{i=1}^{3} \sum_{j=1}^{3} G_{ij} dx^i dx^j,$$

$$d\vec{r}\cdot d\vec{r}=\sum_{i=1}^{3}dx_i dx_j=\sum_{j=1}^{3}dx^i dx^j=\sum_{i=1}^{3}\sum_{j=1}^{3}dx_i\delta_{ij}dx_j,$$

найдем, что

$$dS^2\cdot dS_0^2=\sum_{i=1}^{3}\sum_{j=1}^{3}\left(G_{ij}-\delta_{ij}\right)dx^i dx^j.$$

С учетом равенств (8.5), получим

$$G_{ij}-\delta_{ij}=2\gamma_{ij},\ \gamma_{ij}=\frac{1}{2}\left(u_{ij}+u_{ji}+\sum_{m-1}^{3}u_{mi}u_{mj}\right), \tag{8.6}$$

так что окончательно запишем

$$dS^2\cdot dS_0^2=\sum_{i=1}^{3}\sum_{j=1}^{3}2\gamma_{ij}dx^i dx^j.$$

Поскольку неравенством $dS_2-dS_0^2\neq 0$ определяется деформирование частицы x, то значения функций γ_{ij} количественно устанавливают меру деформации частицы. Для абсолютно твердого тела, когда при движении сохраняется равенство $dS_2-dS_0^2=0$, деформации частиц отсутствуют, $\gamma_{ij}=0$.

Компоненты градиентов перемещений u_{ij} в общем случае не симметричны, так как $u_{ij}\neq u_{ji}$. Введем в рассмотрение два следующих тензора [74, 81, 85, 118, 125, 141]:

$$\varepsilon_{ij}=\frac{1}{2}\left(u_{ij}+u_{ji}\right),\quad \omega_{ij}=\frac{1}{2}\left(u_{ij}+u_{ji}\right). \tag{8.7}$$

Первый из них симметричный ($\varepsilon_{ij}=\varepsilon_{ji}$), а второй - кососимметрический, так как $\omega_{ij}=-\omega_{ji}$, $\omega_{ii}=0$. Нетрудно проверить [41], что общее выражение для градиентов перемещений имеет вид:

$$u_{ij}=\varepsilon_{ij}+\omega_{ij}. \tag{8.8}$$

Учтем это представление в равенствах (8.6), что позволит записать

$$\gamma_{ij}=\varepsilon_{ij}+\frac{1}{2}\sum_{m=1}^{3}\left(\varepsilon_{mi}+\omega_{mi}\right)\left(\varepsilon_{mj}+\omega_{mj}\right). \tag{8.9}$$

Величины ε_{ij} образуют компоненты тензора малой деформации, а ω_{ij} - тензора поворота материальной точки тела [74, 81, 85, 118, 125, 141].

Отметим, что весьма тонкие стержни, тонкостенные пластины и

оболочки проявляют при деформировании заметную гибкость. Поэтому можно принять величины ε_{ij} малыми первого порядка, т.е. такими, что их произведения пренебрежимо малы по сравнению с самими деформациями, $|\varepsilon_{ij}| < 1$. Однако произведения компонент тензора поворота ω_{ij} для гибких тел оказываются соизмеримыми с компонентами тензора малой деформации. Для таких тел можно приближенно принять, что

$$\gamma_{ij} = \varepsilon_{ij} + \frac{1}{2}\sum_{m=1}^{3}\omega_{mi}\omega_{mj}\,. \tag{8.10}$$

Если же ε_{ij} и ω_{ij}, а значит и u_{ij}, - это бесконечно малые первого порядка по сравнению с самими величинами и их произведениями можно пренебречь, то

$$\gamma_{ij} = \varepsilon_{ij} = \frac{1}{2}\left(u_{ij} + u_{ji}\right). \tag{8.11}$$

Полученные зависимости отвечают малым деформациям частиц тела. Установим физический смысл компонент тензора деформаций [118]:

$$\varepsilon_{ij} = \begin{pmatrix} \varepsilon_{11} & \varepsilon_{12} & \varepsilon_{13} \\ \varepsilon_{21} & \varepsilon_{22} & \varepsilon_{23} \\ \varepsilon_{31} & \varepsilon_{32} & \varepsilon_{33} \end{pmatrix}.$$

Ввиду симметрии тензора $\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ji}$, для установленной выше связи тензора малых деформаций с перемещениями в виде (8.11) получим

$$\varepsilon_{11} = \frac{\partial u_1}{\partial x_1},\ \varepsilon_{22} = \frac{\partial u_2}{\partial x_2},\ \varepsilon_{33} = \frac{\partial u_3}{\partial x_3},$$

$$\varepsilon_{12} = \varepsilon_{21} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u_1}{\partial x_2} + \frac{\partial u_2}{\partial x_1}\right), \tag{8.12}$$

$$\varepsilon_{13} = \varepsilon_{31} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u_1}{\partial x_3} + \frac{\partial u_3}{\partial x_1}\right),\ \varepsilon_{23} = \varepsilon_{32} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u_2}{\partial x_3} + \frac{\partial u_3}{\partial x_2}\right).$$

Представим материальную частицу параллелепипедом, построенным на проекциях вектора $d\vec{R}$, в конфигурации K. В исходной конфигурации частица имеет вид прямоугольного параллелепипеда со сторонами dx_1, dx_2, dx_3. В конфигурации K она будет деформироваться и размеры частицы x изменятся в координатных направле-

ниях конфигурации $\boldsymbol{K_0}$. Эти изменения определяются по формуле

$$dz_i = \sum_{m=1}^{3} (\delta_{im} + u_{i,m})dx^m = dx^i + \sum_{m=1}^{3} u_{i,m}dx^m \text{, } i = 1,2,3.$$

Если учесть, что градиенты перемещений определяются по компонентам тензоров деформации и поворотов равенством (8.8), то

$$dz_i - dx^i = \sum_{m=1}^{3} (\varepsilon_{im} + \omega_{im})dx^m .$$

Рассмотрим относительное изменение размеров частицы $\boldsymbol{x}$ в координатных направлениях

$$e_i = \frac{dz_i - dx^i}{dx_i} = \sum_{m=1}^{3} (\varepsilon_{im} + \omega_{im})\frac{dx^m}{dx_i}.$$

Учтем (8.2), тогда

$$\frac{dx^m}{dx_i} = x_{m,i} = \delta_{im} = \begin{cases} 0 & i \neq m \\ 1 & i = m \end{cases},$$

а, следовательно, $e_i = \varepsilon_{ii} + \omega_{ii}$. Так как для кососимметрического тензора в тензоре поворота материальной точки ω_{ii} = 0, то полученное равенство можно окончательно записать так: $e_i = \varepsilon_{ii}$. Отсюда следует, что диагональные компоненты тензора малой деформации ε_{ii} представляют собой величины относительных изменений размеров частицы в координатных направлениях. Таким образом, линейные деформации частицы в координатных направлениях совпадают с компонентами тензора деформаций [74, 118]

$$e_1 = \varepsilon_{11} = \frac{\partial u_1}{\partial x_1},\ e_2 = \varepsilon_{22} = \frac{\partial u_2}{\partial x_2},\ e_3 = \varepsilon_{33} = \frac{\partial u_3}{\partial x_3}.$$

Рассмотрим изменение углов между сторонами материальной частицы. В исходной конфигурации тела его частицы приняты в виде параллелепипедов, стороны которых совпадают с координатными направлениями. Поэтому первоначальные значения этих углов равны $\pi/2$. В деформированном состоянии эти углы изменятся. Пусть $\theta_{\hat{x}^i\hat{x}^j}$ - это значения углов, образованных в конфигурации $\boldsymbol{K}$ новыми координатными направлениями $\hat{x}^i, \hat{x}^j$. Тогда изменение углов между сторонами материальной частицы можно определить так [74, 118, 125]:

$$\gamma_{\hat{x}^i\hat{x}^j} = \pi/2 - \theta_{\hat{x}^i\hat{x}^j}.$$

Отсюда следует, что $\cos\theta_{\hat{x}^i\hat{x}^j} = \sin\gamma_{\hat{x}^i\hat{x}^j}$. Если воспользоваться векторами $\vec{G}_m$ и равенством (8.5), то можно записать, что

$$\cos\theta_{\hat{x}^i\hat{x}^j} = \frac{\vec{G}_i \cdot \vec{G}_j}{|G_i| \cdot |G_j|} = \frac{G_{ij}}{|G_i| \cdot |G_j|},$$

где

$$\left|\vec{G}_i\right|^2 = 1 + 2e_i + u_{1,i}^2 + u_{2,i}^2 + u_{3,i}^2,$$

$$G_{ij} \equiv \vec{G}_i \cdot \vec{G}_j = u_{i,j} + u_{j,i} + \sum_{m=1}^{3} u_{m,i} u_{m,j}, i \neq j.$$

В случае малых деформаций, когда $e_i << u_{m,i}^2 << 1$, из этих равенств получим

$$\left(\vec{G}_i\right) \approx 1,\ \cos\theta_{\bar{x}^i\bar{x}^j} = G_{ij} = \sin\gamma_{\bar{x}^i\bar{x}^j},\ i \neq j.$$

С другой стороны, из последнего равенства, с учетом (8.6), найдем, что при малых изменениях углов между сторонами частицы

$$G_{ij} \approx \gamma_{\bar{x}^i\bar{x}^j} = 2\varepsilon_{ij}.$$

Таким образом, при малых деформациях и изменениях углов между сторонами частицы в тензоре деформаций угловые деформации равны удвоенным значениям сдвиговых компонент тензора деформаций [74, 118, 125]:

$$\gamma_{12} = 2\varepsilon_{12} = \frac{\partial u_1}{\partial x_2} + \frac{\partial u_2}{\partial x_1};\ \gamma_{13} = 2\varepsilon_{13} = \frac{\partial u_1}{\partial x_3} + \frac{\partial u_3}{\partial x_1};$$

$$\gamma_{23} = 2\varepsilon_{23} = \frac{\partial u_2}{\partial x_3} + \frac{\partial u_3}{\partial x_2}.$$

Теперь окончательно установлен физический смысл компонент тензора малых деформаций ε_{ij}.

Диагональными компонентами тензора малых деформаций определяются относительные деформации точек тела в координатных направлениях, а недиагональными - сдвиговые деформации, равные половинам соответствующих угловых деформаций [74, 81, 85, 118, 125, 141].

Напомним, что линейные и угловые деформации частиц при деформировании тела представляют собой величины относительных изменений размеров сторон частиц в координатных направлениях и изменений углов между сторонами частиц, принятых в исходном со-

стоянии в виде малого прямоугольного параллелепипеда. При плоском деформировании тела [74, 81, 85, 125, 141], например, когда тело деформируется в плоскости z_1Oz_3, а $\varepsilon_{22} = const$ и $\gamma_{21} = \gamma_{23} = 0$, имеем

$$\varepsilon_1 = \frac{\partial u_1}{\partial x_1};\ \varepsilon_3 = \frac{\partial u_3}{\partial x_3};\ \gamma_{13} = 2\varepsilon_{13} = \frac{\partial u_1}{\partial x_3} + \frac{\partial u_3}{\partial x_1}.$$

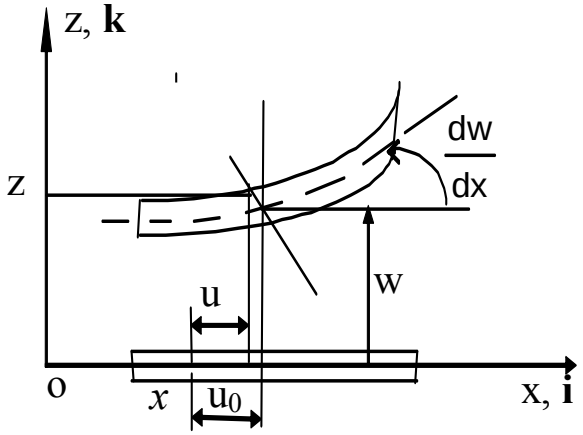


Рис. 8.3. Элемент тонкого стержня в исходном и деформированном состояниях.

Пример. Рассмотрим прямой тонкий стержень при изгибе [95], элемент которого показан на рис. 8.3.

Предположим, что при изгибе в плоскости xOz стержень деформируется так, что его поперечные сечения остаются недеформируемыми: $\varepsilon_z = 0$, $\gamma_{xz} = 0$. При этом вектор перемещения точки стержня $\vec{u} = u_1\vec{i} + u_3\vec{k}$. Установим связь деформаций с перемещениями. Для недеформируемых поперечных сечений запишем

$$\gamma_{xz} = \gamma_{13} = 0,\ \varepsilon_z = \varepsilon_3 = \frac{\partial w}{\partial z} = 0.$$

Если обозначить осевую составляющую перемещения точки стержня $u_1 = u$, а нормальную - $u_3 = w$, то из этих равенств получим

$$\frac{\partial u}{\partial z} = -\frac{\partial w}{\partial x},\ w = w(x).$$

После интегрирования первого равенства, с учетом того, что в отличие от осевого перемещения, прогиб не зависит от координаты z, запишем

$$u = u_0(x) - \frac{dw}{dx}z.$$

Отсюда приходим к выводу, что $u_0 = u_0(x)$, $w = w(x)$ - функции координаты точки на оси стержня x, которые принято называть, соответственно, осевым перемещением и прогибом.

Дифференцированием последнего равенства по осевой координате x нетрудно установить связь между осевой деформацией в произвольной точке стержня и прогибом в виде:

$$\varepsilon_x = \varepsilon_0 + z\chi,$$

где $\varepsilon_0 = du_0 / dx$ - осевая деформация точек стержня, лежащих на его оси, а $\chi = -d^2 w / dx^2$ - изменение кривизны оси стержня при изгибе.

Вместе с тем, для изгиба гибких стержней, когда деформации малы, а повороты поперечных сечений

$$\omega_{13} = \frac{1}{2}\left(\frac{du_1}{dx_3} - \frac{du_3}{dx_1}\right) = \frac{1}{2}\left(-\frac{\partial w}{\partial x} - \frac{\partial w}{\partial x}\right)$$

соизмеримы с ними, связь осевых деформаций стержня с прогибом будет нелинейной

$$\varepsilon_x = \frac{du_0}{dx} + \frac{1}{2}\left(\frac{\partial w}{\partial x}\right)^2 + z\chi .$$

Осевые деформации точек оси стержня связаны с их перемещениями так:

$$\varepsilon_0 = \frac{du_0}{dx} + \frac{1}{2}\left(\frac{dw}{dx}\right)^2 .$$

Отметим, что для гибких стержней, чем больше изогнут стержень, тем больше деформируется его срединная линия.

Упругое деформирование. Представление о телах, как абсолютно твердых, разумеется, является идеализацией. Природные и искусственные материалы деформируются, изменяя в той или иной мере первоначальные размеры тел под действием сил. Упругое деформирование твердых тел - одно из распространенных и важных их свойств. Все упруго деформированные тела при освобождении от приложенных к ним сил возвращают свои первоначальные размеры. Если перемещения точек упруго деформируемого тела пропорциональны приложенным к нему силам, а их значения независимо от последовательности и вида нагружения определяются лишь этими силами, то тело принято считать идеально упругим. Свойство идеальной упругости наблюдается при вполне определенных уровнях нагрузки и относительно малых деформациях тел. Многие конструкционные материалы в машиностроении и строительстве в достаточно широких для практического использования пределах нагружения и деформаций обладают свойством идеальной упругости. При деформировании тела под действием внешних сил точки их приложения перемещаются, а внешние и внутренние силы при этом совершают работу. Работу упругих внутренних сил называют потенциальной энергией деформации [74, 81, 85, 141, 151]. Полная потенциальная

энергия упруго деформируемой системы равна разности потенциальной энергии деформации W и работы внешних сил A, т.е. $П = W - A$. Для движущейся упруго деформируемой механической системы ее полная энергия равна сумме кинетической энергии T и полной потенциальной энергии $П$, т.е. $Э = T + П$.

Для консервативных упругих механических систем полная механическая энергия в любой момент времени сохраняет свое начальное значение

$$Э = T + П = T_0 + П_0,$$

где T_0, $П_0$ - начальные значения кинетической и потенциальной энергии системы.

Механическую систему, включающую упруго деформируемые тела, называют упругой системой. В отличие от механических систем, состоящих лишь из материальных точек и абсолютно твердых тел, упругую континуальную систему следует отнести к системам с бесконечным числом степеней свободы.

Если внешние силы прикладываются к упруго деформируемым системам весьма медленно (квазистатически), то кинетической энергией, можно пренебречь. В этом случае для консервативной механической системы $П = W - A = П_0$. Причем, если в исходном состоянии потенциальную энергию $П_0$ такой системы принять равной нулю, то для консервативной упруго деформируемой механической системы потенциальная энергия деформации равна работе внешних сил (W = **A**), иными словами, работа внешних сил полностью затрачивается на деформирование элементов системы или на деформирование ее упругих связей. В дальнейшем изложении будем пользоваться обозначениями $A^{(e)}$ и $П^{(e)}$, принятыми соответственно для работы и потенциальной энергии силового поля внешних сил.

8.3. ПРИНЦИП ВИРТУАЛЬНЫХ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ

Рассмотрим континуальные деформируемые тела объемом V и поверхностью S, нагруженные объемными и поверхностными внешними силами $\vec{f}\rho$ и $\vec{p}$. Для таких тел, как установлено ранее, процесс деформации точек описывают вектором перемещений $\vec{u}$, симметричным тензором деформации ε_{ij} и кососимметрическим тензором поворотов ω_{ij}, а процесс нагружения - внутренними напряжениями,

представленными симметричным тензором напряжений σ_{ij}. При этом напряжения совершают работу на деформациях тела. Обратимость упругих деформаций и независимость их от предыстории деформации, характерные для упругих тел, позволяют предположить, что тензор напряжений имеет потенциал. Так, ранее уже были определены силы, действующие в потенциальном силовом поле.

Поле называют потенциальным, если на помещенную в него частицу действуют силы, зависящие только от ее положения в поле. Потенциал напряжений $\omega = \omega(\varepsilon_{ij})$, по аналогии, будет некоторой дифференцируемой функцией компонент тензора деформаций. Эту функцию называют плотностью энергии деформации, и с ее помощью определяют напряжения [74, 81, 85, 118, 125, 141]:

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial \omega}{\partial \varepsilon_{ij}}. \qquad (8.13)$$

Для линейно упруго деформируемого тела компоненты тензора напряжений связаны с тензором деформаций ε_{ij} обобщенным законом Гука [74, 81, 85, 141]. Так как потенциалом напряжений является плотность энергии деформаций, то с использованием соотношений обобщенного закона Гука (8.13) предыдущее равенство можно записать в виде:

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial \omega}{\partial \varepsilon_{ij}} = \lambda \theta \delta_{ij} + 2\mu \varepsilon_{ij}, \qquad (8.14)$$

где δ_{ij} - символ Кронекера ($\delta_{ij} = 1$ при $i = j$, $\delta_{ij} = 0$ при $i \neq j$); λ, μ - параметры, введенные Ляме.

Для выполнения этого равенства необходимо, чтобы

$$\omega = 1/2(\sigma_{11}\varepsilon_{11} + \sigma_{22}\varepsilon_{22} + \sigma_{33}\varepsilon_{33} + \sigma_{12}\varepsilon_{12} + \sigma_{13}\varepsilon_{13} + \sigma_{23}\varepsilon_{23}) =$$

$$= \lambda/2\theta^2 + \mu(\varepsilon_{11}^2 + \varepsilon_{22}^2 + \varepsilon_{33}^2 + 2\varepsilon_{12}^2 + 2\varepsilon_{13}^2 + 2\varepsilon_{23}^2),$$

где θ - это объемная деформация в точке деформируемого тела, $\theta = \varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3$.

Если учесть, что $\lambda > 0$, $\mu > 0$, то нетрудно показать, что W является положительно определенной квадратичной формой деформаций $W(\varepsilon_{ij}) \geq 0$. Это условие имеет место для линейно упруго деформируемых материалов, у которых модуль упругости $E > 0$ и коэффициент Пуассона $0{,}5 \leq \nu \leq 1{,}0$. Для большинства же изотропных материалов $0 \leq \nu \leq 0{,}5$.

Определим полную энергию деформации тела [74]

$$W = \int_V \omega d\upsilon .$$

Если внешние силы $\vec{f}\rho$ и $\vec{p}$ тоже порождаются потенциальной функцией

$$A = -\int_V \rho \vec{f} \cdot \vec{u} d\upsilon - \int_S \vec{p} \cdot \vec{u} ds,$$

то полную потенциальную энергию тела можно найти как сумму

$$\Pi = W + A.$$

Кинетическая энергия тела в некоторой текущей или "актуальной" его конфигурации определяется равенством

$$T = \frac{1}{2}\int_V (\vec{v} \cdot \vec{v})\rho d\upsilon ,$$

где $\vec{v}$ - поле скоростей частиц тела.

Для консервативных механических систем, у которых внешние и внутренние силы потенциальны, как известно, выполняется условие сохранения полной энергии:

$$T + \Pi = cost = T_0 + \Pi_0 .$$

Принцип виртуальных перемещений для твердого деформируемого тела формулируется так [74, 81, 85, 95 141]: "Из всех допустимых полей перемещений упруго деформируемого тела действительные поля, отвечающие состояниям статического равновесия, отличаются тем, что им соответствуют стационарные значения полной потенциальной энергии $\delta\Pi = 0$. Более того, нетрудно установить, что имеет место состояние устойчивого равновесия, если величина $\delta^2\Pi > 0$, и полная потенциальная энергия тела Π принимает минимальное значение.

Далее также покажем, что из принципа Лагранжа следуют уравнения равновесия для точек, находящихся внутри деформируемого тела и на его нагруженной поверхности. Учтем, что силы $\vec{f}\rho$ и $\vec{p}$ не изменяются при варьировании поля перемещений $\delta\vec{u}$, а последние удовлетворяют кинематическим условиям:

$$\delta u_{ij} = \delta\varepsilon_{ij} + \delta\omega_{ij}$$

и на закрепленной части поверхности тела равны нулю. Тогда вариация полной потенциальной энергии тела примет следующий вид:

$$\delta\Pi = \int_V \delta\omega \, d\upsilon - \int_V \rho\vec{f} \cdot \delta\vec{u} \, d\upsilon - \int_S \vec{p} \cdot \delta\vec{u} \, ds .$$

Вычислим вариацию плотности энергии деформации

$$\delta\omega = \sum_{i=1}^{3}\sum_{j=1}^{3}\frac{\partial\omega}{\partial\varepsilon_{ij}}\delta\varepsilon_{ij} = \sum_{i=1}^{3}\sum_{j=1}^{3}\sigma_{ij}\delta\varepsilon_{ij} = \sum_{i=1}^{3}\sum_{j=1}^{3}\sigma_{ij}(\delta u_{i,j} - \delta\omega_{ij}),$$

считая, что тензор напряжений σ_{ij} является симметричным, а тензор поворотов $\delta\omega_{ij}$ - кососимметрическим. Это позволит их свертку в полученном выше равенстве приравнять нулю. Тогда, учитывая преобразованное выражение вариации плотности энергии деформации

$$\delta\omega = \sum_{i=1}^{3}\sum_{j=1}^{3}\sigma_{ij}\delta u_{i,j} = \sum_{i=1}^{3}\sum_{j=1}^{3}(\sigma_{ij}\delta u_i)_j - \sum_{i=1}^{3}\sum_{j=1}^{3}\sigma_{ij,j}\delta u_i,$$

можно записать вариацию энергии деформации тела

$$\delta W = \int_v \delta\omega dv = \int_v \sum_{i=1}^{3}\sum_{j=1}^{3}(\sigma_{ij}\delta u_i)_j dv - \int_v \sum_{i=1}^{3}\sum_{j=1}^{3}\sigma_{ij,j}\delta u_i dv.$$

По формулам Остроградского преобразуем первый интеграл, вычисляемый по объему тела, в поверхностный

$$\int_V \sum_{i=1}^{3}\sum_{j=1}^{3}(\sigma_{ij}\delta u_i)_j dv = \iint_S \sum_{i=1}^{3}\sum_{j=1}^{3}\sigma_{ij}n_j\delta u_i ds.$$

Теперь окончательно запишем вариацию энергии деформации тела

$$\delta W = -\int_V \sum_{i=1}^{3}\sum_{j=1}^{3}(\sigma_{ij,j}\delta u_i)dv + \iint_S \sum_{i=1}^{3}\sum_{j=1}^{3}\sigma_{ij}n_j\delta u_i ds,$$

а выражение для вариации полной потенциальной энергии получим в виде:

$$\delta\Pi = \int_V \left(\sum_{i=1}^{3}\left[\sum_{j=1}^{3}\sigma_{ij,j} + f_i\rho\right]\delta u_i\right)dv + \iint_s \left(\sum_{i=1}^{3}\left[\sum_{j=1}^{3}\sigma_{ij}n_j - p_i\right]\delta u_i\right)ds.$$

Учитывая независимость вариаций перемещений в условии равновесия тела по принципу Лагранжа $\delta\Pi = 0$, приравняем в выражении для вариации полной потенциальной энергии слагаемые, стоящие в прямых скобках, нулю и найдем [74, 81, 85, 118, 125, 141]

$$\sum_{j=1}^{3}\sigma_{ij,j} + f_i\rho = 0, \sum_{j=1}^{3}\sigma_{ij}n_j = p_i.$$

Этими уравнениями определяют необходимые условия равнове-

сия внутренних точек тела и точек, принадлежащих его нагруженной поверхности.

Принцип Лагранжа-Гамильтона. При изучении движения консервативных систем используют принцип, получивший название принципа Лагранжа-Гамильтона, который формулируется так [125]: “Из всех движений, переводящих консервативную систему из одной конфигурацию в другую за интервал времени (t_0, t), движения, происходящие в действительности, характеризуются тем, что они придают стационарное значение интегралу действия”, т.е.

$$\delta A = \delta\left(\int_{t_0}^{t} L dt\right) = 0.$$

Здесь подинтегральная функция L называется функцией Лагранжа и равна разности кинетической и потенциальной энергий механической системы: $L = T - П$. Интеграл от функции Лагранжа на конечном интервале времени определяет значение интеграла действия по Гамильтону. Из принципа Лагранжа-Гамильтона следует, что при движении консервативной механической системы интеграл действия по Гамильтону можно принять в качестве потенциала. Консервативные механические системы со стационарными голономными связями в заданном интервале времени описываются функцией Лагранжа

$$L = L(\dot{q}_1, \dot{q}_2, ..., \dot{q}_s, q_1, q_2, ..., q_s),$$

где q_1, q_2, …, q_s – обобщенные координаты; s - число степеней свободы системы.

Из условия стационарности интеграла действия по Гамильтону $\delta A = 0$, принимая, что $\delta q_{i|t_0} = \delta q_{i|t} = 0$, i=1,2,…,s, получим

$$\frac{d}{dt}\frac{\partial L}{\partial \dot{q}_i} - \frac{\partial L}{\partial q_i} = 0,\ i=1,2,\ldots,s.$$

Системой этих уравнений описывают движение консервативных механических систем в обобщенных координатах. Их называют уравнениями Лагранжа 2-го рода и с учетом того, что $L = T - П$, записывают [51, 58]

$$\frac{d}{dt}\frac{\partial T}{\partial \dot{q}_i} - \frac{\partial T}{\partial q_i} = Q_i,\ i=1,2,\ldots,s,$$

где $Q_i = -\dfrac{\partial П}{\partial q_i}$ - обобщенные силы.

8.4. ЧИСЛЕННЫЕ МЕТОДЫ РЕШЕНИЯ ЗАДАЧ СТАТИКИ ДЕФОРМИРУЕМЫХ СИСТЕМ

В разделе рассмотрены два распространенных в инженерной практике метода решения задач статики линейно-деформируемых систем [84, 90, 125, 144, 164], относящиеся к численным методам: матричный метод и метод конечных элементов, которые ориентированы на использование компьютерных программ. Приведены примеры решения этими методами задач статики плоских стержневых систем, элементы которых деформируются как при растяжении-сжатии, так и при поперечном изгибе.

8.4.1. МАТРИЧНЫЙ МЕТОД СТАТИЧЕСКОГО АНАЛИЗА

Матричные методы относятся к классическим методам строительной механики. Решение задач статики с их помощью сводится к решению систем линейных алгебраических уравнений с различными матрицами. Вычисления основаны на свойствах матриц и алгебраических операциях с ними [109].

В инженерной практике наиболее распространены два вида матричных методов: метод сил и метод перемещений. При использовании этих методов предварительно выбирают так называемую “основную систему”, которую можно образовать из заданной системы путем либо удаления в ней “лишних” связей, что соответствует методу сил, либо введения дополнительных связей, что отвечает методу перемещений.

В матричном методе, изложенном ниже, не требуется предварительного выбора основной системы. Предполагается, что при линейно упругом деформировании системы ее жесткость не изменяется.

Основы метода. Как известно, для линейно упругой системы внешние силы имеют потенциал $\boldsymbol{\Pi}$, представляющий однородную квадратичную форму перемещений точек системы $\boldsymbol{u_k}$, $\boldsymbol{k} = 1,2,\ldots\boldsymbol{n}$

$$\boldsymbol{\Pi} = \frac{1}{2}\sum_{i}^{n}\ \sum_{k}^{n} \boldsymbol{k_{ik} u_i u_k}\ .$$

Используя потенциал внешних сил, найдем, что

$$\boldsymbol{P_i} = \frac{\partial \boldsymbol{\Pi}}{\partial \boldsymbol{u_i}} = \sum_{k=1}^{n} \boldsymbol{k_{ik} u_k}\ ;\quad \boldsymbol{P_k} = \frac{\partial \boldsymbol{\Pi}}{\partial \boldsymbol{u_k}} = \sum_{i=1}^{n} \boldsymbol{k_{ki} u_i}\ .$$

Этими равенствами выражено свойство линейно деформируемых систем, которое состоит в том, что между перемещениями точек и приложенными внешними силами существует пропорциональная зависимость. В векторно-матричной форме эта зависимость имеет вид:

$$\boldsymbol{KU} = \boldsymbol{P}, \tag{8.15}$$

где $\boldsymbol{K}$ - матрица с элементами $\boldsymbol{k_{ik}}$, $\boldsymbol{i}$ = 1,2,...,$\boldsymbol{n}$, $\boldsymbol{k}$ = 1,2,...,$\boldsymbol{n}$, которую принято называть “матрицей внешней жесткости” [34] системы; $\boldsymbol{P}$ - вектор внешних сил с компонентами $\boldsymbol{P_i}$, $\boldsymbol{i}$ = 1,2,...,$\boldsymbol{n}$; $\boldsymbol{U}$ - вектор, составленный из перемещений $\boldsymbol{u_i}$, $\boldsymbol{i}$ = 1,2,...,$\boldsymbol{n}$.

Используя выражение для потенциала внешних сил, найдем что

$$\frac{\partial^2 \boldsymbol{\Pi}}{\partial \boldsymbol{u}_i \partial \boldsymbol{u}_k} = \boldsymbol{k}_{ik}\ ; \qquad \frac{\partial^2 \boldsymbol{\Pi}}{\partial \boldsymbol{u}_k \partial \boldsymbol{u}_i} = \boldsymbol{k}_{ki}\ .$$

Отсюда, с учетом независимости порядка дифференцирования потенциала внешних сил, следует, что левые части предыдущих равенств равны между собой: $\boldsymbol{k_{ik}} = \boldsymbol{k_{ki}}$. Следовательно, матрица внешней жесткости системы $\boldsymbol{K}$ является симметричной, квадратной и имеет размерность $\boldsymbol{n}\times\boldsymbol{n}$.

Произвольный элемент $\boldsymbol{k_{ik}}$ матрицы $\boldsymbol{K}$ отвечает значению внешней силы $\boldsymbol{P_i}$, которая вызовет единичное перемещение $\boldsymbol{k}$-й точки системы: $\boldsymbol{u_k}$ = 1. Допущение о том, что жесткость системы при деформировании не изменяется, позволяет определить элементы матрицы жесткости по данным о первоначальном ее положении в недеформированном состоянии и по исходным размерам ее элементов. Как отмечалось в предыдущих разделах, такое допущение справедливо для линейно упруго деформируемых систем при весьма малых перемещениях и деформациях.

Для неизменяемой механической системы матрица $\boldsymbol{K}$ является невырожденной, а, следовательно, существует обратная к ней матрица $\boldsymbol{L} = \boldsymbol{K}^{-1}$, что позволяет из равенства (8.1) найти

$$\boldsymbol{U} = \boldsymbol{K}^{-1}\boldsymbol{P} = \boldsymbol{LP}. \tag{8.16}$$

Матрицу $\boldsymbol{L}$ называют “матрицей внешней податливости системы” [151]. Ее элементы $\boldsymbol{L_{ik}}$ равны значению перемещения $\boldsymbol{u_i}$, которое вызовет приложенная в $\boldsymbol{k}$-й точке системы единичная сила, $\boldsymbol{P_k}$ = 1.

8.4.2. МЕТОД КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

В основу метода конечных элементов (МКЭ) положены общие законы механики и понятия о дискретизации деформируемых тел и сред с бесконечным числом степеней свободы, которые представляют в виде ограниченной совокупности конечных элементов (КЭ) [84, 125, 144, 152, 164]. По дискретной совокупности КЭ в рамках МКЭ формируется модель исходной механической системы, которая в общем случае является системой с непрерывно распределенными параметрами. Конечно-элементная модель системы обладает конечным числом степеней свободы, а ее элементы взаимодействуют лишь в конечном числе точек, называемых “узлами”. Неизвестные функции, в частности, поля напряжений, деформаций и перемещений, лишь в пределах КЭ моделируют непрерывными аппроксимациями с неопределенными коэффициентами, выражаемыми через их значения в узлах КЭ, что отвечает так называемой ”финитной аппроксимации”.

МКЭ получил наибольшее распространение при решении задач механики деформируемых твердых тел, в частности, задач статического анализа упруго-деформируемых тел, представляющих основной предмет теории упругости. Ее объектами являются сплошные тела и системы тел, упруго (обратимо) деформирующиеся под действием внешних сил [19, 74, 84, 85, 95, 125, 164, 176].

Основные уравнения теории упругости. Анализ статики упруго деформируемых тел при заданных нагрузках и условиях их закрепления осуществляется на основе математических постановок задач теории упругости.

Решением задач теории упругости определяются основные характеристики напряженно-деформированного состояния тел при деформировании, включая по шесть компонент: $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx}$ - тензора напряжений, $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z, \gamma_{xy}, \gamma_{yz}, \gamma_{zx}$ - тензора деформаций и три компоненты u, v, w - вектора перемещений, которые являются функциями трех переменных x, y, z - координат точек тела. Математическая постановка задач анализа статики деформируемых тел представляется системой дифференциальных и алгебраических уравнений относительно перечисленных выше неизвестных функций, к которым добавляют краевые условия на поверхности тела, заданием внешних поверхностных сил и закрепления границ тела.

Представим основные неизвестные задачи теории упругости в виде следующих векторных функций:

$$\sigma^m = \left[\sigma_x \;\; \sigma_y \;\; \sigma_z \;\; \tau_{xy} \;\; \tau_{yz} \;\; \tau_{zx} \right];$$

$$\varepsilon^m = \left[\varepsilon_x \;\; \varepsilon_y \;\; \varepsilon_z \;\; \gamma_{xy} \;\; \gamma_{yz} \;\; \gamma_{zx} \right]; \quad u^m = \left[u \;\; v \;\; w \right],$$

где σ^m, ε^m, u^m – векторы напряжений, деформаций и перемещений.

Считая объемные и поверхностные внешние силы заданными, представим их векторными функциями:

$$P^m = \left[P_x \;\; P_y \;\; P_z \right]; \quad P_n^m = \left[p_{xn} \;\; p_{yn} \;\; p_{zn} \right].$$

Полная система уравнений, решением которой определяют все основные неизвестные задачи теории упругости, включает три группы уравнений.

1. Статические уравнения, которые являются необходимыми условиями для равновесия деформируемых тел. В матрично-операторной форме их можно записать так:

$$A^m \sigma + P = 0, \tag{8.17}$$

$$L^m \sigma = P_n, \tag{8.18}$$

где

$$A = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial z} \\ \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial z} & \frac{\partial}{\partial y} \\ \frac{\partial}{\partial z} & 0 & \frac{\partial}{\partial x} \end{bmatrix}, \; L = \begin{bmatrix} l & 0 & 0 \\ 0 & m & 0 \\ 0 & 0 & n \\ l & 0 & 0 \\ 0 & m & 0 \\ 0 & 0 & n \end{bmatrix} \tag{8.19}$$

это - матричные представления дифференциального оператора и оператора проектирования вектора напряжений в точке поверхности тела, где заданы вектор поверхностных сил P_n и нормаль $\bar{n}$ с направляющими косинусами l, m, n.

2. Геометрические уравнения, которыми конкретизируют линейную связь между векторами деформаций и перемещений соответственно дифференциальным зависимостям Коши, а также вид закрепления границ тела. В операторно-матричной форме эти уравнения можно следующим образом:

$$\varepsilon = Au, \tag{8.20}$$

$$\boldsymbol{u} = \boldsymbol{u}_{\boldsymbol{s}}, \tag{8.21}$$

где $\boldsymbol{A}$ - матричный оператор (8.19); $\boldsymbol{u}_{\boldsymbol{s}}$ - вектор перемещений, заданный на закрепленном участке поверхности тела.

3. Физические уравнения, которые устанавливают связь вектора напряжений с вектором деформаций, отвечающую обобщенному закону Гука. Для изотропного линейно упруго деформируемого тела эти уравнения в векторно-матричном представлении имеют вид:

$$\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{D}\boldsymbol{\varepsilon}, \tag{8.22}$$

где

$$\boldsymbol{D} = \begin{bmatrix} \lambda+2\mu & \lambda & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ \lambda & \lambda+2\mu & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ \lambda & \lambda & \lambda+2\mu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \mu & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \mu & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \mu \end{bmatrix}; \tag{8.23}$$

$$\lambda = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)}; \mu = \frac{E}{2(1+\nu)} = G. \tag{8.24}$$

Здесь λ, μ - коэффициенты Ляме, $\boldsymbol{E}$, $\boldsymbol{G}$, ν - модуль упругости, модуль сдвига и коэффициент Пуассона материала тела.

Уравнения (8.17), (8.20), (8.22) совместно с граничными условиями (8.18), (8.21) образуют полную систему уравнений теории упругости. Их интегрированием однозначно определяют параметры напряженно-деформированного состояния. Отметим, что сформулированное в разделе 8.1 свойство двойственности матриц статических и геометрических уравнений сохраняется для них и в операторно-матричной форме. Необходимыми и достаточными условиями интегрируемости уравнений (8.20) являются условия совместности деформаций Сен-Венана. Дифференциальные уравнения совместности деформаций отвечают физическому свойству сплошных сред, выраженному в сохранении неразрывности материальной среды при деформировании. Они имеют следующий вид:

$$\frac{\partial^2 \varepsilon_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_y}{\partial x^2} = \frac{\partial^2 \gamma_{xy}}{\partial x \partial y}; \quad \frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{\partial \gamma_{zx}}{\partial y} + \frac{\partial \gamma_{xy}}{\partial z} - \frac{\partial \gamma_{yz}}{\partial x} \right) = 2\frac{\partial^2 \varepsilon_x}{\partial y \partial z};$$

$$\frac{\partial^2 \varepsilon_z}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 \varepsilon_x}{\partial z^2}=\frac{\partial^2 \gamma_{zx}}{\partial z \partial x};\quad \frac{\partial}{\partial y}\left(\frac{\partial \gamma_{xy}}{\partial z}+\frac{\partial \gamma_{yz}}{\partial x}-\frac{\partial \gamma_{zx}}{\partial y}\right)=2\frac{\partial^2 \varepsilon_y}{\partial z \partial x};\quad (8.25)$$

$$\frac{\partial^2 \varepsilon_y}{\partial z^2}+\frac{\partial^2 \varepsilon_z}{\partial y^2}=\frac{\partial^2 \gamma_{yz}}{\partial y \partial z};\quad \frac{\partial}{\partial z}\left(\frac{\partial \gamma_{yz}}{\partial x}+\frac{\partial \gamma_{zx}}{\partial y}-\frac{\partial \gamma_{xy}}{\partial z}\right)=2\frac{\partial^2 \varepsilon_z}{\partial x \partial y}.$$

Решение краевых задач теории упругости для дифференциальных уравнений в частных производных с краевыми условиями обычно связано со значительными трудностями. Аналитические решения известны лишь для относительно простых областей и видов закрепления тел. Для инженерных же целей иногда оказывается достаточным найти приближенные решения задач теории упругости. В инженерной практике статический анализ часто выполняют для специальных моделей упругих тел, например, представляя их тонкими стержнями, пластинами или оболочками, для чего привлекают дополнительные гипотезы относительно характера их напряженно-деформированного состояния. Это в разной степени упрощает исходную систему уравнений теории упругости. Распространенным на практике является применение численных методов, в основном ориентированных на использование ЭВМ. Широкое распространение получил метод конечных элементов, позволяющий эффективно определять приближенные решения задач теории упругости, используя для механических систем модели различной степени сложности. Теоретическим и практическим вопросам МКЭ посвящена обширная литература, в частности, [84, 90, 125, 144, 164].

Основы метода. Рассмотрим произвольное упруго-деформируемое тело сложной формы, нагруженное заданными внешними силами и закрепленное в пространстве так, что его можно отнести к классу неизменяемых механических систем. Разобьем область, занятую телом, на совокупность непересекающихся подобластей - конечных элементов, например, изображенных на рис.8.4.

Будем считать, что каждый КЭ взаимодействует со смежными элементами по их общим границам, по линиям или поверхностям в узлах. Пусть все КЭ имеют одинаковое количество узлов и их число равно m, а количество независимых компонент перемещения в каждом узле - n. Для КЭ с номером e введем в рассмотрение вектор, составленный из независимых узловых перемещений

$$q_e^T=\left[q_{e1}q_{e2}\ldots q_{ei}\ldots q_{em}\right]=\left[q_{11}\ldots q_{1n}q_{21}\ldots q_{2n}\ldots q_{m1}\ldots q_{mn}\right],\quad (8.26)$$

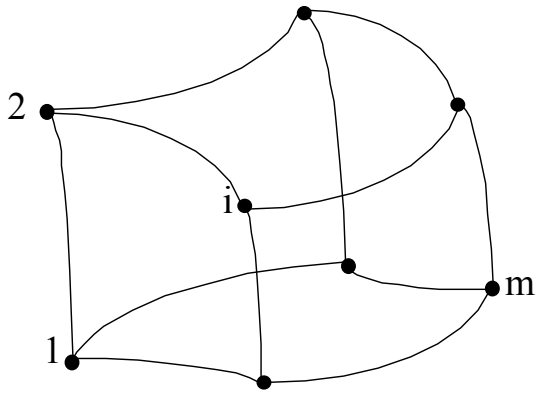


Рис. 8.4. Конечный элемент с нумерацией узлов.

где q_{ei}, i = 1,2,…,m - вектор перемещений i-го узла, числом независимых компонент вектора перемещения КЭ определяется количество степеней свободы элемента.

Для приближенной аппроксимации в пределах КЭ вектора перемещений $u^T = [u_1 ... u_n]$ выберем вполне определенную систему непрерывных функций Φ_{ij}, i, j = 1,2,...,s, зависящих от координат точек КЭ, и набор неопределенных параметров $\alpha_e^T = [\alpha_1, \alpha_2, ..., \alpha_s]$. Тогда в пределах КЭ, можно записать, что

$$u = \Phi \alpha_e = \begin{bmatrix} \Phi_{11} & \Phi_{12} & ... & \Phi 1 s \\ \Phi_{21} & \Phi_{22} & ... & \Phi_{2 s} \\ ... & ... & ... & \\ \Phi_{n1} & \Phi_{n2} & ... & \Phi_{ns} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ . \\ . \\ . \\ \alpha_s \end{bmatrix}. \qquad (8.27)$$

Вопросы полноты системы функций, принятых для аппроксимации подробно обсуждаются в известной литературе по МКЭ. В качестве вектора обобщенных перемещений КЭ примем вектор узловых перемещений (8.26). Этот вектор можно найти из (8.27) заданием соответствующих координат узлов КЭ, что позволит записать

$$q_e = \overline{\Phi} \alpha_e = \begin{bmatrix} \overline{\Phi}^{(1)} \\ \overline{\Phi}^{(2)} \\ \\ \Phi^{(m)} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ . \\ . \\ . \\ \alpha_s \end{bmatrix}, \qquad (8.28)$$

где матрицы $\overline{\Phi}^{(i)}$, i = 1,2,…,m, имеют компоненты, которые равны значениям Φ_{ij} в узловых точках КЭ. При выборе систем аппроксимирующих функций Φ_{ij}, i, j = 1,2,...,s, можно предусмотреть, чтобы матрица $\overline{\Phi}$ в (8.28) оказалась неособенной, квадратной, а ее порядок s =

$m \cdot n$. Тогда у нее существует обратная матрица $\overline{\Phi}^{-1}$ и из (8.28) можно однозначно выразить вектор α_e через вектор q_e, так что

$$\alpha_e = \overline{\Phi}^{-1} q_e . \tag{8.29}$$

Введем в рассмотрение матрицу функций формы конечного элемента $N_e = \Phi \overline{\Phi}^{-1}$ и перепишем (8.27) с учетом (8.29) в виде:

$$u = \Phi \overline{\Phi}^{-1} q_e = N_e q_e . \tag{8.30}$$

По компонентам вектора обобщенных узловых перемещений матрица функций формы КЭ позволит однозначно определить компоненты вектора перемещения N_e произвольной точки элемента. Перепишем уравнение (8.30) в матрично-блочном виде:

$$u = \begin{bmatrix} N_{e1} & N_{e2} & \dots & N_{em} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} q_{e1} \\ q_{e2} \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ q_{em} \end{bmatrix}, \tag{8.31}$$

где N_{ei} - квадратные матрицы размером $n \times n$. Очевидно, что при подстановке в матрицу N_{ei} координат i-го узла последняя матрица становится единичной, а при подстановке координат любого другого узла - нулевой.

Воспользовавшись представлением вектора перемещения в виде (8.31), геометрическими и физическими соотношениями полной системы уравнений теории упругости (8.20), (8.22), для векторов деформаций и напряжений КЭ запишем

$$\varepsilon_e = A N_e q_e = B_e q_e ; \quad \sigma_e = D_e \varepsilon_e = D_e B_e q_e . \tag{8.32}$$

К узлам КЭ приложим узловые силы

$$R_e^T = \begin{bmatrix} R_{11} \dots R_{1n} R_{21} \dots R_{2n} \dots R_{m1} \dots R_{mn} \end{bmatrix}.$$

Обозначим поверхностные и объемные внешние силы в КЭ так:

$$g_e^T = \begin{bmatrix} g_{e1} \dots g_{en} \end{bmatrix}; \quad p_e^T = \begin{bmatrix} p_{e1} \dots p_{en} \end{bmatrix}.$$

Если вектор виртуальных перемещений узлов КЭ обозначить через δq_e, то из равенств (8.30) и (8.32) найдем

$$\delta u = N_e \delta q_e ; \quad \delta \varepsilon = B_e \delta q_e . \tag{8.33}$$

Виртуальные работы внутренних и внешних сил для КЭ объемом ν_e примут вид:

$$\delta A_e^{\sigma} = -\int_{v_e} \delta\varepsilon^T \sigma dv = -\delta q_e^T \left(\int_{v_e} B_e^T D_e B_e dv \right) q_e;$$

$$\delta A_e^R = \delta q_e^T R_e; \quad \delta A_e^p = \int_{v_e} \delta u^T p_e dv = \delta q_e^T \int_{v_e} N_e^T p_e dv; \qquad (8.34)$$

$$\delta A_e^g = \int_{v_e} \delta u^T g_e dv = \delta q_e^T \int_{v_e} N_e^T g_e dv.$$

Следуя вариационному принципу Лагранжа, сумму виртуальных работ внутренних и внешних сил КЭ приравняем нулю. Тогда, с учетом независимости вектора δq_e^m, условие равновесия КЭ преобразуется в уравнение для определения вектора узловых перемещений q_e

$$\left(\int_{v_e} B_e^T D_e B_e dv \right) q_e = R_e + \int_{v_e} N_e^T p_e dv + \int_{v_e} N_e^T g_e dv. \qquad (8.35)$$

Введя обозначение для матрицы жесткости КЭ

$$K_e = \int_{v_e} B_e^T D B_e dv, \qquad (8.36)$$

перепишем уравнение (8.35) в виде:

$$K_e q_e = R_e + \int_{v_e} N_e^T p_e dv + \int_{v_e} N_e^T g_e dv. \qquad (8.37)$$

Отметим, что матрица жесткости КЭ является квадратной и симметричной.

Рассмотрим тело в целом, представив его совокупностью, состоящей из L элементов, связанных в узлах конечно-элементной сетки тела. Введем глобальный вектор обобщенных перемещений для тела в целом, составив его блочно из векторов q_e:

$$q^m = \left\lfloor q_1^m \quad q_2^m \quad \ldots \quad q_L^m \right\rfloor. \qquad (8.38)$$

Установим связь между глобальным вектором обобщенных перемещений точек тела и вектором перемещений в узлах конечно-элементной сетки. С этой целью воспользуемся равенством (8.31), что позволит записать

$$u = Nq, \qquad (8.39)$$

где N - блочная матрица функции формы тела, составленная из матриц функций форм конечных элементов N_e, причем, если точка тела принадлежит элементу с номером e, то $N_i = N_{ei}$, в противном случае

N_i - нулевая матрица.

Воспользовавшись равенством (8.39), геометрическими и физическими соотношениями (8.20), (8.22) полной системы уравнений теории упругости, для векторов деформаций и напряжений тела запишем

$$\varepsilon = ANq = Bq; \quad \sigma = D\varepsilon = DBq. \tag{8.40}$$

Если вектор виртуальных перемещений точек тела обозначить как δq, то из равенств (8.30) и (8.32) найдем, что

$$\delta u = N\delta q; \quad \delta\varepsilon = B\delta q.$$

К узлам конечно-элементной сетки тела приложим узловые силы

$$R^T = \left[R_{11}...R_{1L}R_{21}...R_{2L}...R_{m1}...R_{mL}\right].$$

Действующие на тело поверхностные и объемные внешние силы обозначим так:

$$g^T = \left[g_1...g_L\right]; p^T = \left[p_1...p_L\right].$$

Виртуальные работы внутренних и внешних сил для тела в целом примут следующий вид:

$$\delta A^\sigma = -\int_v \delta\varepsilon^T \sigma dv = -\delta q^T \left(\int_v B^T DBdv\right)q,$$

$$\delta A^R = \delta q^T R,\ \delta A^p = \int_v \delta u^T pdv = \delta q^T \int_v N^T pdv,$$

$$\delta A^g = \int_v \delta u^T gdv = \delta q^T \int_v N^T gdv.$$

Следуя вариационному принципу Лагранжа, сумму виртуальных работ внутренних и внешних сил для тела в целом приравняем нулю, что позволит получить следующее равенство

$$\delta q^T \left[R + \int_v N^T pdv + \int_s N^T gds - \left(\int_v B^T DBdv\right)q\right] = 0.$$

Отсюда, по условию независимости векторов δq, найдем уравнения равновесия тела. В матрично-векторной форме уравнения равновесия тела примут следующий вид:

$$Kq = R + F_p + F_g, \tag{8.41}$$

где

$$K = \int_v B^T DBdv$$

- глобальная матрица жесткости тела;

$$\boldsymbol{F_p} = \int_{\boldsymbol{v}} \boldsymbol{N^T p dv}; \quad \boldsymbol{F_g} = \int_{\boldsymbol{S}} \boldsymbol{N^T g ds}$$

- векторы объемных и поверхностных внешних сил, приведенные к узлам конечно-элементной сетки тела.

Разрешающая система уравнений МКЭ в виде (8.41) является системой линейных алгебраических уравнений (СЛАУ) относительно неизвестного глобального вектора обобщенных узловых перемещений $\boldsymbol{q}$. Заметим, что в силу свойств матриц $\boldsymbol{N}$ и $\boldsymbol{B}$ элементы матрицы $\boldsymbol{K}$ системы (8.41) представляют суммы компонент матриц жесткости всех КЭ

$$\boldsymbol{K_{ij}} = \sum_{\boldsymbol{e}} \boldsymbol{K_{eij}} .$$

Глобальная матрица жесткости состоит из узловых блоков. В каждой блочной строке ненулевыми являются блоки, соответствующие элементам, включающим как рассматриваемый узел, так и все остальные узлы этих элементов. В противном случае узловые блоки матрицы нулевые. Поэтому в глобальной матрице жесткости будет содержаться большое количество нулевых элементов. Известны рациональные способы нумерации узлов конечно-элементной сетки тела для формирования матрицы жесткости $\boldsymbol{K}$ в виде матрицы ленточной структуры. При этом ненулевые элементы можно разместить на диагональной “ленте” матрицы, ширина которой существенно меньше размера матрицы и ее всегда можно сделать минимальной. Это обстоятельство позволяет при разрешении СЛАУ вида (8.41) применить эффективные вычислительные алгоритмы, использующие лишь элементы ленты матрицы $\boldsymbol{K}$. С их помощью можно найти решение СЛАУ вида (8.41) с большим количеством неизвестных, даже при весьма ограниченных ресурсах ЭВМ. Преимущество такого подхода состоит в возможности поиска решения задач статики механических систем, требующих для их адекватного описания большого числа степеней свободы.

При решении задач теории упругости необходимо учесть закрепление узлов конечно-элементной сетки тела. В этом случае осуществляется конкретизация в (8.41) матрицы $\boldsymbol{K}$ и исключаются составляющие перемещения деформируемого тела, что отвечают его перемещению как свободного абсолютно твердого. За счет этого, матрица жесткости тела с неизменной при деформировании жесткостью, становится невырожденной, а деформируемую систему можно отнести к классу неизменяемых механических систем. По оконча-

тельно найденному решению СЛАУ, представляющему глобальный вектор узловых перемещений конечно-элементной сетки тела, используя равенства (8.39) и (8.40), можно найти все параметры напряженно-деформированного состояния тела в целом.

Обобщая представленный выше алгоритм реализации МКЭ для статических задач анализа конструкций, сформулируем основные этапы расчетов.

1. Дискретизация механической системы. Исходную систему представляют в виде топологической структуры из КЭ, конкретизируют геометрическую и физико-механическую информацию о конструкции, ее закреплении, задают вид распределения и значения внешних сил для учета взаимодействия конструкции с окружающими средами и телами.
2. Выбор КЭ. Конкретизируют локальные системы координат и матрицы функций формы для принятых КЭ, определяют матрицы жесткости и векторы внешних сил КЭ.
3. Формирование разрешающей системы метода. В глобальной системе координат производят нумерацию узлов конечно-элементной сетки тела в целом для формирования матрицы жесткости $\boldsymbol{K}$ ленточной структуры, конкретизируют условия закрепления и выполняют построение разрешающей СЛАУ относительно глобального вектора обобщенных узловых координат, приводят к узлам конечно-элементной сетки тела все внешние силы.
4. Решение задачи статического анализа. Выполняют поиск решения разрешающей системы уравнений и определяют параметры напряженно-деформированного состояния конструкции.

В заключение отметим, что в МКЭ, за счет дискретизации конструкции, исходные деформируемые системы с бесконечным числом степеней свободы приближенно моделируют системами с конечным числом степеней свободы. Аппроксимации, принимаемые для искомых функций, ограничены пределами КЭ. Поэтому МКЭ принято считать приближенным численным методом.

8.5. МОДЕЛИРОВАНИЕ ПОЛЗУЧЕСТИ МАТЕРИАЛОВ

В этом разделе приведен обзор литературных данных по ползучести материалов и конструктивных деталей машин [34, 50, 59, 73, 119, 120, 140, 152, 170-172, 214-224]. Представлено состояние разработок в области моделирования явления ползучести в рамках конти-

нуальной механики повреждающихся тел. Выделена классификация повреждаемости и представлены существующие в литературе одномерные модели изотропного накопления повреждаемости, их обобщения для пространственного случая, а также представлены существующие модели анизотропной повреждаемости. Отдельно рассмотрен подход к моделированию ползучести с повреждаемостью на основе термодинамических представлений о неупругом деформировании. В исследованиях по проблемам ползучести материалов существуют разные подходы к построению уравнений состояния изотропных и анизотропных конструкционных материалов.

8.5.1. УРАВНЕНИЯ ПОЛЗУЧЕСТИ И ПОВРЕЖДАЕМОСТИ

Подходы к построению уравнений состояния. Развитие подходов к описанию поведения материала связано с различными теориями и моделями, отражающими физику процесса деформирования. Исторически первыми были модели, которые можно отнести к эмпирическим. Как отмечается многими исследователями, только после определенного этапа развития математики в механике были созданы математические, механически обоснованные континуальные модели. Новые предложения относятся к созданию моделей на представлениях атомистической физики. Различные подходы дают ответ на вопрос о том, какие аспекты должны быть учтены при формулировке модели деформирования, и в каком направлении необходимо проводить экспериментальные исследования. При этом различными оказываются и возможности для описания наблюдаемых разнообразных эффектов поведения материала при деформировании. Феноменологический подход ограничен описанием поведения материалов на базе макроскопических данных опытов. Физический подход связан с исследованием механизмов деформации и разрушения на микроуровне (субмикроуровне). Материаловедческий подход основан на данных среднего (mesoscopic) уровня и изучает связь между структурой и свойствами материала.

Подход континуальной механики преимущественно используется в современной механике при формулировке феноменологических моделей. Он основан на данных изучения поведения материалов на макроуровне и использует данные испытаний образцов из конструкционных материалов. До последнего времени этот подход в основном применяется для инженерных приложений, т.е. для изучения напря-

женно-деформированного состояния в элементах конструкций.

Феноменологический подход в рамках континуальной механики использует для описания поведения материалов две основные группы дифференциальных или интегральных уравнений:

- первая группа названа *уравнениями баланса* (в отдельных случаях законами сохранения). Она может быть сформулирована на основе фундаментальных физических принципов независимо (условно) от конкретных свойств материалов. Например, для термомеханических задач первая группа уравнений включает закон сохранения массы, равенство нулю суммы линейных и угловых моментов сил, баланс энергии и законы неубывания энтропии;
- вторая группа, названная *уравнениями состояния* (определяющими или физическими уравнениями), отражает индивидуальные свойства отклика материалов на внешнюю нагрузку. Поведение конкретных материалов может быть описано уравнениями состояния, включающими дополнительно кинетические уравнения для отражения эволюции процессов деформирования.

Ползучесть - одно из особых явлений необратимого деформирования тел под действующими на них силами при достаточно высоких температурах. Наряду с упругостью и пластичностью ползучесть определяется уравнениями состояния по данным простых (базовых) опытов. Затем эти уравнения обобщаются для сложного напряженного состояния, образуя модель деформирования материала при ползучести. На рис.8.5. изображена схема (карта ползучести), отражающая преимущественные физико-механические механизмы, сопровождающие ползучесть при разных уровнях напряжений и относительной температуры.

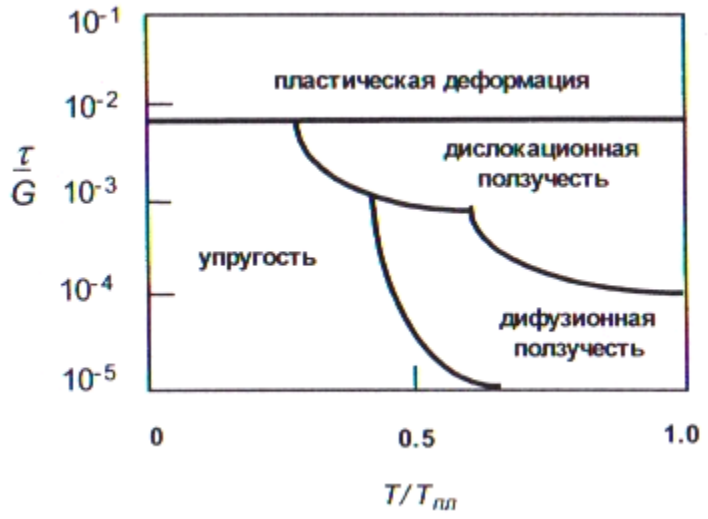


Рис. 8.5. Карта ползучести.

Такие карты ползучести для многих материалов построены по данным экспериментальных наблюдений и иллюстрируют схематически механизмы, сопровождающие ползучесть в зависимости от условий деформирования (температура, нагрузки). В зависимости от уровня нагрузок и

температуры, размера внутренних зерен поликристаллов и т.д. выделяют различные механизмы ползучести.

В литературе приведено большое количество различных уравнений состояния для описания ползучести. Уравнение состояния, учитывающее механизмы деформирования при ползучести на микроструктурном уровне, представлены, например, уравнением вида:

$$\dot{\varepsilon} = A_i D_i \left(\frac{\tau}{G}\right)^m \left(\frac{\tau\Omega}{kT}\right)\left(\frac{b}{d}\right)^n,$$

где $\tau\Omega / kT$ - отношение между механической и тепловой энергией; τ, Ω, k, T- приложенное напряжение, атомный объем, постоянная Больцмана, абсолютная температура; b, d - вектор Бюргерса и размер зерен; D_i, A_i - коэффициент и размер области диффузии; n, m - некоторые постоянные.

Феноменологический подход для моделирования ползучести основан на уравнениях состояния, которые в общем виде записывают в виде функциональной связи скорости деформаций с приложенным напряжением, приобретенной деформацией, временем и температурой, например так:

$$\dot{\varepsilon} = f\left(\sigma, \varepsilon, t, T\right),$$

где $\sigma, \varepsilon, t, T$ - приложенное напряжение, приобретенная деформация, время и температура.

Дополнительно к этому уравнению записывают кинетические уравнения, отражающие процессы зарождения и роста повреждаемости. Последние оказывают значительное влияние на протекание ползучести.

Классификация повреждаемости. Понятие повреждаемости в материалах используется в континуальной механике повреждений и призвано отразить различные аспекты основных микроскопических механизмов, сопровождающих деформирование материалов. Классификация видов повреждаемости материалов, базирующаяся на опытных данных металловедения и феноменологических данных о свойствах повреждающихся материалов, описана Мураками. Ниже приведем современную классификацию видов повреждаемости материалов при различном их характере деформирования. Здесь и далее указаны фамилии авторов, впервые предложивших разные модели повреждаемости, год их первой публикации о модели.

Упругая повреждаемость. (*Krajcinovic & Fonseka*, 1981; *Mazans*, 1985; *Marigo*, 1985; *Lemaitre & Chaboch*, 1985, 1993) - зарождение и

развитие микротрещин вызвано упругими деформациями. Типична для камня, бетона, композитов и металлов.

Упругопластическая повреждаемость. (*Suquet*, 1982; *Lemaitre*, 1984, 1985, *Rousselier*, 1981, 1985, 1986; *Dragon & Lemaitre*, 1995). Зарождение и развитие микроскопических пустот обусловлено большими упругопластическими деформациями. Чаще всего наблюдается в металлах, композитах и полимерах. Накопление упругопластической повреждаемости выражается в процессах скольжения между кристаллами, отставания частиц от материала матрицы, растрескивания частиц.

Импульсная повреждаемость. (*Butcher*, 1964; *Tetelman & McEvily*, 1970; *Gurland*, 1972; *Nemes*, *et al.*, 1990; *Perzyna*, 1986). При накоплении упругой и упругопластической повреждаемости нагрузка приобретает импульсивный характер, что приводит к тому, что микропоры и трещины распространяются совместно в одном направлении. Имеет место увеличивающееся объединение микропор и волны напряжений.

Усталостная повреждаемость. (*Marco & Strkey*, 1954; *Chaboche*, 1974; *Manson*, 1979; *Lemaitre*, 1992; *Duufailly & Lemaitre*, 1995). Межзеренные поверхностные трещины, вызванные циклическими нагрузками; развитие микротрещин наблюдается при малоцикловой усталости.

Повреждаемость при ползучести. (*Качанов*, 1958; *Работнов*, 1969; *Leckie & Hayhurst*, 1973, 1974; *Krajcinovic*, et. al., 1981, 1982; *Chaboche*, 1979, 1981, 1988). Зарождение и развитие микро пустот и микро трещин в зернах металлов (вязкий излом, межзеренное разрушение при ползучести) или на границах зерен (хрупкое разрушение). При этом имеет место скольжение по границам зерен и диффузия.

Повреждаемость при циклической ползучести. (*Chrzanowski*, 1976; *Plumtree & Lemaitre*, 1979; *Levaaitre & Chaboche*, 1985). Повреждаемость вызвана циклической нагрузкой при высоких температурах. Соединение межзеренных полостей и пронизывающих зерна трещин происходит по нелинейному закону.

Коррозионная повреждаемость. (*Tetelman & McEvily*, 1970; *Knott*, 1973; *Schmitt & Jalinier*, 1982). Коррозия в раковинах, межзеренная коррозия и коррозия, вызванная условиями окружающей среды, вызывает развитие микротрещин в нагруженных телах при способствующих коррозии условиях внешней среды.

Радиационная повреждаемость. (*Tetelman & McEvily*, 1970; *Gittus*, 1978; *Tomkins*, 1981; *Murakami & Mizuno*, 1992). Зарождение и рост

повреждаемости определены действием потоков нейтронов и α - частиц. Бомбардировка атомов вызывает появление пор и пустот, вздутие.

Термо-вязко-упругопластическая повреждаемость. (*Ben Hatira* et al., 1994; *Saanouni* et al., 1992; *Skrzypek-Ganczarski*, 1998; *Kaviany*, 1997). Термо-вязко-упругопластическая повреждаемость (цельно обобщающий подход). Повреждаемость имеет место вследствие температурных изменений в твердых телах. Изменение температурного градиента приводит к накоплению повреждаемости.

Одномерные модели и принцип повреждаемости. Рассмотрим развитие исследований по изучению и моделированию ползучести и повреждаемости.

Впервые в 1958г. Л.М. Качановым предложено ввести для количественного определения повреждаемости скалярный параметр сплошности. Приоритет такой модели является общепризнанным и отмечается практически во всех обзорах по проблеме. Для физической интерпретации параметра повреждаемости D для репрезентативного объема M принято отношение площади микротрещин и микрополостей сечения - δS_{Dx} с нормалью $\vec{n}$ к той площади сечения, которая ими не покрыта (δS). Тогда, в направлении x

$$D(M,\vec{n},x)=\frac{\delta S_{Dx}}{\delta S},$$

а для x с наибольшей повреждаемостью

$$D(M,\vec{n})=\frac{\delta S_{D}}{\delta S}.$$

Таким образом, в диапазоне от исходного неповрежденного состояния до полностью разрушенного материала, параметр D изменяется от 0 до 1, а сплошность $\psi=1-D$ - изменяется от 1 до 0, соответственно:

$$\psi+D=1,\ \psi(0)=1,\ \psi(t_R)=0,$$

где t_R -время разрушения.

В уравнении состояния для материала без повреждаемости (D=0) принято $\dot{\varepsilon}=f(\sigma,\varepsilon,t,T)$. А для повреждающегося материала (0<D<1): $\dot{\varepsilon}=f(\sigma,\varepsilon,t,T)$.

Затем Ю.Н. Работнов предложил концепцию действующего напряжения (1968 г.), которая учитывает уменьшение поперечного сечения при одноосном напряженном состоянии из-за роста повреждаемости. Эта концепция подробно изложена в [140] и в других ра-

ботах. Основными понятиями здесь являются: условное $\sigma = \frac{F}{S}$ и эффективное (действующее) $\tilde{\sigma} = \sigma /(1 - D)$ напряжения.

В последствии эти идеи моделирования повреждаемости при ползучести, предложенные Л. Качановым и Ю. Работновым, были существенно обобщены и конкретизированы.

Для введения эффективных напряжений предлагались различные принципы. Так, например, принцип эквивалентности напряжений, предложенный Lemaitre, 1971г., гласит: ”Любое уравнение состояния для материала с повреждаемостью может быть получено так же, как и для материала без повреждаемости путем замены обычных напряжений на действующие”. Если воспользоваться сформулированным выше принципом для уравнения упругого состояния $\varepsilon^e = \sigma / E$, то при совместном рассмотрении деформации и повреждаемости $\varepsilon^e = \sigma / \tilde{E}$, где $\tilde{E} = E(1 - D)$ - модуль упругости для материала с повреждаемостью. Аналогично, для упругопластического состояния материала, например, проявляющего свойство анизотропного упрочнения, и для которого условие начала пластичности имеет вид: $f = (\sigma - X) - R - \sigma_y = 0$, с введением повреждаемости можно записать новый критерий пластичности (*Chaboche-Rousselier*, 1983), учитывающий поврежденность материала, ведущую к разрушению:

$$f = \left(\frac{\sigma}{1 - D} - X \right) - R - \sigma_y = 0,$$

где σ_y - предел текучести; X, R - напряжения кинематического и изотропного упрочнения.

Обобщение кинетического уравнения, предложенного Л.М. Качановым для пространственной модели выполнено с привлечением критерия прочности Галилея [91]:

$$\frac{d\psi}{dt} = -C \left(\frac{\sigma_1}{\psi} \right)^r, \ \psi(0)=1, \ \psi(t_R)=0,$$

где C, r - материальные параметры.

Интегрированием последнего, можно получить значение времени до разрушения t_R:

$$\int_1^0 \psi^r d\psi = -C \int_0^{t_R} \sigma_1^r dt \rightarrow t_R = \frac{1}{C(r+1)\sigma_1^r},$$

при постоянном напряжении, а при изменяющемся напряжении

$$\int_0^{t_R} C(r+1)\left[\sigma_1(t)\right]^r dt = 1.$$

Отсюда следует кумулятивный закон разрушения, который был предложен ранее Робинсоном (*Robinson*, 1952г.) по данным о разрушении стали:

$$\int_0^{t_R} \frac{dt}{t_K(t)} = 1; \qquad t_K(t) = \frac{1}{C(r+1)\left[\sigma_1(t)\right]^r}.$$

Закон изменения сплошности в одномерном случае имеет эквивалентную запись относительно повреждаемости (*Chaboche*, 1988):

$$\frac{dD}{dt} = \left(\frac{\sigma}{A}\right)^r (1-D)^{-k},$$

где A, r -материальные параметры.

В этом случае время до разрешения и закон накопления повреждаемости при постоянных напряжениях будут следующими:

$$t_R = \frac{1}{k+1}\left(\frac{\sigma}{A}\right)^{-r}; \qquad D(t) = 1 - \left[1 - \frac{t}{t_R}\right]^{\frac{1}{k+1}}.$$

Обобщение рассмотренных выше уравнений для накопления повреждаемости в случае трехосного напряженного состояния предложено *Chaboche* в 1988г.:

$$\frac{dD}{dt} = \left(\frac{\chi(\sigma)}{A}\right)^r (1-D)^{-k},$$

где $\chi(\sigma)$ эквивалентное напряжение для повреждаемости.

Время до разрушения при сложном напряженном состоянии, не изменяющемся во времени, определяется равенством:

$$t_R = \frac{1}{k+1}\left(\frac{\chi(\sigma)}{A}\right)^{-r}.$$

Функция $\chi(\sigma)$ принята в виде линейной комбинации инвариантов напряжений (*Hayhurst*, 1972 г.): $\chi(\sigma) = \alpha J_0(\sigma) + 3\beta J_1(\sigma) + (1-\alpha-\beta) J_2(\sigma)$ или в другом виде $\chi(\sigma) = a\sigma_1 + 3b\sigma_H + c\sigma_{eq}$. Здесь α, β, a, b, c - некоторые параметры, J_0, J_1, J_2 - линейный, квадратичный и кубический инварианты

тензора напряжений, σ_1 - максимальное главное напряжение, σ_H - среднее напряжение, σ_{eq} - эквивалентное напряжение Мизеса. Известны упрощенные представления этой функции. При $\beta = 0$ ее принимают в виде: $\chi(\sigma) = \delta\sigma_1 + (1-\delta)\sigma_{eq}$, и при $\alpha = 0$ - в виде: $\chi(\sigma) = \beta J_1(\sigma) + (1-\delta)J_2(\sigma)$.

Ранее подробно обсуждалось в литературе, что в известном критерии прочности Писаренко-Лебедева эквивалентные напряжения $\chi(\sigma)$ были приняты академиком Лебедевым А. А. в виде, близком к представленному выше.

Существует другое выражение для $\chi(\sigma)$, полученное из анализа изохронных поверхностей в пространстве касательных напряжений (*Hayhurst*, 1983; *Delobellr*, 1985): $\chi(\sigma) = \left[J_0(\sigma)\right]^{\alpha}\left[J_2(\sigma)\right]^{1-\alpha}$.

Известен деформационный закон накопления повреждаемости (*Contesti*, 1986): $dD = A\left[J_0(\sigma)\right]^{\alpha}\varepsilon_{eq}^{\beta}d\varepsilon_{eq}$,где A, α, β, ε_{eq} - материальные параметры и эквивалентная деформация.

Принцип эквивалентного напряжения для учета повреждаемости при выводе меры плотности энергии деформации и применен *Lemaitre*, 1992 г.; *Lemaitre-Dufailly, 1995* г. Для анизотропной упругости с учетом повреждаемости установлены уравнения состояния в виде $\sigma_{ij} = E_{ijkl}\varepsilon_{kl}^{e}(1-D)$, а в случае изотропной упругости с учетом повреждаемости имеем:

$$\varepsilon_{ij}^{e} = \frac{1+\nu}{E}\frac{\sigma_{ij}}{1-D} - \frac{\nu}{E}\frac{\sigma_{kk}}{1-D}\delta_{ij}.$$

При этом мера упругой энергии деформации преобразуется к виду:

$$d\omega^{e} = \sigma_{ij}d\varepsilon_{ij}^{e} = \sigma_{ij}\varepsilon_{ij}^{e}\frac{dD}{1-D},$$

а энергия упругих деформаций будет равной $\omega^{e} = \int\sigma_{ij}d\varepsilon_{ij}^{e} = \frac{1}{2}E_{ijkl}\varepsilon_{ij}^{e}\varepsilon_{kl}^{e}(1-D)$.

Изменение с ростом повреждаемости энергии деформации будет равным:

$$\left(\frac{d\omega^{e}}{dD}\right)_{\sigma_{ij}=const} = \frac{\sigma_{ij}\varepsilon_{ij}^{e}}{1-D} = E_{ijkl}\varepsilon_{ij}^{e}\varepsilon_{kl}^{e} = \frac{2\omega^{e}}{1-D}.$$

Заметим, что ранее (*Chaboche*, 1976г.) было введено понятие плотности энергии деформации с учетом повреждаемости:

$$Y \overset{\text{def}}{=} \frac{1}{2}\left(\frac{d\omega^e}{dD}\right)_{\sigma_{ij}=const} = \frac{\omega^e}{1-D}.$$

Для изотропного случая разложение полной энергии на составляющие - энергию формоизменения и объемную энергию при гидростатическом нагружении приводит к равенству:

$$Y = \frac{\sigma_{eq}^2}{2E(1-D)^2}\left[\frac{2}{3}(1+\nu)+3(1-2\nu)\left(\frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}}\right)^2\right] = \frac{\tilde{\sigma}_{eq}^2}{2E}R_\nu,$$

$$R_\nu = \frac{2}{3}(1+\nu)+3(1-2\nu)\left(\frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}}\right)^2.$$

Вывод кинетических уравнений состояния с использованием закона градиентальности для потенциала диссипации при пластичности с учетом повреждаемости (*Lemaitre-Chaboche,* 1985 г., *Chaboche*, 1988 г.) подробно обсуждается в литературе. Потенциал пластичности здесь принят в виде суммы потенциалов для пластического деформирования и повреждаемости:

$$F = \left(\tilde{\sigma}^D - \mathrm{X}^D\right)_{cq} - R - \sigma_y + F_D,$$

где R, X_{ij}^D - напряжение изотропного и кинематического упрочнения; $F_D = F_D(Y)$ - потенциал диссипации от накопленной повреждаемости;

$$\left(\tilde{\sigma}^D - \mathrm{X}^D\right)_{cq} = \left[\frac{3}{2}\left(\frac{\sigma_{ij}^D}{1-D} - X_{ij}^D\right)\left(\frac{\sigma_{ij}^D}{1-D} - X_{ij}^D\right)\right]^{1/2}.$$

Уравнения состояния в виде связи тензоров скоростей деформаций пластичности; скоростей параметров изотропного и кинематического упрочнения с учетом повреждаемости в этом случае будут следующими:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^p = \dot{\lambda}\frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}},\ \dot{r} = -\dot{\lambda}\frac{\partial F}{\partial R},\ \dot{\alpha}_{ij} = -\dot{\lambda}\frac{\partial F}{\partial X_{ij}^D},\ \dot{p} = \frac{\dot{\lambda}}{1-D},\ \dot{r} = \dot{\lambda} = (1-D)\dot{p},$$

где $\dot{p}$ - интенсивность деформаций пластичности.

Закон для накопления повреждаемости будет иметь вид $\dot{D} = \dot{\lambda}\frac{\partial F}{\partial Y}$.

Потенциал диссипации вследствие повреждаемости принят в виде квадратичной функции плотности энергии деформации Y:

$$F_D = \frac{Y^2}{2S(1-D)},$$

где S - размерный параметр.

Когда повреждаемость начинает накапливаться от некоторого значения (положения поверхности пластичности) $r = p_D$, вид потенциала принят таким:

$$F_D = \frac{Y^2}{2S(1-D)} H\left(r - p_D\right),$$

где H - функция Хевисайда.

По закону градиентальности кинетическое уравнение для повреждаемости будет следующим:

$$\dot{D} = \frac{\partial F_D}{\partial Y}\dot{\lambda} = \frac{Y}{S(1-D)}\dot{\lambda} = \frac{Y}{S}\dot{p}.$$

Повреждаемость при ползучести в металлах и полимерах учитывается аналогично предыдущему. Например, для полимеров использованы такие законы:

$$\begin{cases} \dot{D} = \dfrac{Y}{S}\dot{p}H\left(p - p_D\right) \\ \dot{p} = \dfrac{\dot{\lambda}}{1-D} = \left[\dfrac{\sigma_{eq}}{K_\nu\left(1-D\right)}\right]^N \end{cases},$$

где $A = \left(2ESK_\nu^N\right)^{\frac{1}{N+2}}$, N - материальные постоянные. Все предыдущие обозначения сохранены.

Закон повреждаемости при одноосном напряженном состоянии

$$\dot{D} = \left[\frac{\sigma}{A(1-D)}\right]^{N+2} H\left(p - p_D\right).$$

Этот закон обобщен для пространственного случая так:

$$\dot{D} = \frac{\sigma_{eq}^{N+2} R_\nu}{2ESK_\nu^N (1-D)^{N+2}} H(p - p_D).$$

Заметим, что это кинетическое уравнение повреждаемости совпадает с предложенным Л. М. Качановым при $A = \left(2ESK_\nu^N\right)^{\frac{1}{N+2}}$.

Повреждаемость при ползучести металлов в условиях высоких температур впервые изучалась, как уже отмечалось, Л. М. Качановым и Ю. Н. Работновым. Эти исследования продолжены многими научными школами. Существует и другой подход, предложенный в 1993 г. *Zhang-Hao Lee*, в котором закон изотропной ползучести с повреждаемостью для одномерного случая представлен в виде

$$\frac{dD}{dt} = G\dot{\varepsilon}_{min}^S (t - t_0)^{\nu-1} \Big/ (1-D)^n .$$

Отметим, что ранее при выводе уравнений состояния с учетом вязкого разрушения металлов, аналогичный подход предлагался Сосниным О.В. и его учениками.

В частности, когда $s = m/n, \nu = 1, \varepsilon_{min}^S = A_1 \sigma^n \exp(-Q/RT)$ ползучесть с повреждаемостью в одноосном случае будет определена законом:

$$\frac{dD}{dt} = A\sigma^m \exp\left[-\frac{Q}{RT}\right] \Big/ (1-D)^n .$$

Для обобщения на трехмерное состояние:

$$\frac{dD}{dt} = A(\sigma^*)^m \exp\left[-\frac{Q}{RT}\right] \Big/ (1-D)^n ,$$

где $\sigma^* = \sigma_{eq}\left[\frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu)\left(\frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}}\right)^2\right]^{1/2} = \sigma_{eq} R_\nu^{1/2}$ - эквивалентное напряжение.

Пространственная анизотропная повреждаемость. Многочисленные экспериментальные исследования (изучение шлифов и т.д.) показали, что природа процесса накопления повреждаемости такова, что при накоплении повреждаемости проявляется анизотропия свойств повреждаемости. Такое явление связывают с необратимым характером и направленным ростом микропор и микротрещин в про-

странстве. Учет анизотропного характера повреждаемости как по схеме начальной анизотропии (исходной), так и по схеме деформационной (развивающейся) анизотропии, оказывается весьма актуальным. Теория анизотропной ползучести и разрушения находится в начале своего пути развития. Однако, уже сформулированы важные представления и понятия. Ниже остановимся на основных концепциях и их реализации для анизотропных материалов.

Тензор повреждаемости второго ранга $\boldsymbol{D}$ (*Murakmi*, 1987; *Lemaitre*, 1992) задает связь между нормалями произвольной площадки с текущей поврежденностью и площадки без повреждаемости при эффективном напряженном состоянии: $\left(\boldsymbol{I_{ij}} - \boldsymbol{D_{ij}}\right)\boldsymbol{n_i}\boldsymbol{\delta A} = \tilde{\boldsymbol{n}}_{\boldsymbol{i}}\boldsymbol{\delta}\tilde{\boldsymbol{A}}$. Тогда тензор действующего напряжения в виде $\tilde{\sigma} = \sigma\boldsymbol{:}\left(\boldsymbol{I} - \boldsymbol{D}\right)^{-\boldsymbol{1}}$ не пригоден для подстановки в определяющие уравнения, т.к. не является симметричным. Переход к симметричному тензору для повреждаемости объясняется требованиями сохранения в уравнениях состояния симметричного тензора действующих напряжений. Эти уравнения связывают между собой симметричные тензоры Коши для напряжений и деформаций. Поэтому в качестве тензора действующих напряжений разными авторами предложено взять симметричную часть действующего напряжения. Например, *Murakami* и *Ohno* в 1981г. было принято

$$\tilde{\boldsymbol{\sigma}} = \frac{1}{2}\left[\boldsymbol{\sigma} : \left(\boldsymbol{I} - \boldsymbol{D}\right)^{-1} + \left(\boldsymbol{I} - \boldsymbol{D}\right)^{-1} : \boldsymbol{\sigma}\right],$$

а *Кордебоис и Сидоров* в 1982 г. приняли:

$$\tilde{\boldsymbol{\sigma}} = \left(\boldsymbol{I} - \boldsymbol{D}\right)^{-1/2} : \boldsymbol{\sigma} : \left(\boldsymbol{I} - \boldsymbol{D}\right)^{-1/2}.$$

В частном случае, когда совпадают главные направления тензоров напряжений и повреждаемости, компоненты тензора действующих напряжений будут иметь вид:

$$\left[\tilde{\boldsymbol{\sigma}}\right] = \begin{bmatrix} \dfrac{\boldsymbol{\sigma}_1}{1-\boldsymbol{D}_1} & 0 & 0 \\ 0 & \dfrac{\boldsymbol{\sigma}_2}{1-\boldsymbol{D}_2} & 0 \\ 0 & 0 & \dfrac{\boldsymbol{\sigma}_3}{1-\boldsymbol{D}_3} \end{bmatrix}.$$

При этом тензор повреждаемости можно определить выражением $\boldsymbol{D} \overset{def}{=} \boldsymbol{I} - \boldsymbol{\Psi}$, где $\boldsymbol{I}, \boldsymbol{\psi}$ - единичный тензор и тензор сплошности.

В подходе Murakami-Ohno (1981г.) тензор повреждаемости представлен диадным разложением вида $\boldsymbol{D} = \sum_{i=1}^{3} \boldsymbol{D_i} \boldsymbol{n^i} \otimes \boldsymbol{n^i}$, где $\boldsymbol{D_i}$ - плотности микропустот (микротрещин) в плоскости, перпендикулярной главному направлению повреждаемости $\boldsymbol{n^i}$. Указанное разложение может быть представлено в виде:

$$\boldsymbol{D} = \frac{3}{\boldsymbol{A_g(V)}} \sum_{k=1}^{N} \int_{V} \vec{\boldsymbol{n}}^{(k)} \otimes \vec{\boldsymbol{n}}^{(k)} d\boldsymbol{A_g^{(k)}},$$

где $\boldsymbol{dA_g^{(k)}}$ и $\vec{\boldsymbol{n}}^{(k)}$- это элемент поверхности, окружающей $\boldsymbol{k}$-тый микродефект объема $\boldsymbol{V}$ и единичный вектор нормали к нему.

Тензор повреждаемости четвертого ранга (Caboche, 1978 г.) теоретически использован в большом числе современных публикаций.

Рассмотрим теперь другие континуальные модели тензорной повреждаемости, основаные на принципе эквивалентности деформаций и напряжений (*Simo-Ju*, 1987, *Lemaitre*, 1992). Различие в такой концепции от предыдущей состоит в способе введения повреждаемости в определяющие уравнения анизотропной ползучести. Остановимся на двух основных принципах.

Принцип действующего напряжения или метод эквивалентной деформации. Тензор напряжений в реальном образце и тензор действующих напряжений в абстрактном образце без микродефектов принимаются связанными тензором 4-го ранга $\boldsymbol{M}$: $\tilde{\boldsymbol{\sigma}}(\boldsymbol{t}) = \boldsymbol{M^{-1}} : \boldsymbol{\sigma}(\boldsymbol{t})$. При этом полагается, что: “деформация, отвечающая состоянию с накапливаемой повреждаемостью при напряжении $\boldsymbol{\sigma}(\boldsymbol{t})$, эквивалентна деформации, соответствующей материалу без повреждаемости при действующих напряжениях $\tilde{\boldsymbol{\sigma}}(\boldsymbol{t})$” (*Lemaitre*, 1992).

Принцип приведенной деформации или метод эквивалентного напряжения (Simo-Ju, 1987 г.) утверждает, что: ”напряженное состояние, возникающее при накапливаемой повреждаемости для заданной деформации $\boldsymbol{\varepsilon}(\boldsymbol{t})$ эквивалентно напряженному состоянию, которое возникло бы в материале без повреждаемости для приведенной деформации $\tilde{\boldsymbol{\varepsilon}}(\boldsymbol{t})$, $\tilde{\boldsymbol{\varepsilon}}(\boldsymbol{t}) = \frac{\boldsymbol{M}}{\boldsymbol{\varepsilon}(\boldsymbol{t})}$”.

Процесс накопления пространственной анизотропной повреждаемости. Простой случай, когда главные направления тензоров напряжений и повреждаемостей совпадают и неизменны. Для него закон ортотропного изменения сплошности и повреждаемости обобщен Л.М. Качановым (1986г.) в виде:

$$\dot{\psi}_i = -C_i \left(\frac{\sigma_i}{\psi_i} \right)^{n_i} H(\sigma_i), \quad \frac{dD_i}{dt} = \left(\frac{\sigma_i}{A_i} \right)^{r_i} \left(1 - D_i\right)^{-k_i},$$

где H и $(*($ - функция Хевисайда. При этом $\tilde{\sigma} = \frac{1}{2}\left[\frac{\sigma}{(I-D)^{-1}} + \frac{(I-D)^{-1}}{\sigma} \right]$,

$$\begin{Bmatrix} \tilde{\sigma}_1 \\ \tilde{\sigma}_2 \\ \tilde{\sigma}_3 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{1-D_1} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{1-D_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{1-D_3} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \end{Bmatrix}.$$

Для случая, когда главные направления тензора напряжений переменны (*Skrzypek-Ganczarski*, 1996), например, при построении моделей повреждаемости, введена материальная производная тензора повреждаемости:

$$\overset{\nabla}{D} = \dot{D} - D^T S - S^T D,$$

где $\overset{\nabla}{D}$ - тензор материальной меры повреждаемости, $\dot{D}$ - повреждаемость в текущих главных направлениях тензора напряжений, S - обратно симметричный (“винтовой”) тензор вращения на угол $d\alpha_i$

$$S = \begin{bmatrix} 0 & d\alpha_1 & d\alpha_2 \\ -d\alpha_1 & 0 & d\alpha_3 \\ -d\alpha_2 & -d\alpha_3 & 0 \end{bmatrix}.$$

При этом процесс ортотропного накопления повреждаемости для фиксированных главных направлений тензора напряжений (I=J) имеет вид:

$$\dot{D}_{IJ} = C_{IJ}\left(\frac{\sigma_{IJ}}{1 - D_{IJ}}\right)^{n_{IJ}}.$$

Совместно процессы ползучести и накопления повреждаемости подробно рассмотрены с численными примерами в работах *Skrzypek-Ganczarski*, 1996 г. В литературе рассмотрены разные подходы к анизотропии повреждаемости. Отметим, что все они отвечают классификации, изложенной выше, и являются частной конкретизацией рассмотренных здесь общих подходов.

8.5.2. ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ МОДЕЛИРОВАНИЯ

Теоретическое обоснование моделей ползучести, как впрочем, упругости и пластичности, включает требование непротиворечивости уравнений состояния фундаментальным термодинамическим принципам [81].

Далее остановимся на основных положениях, используемых в рамках термодинамического подхода, в основном придерживаясь фундаментальных понятий и обозначений. В термодинамике определяют переменные состояния, которые делятся на наблюдаемые и внутренние. Обычно, наблюдаемыми переменными состояния считают полную деформацию $\boldsymbol{\varepsilon}$ или $\boldsymbol{\varepsilon_{ij}}$ и температуру – $\boldsymbol{T}$. Внутренними переменными состояния принимают мгновенные деформации: упругие - $\boldsymbol{e}$ или $\boldsymbol{e_{ij}}$; пластические - $\boldsymbol{p}$ или $\boldsymbol{p_{ij}}$; ползучести - $\boldsymbol{c}$ или $\boldsymbol{c_{ij}}$; эквивалентная деформация упрочнения - $\boldsymbol{r}$; деформации кинематического упрочнения - $\boldsymbol{\alpha}$ или $\boldsymbol{\alpha_{ij}}$; повреждаемость - $\boldsymbol{D}$ или $\boldsymbol{D_{ij}}$; и др. Одновременно с этим каждой переменной состояния ставят в соответствие ассоциативные (дуальные) переменные. Например, для перечисленных выше переменных состояния вводят следующие ассоциативные переменные: для $\boldsymbol{\varepsilon}$ - напряжения $\boldsymbol{s}$ или $\boldsymbol{s_{ij}}$; для $\boldsymbol{T}$ - энтропию $\boldsymbol{s}$; для $\boldsymbol{e}$ - напряжения $\boldsymbol{s}$ или $\boldsymbol{s_{ij}}$; для $\boldsymbol{p}$ - напряжения разгрузки $\boldsymbol{s}$ или $\boldsymbol{s_{ij}}$; для $\boldsymbol{r}$ - напряжения изотропного упрочнения $\boldsymbol{R}$; для $\boldsymbol{\alpha}$ - тензор напряжений кинематического упрочнения $\boldsymbol{X}$ или $\boldsymbol{X_{ij}}$; для $\boldsymbol{D}$ - действующие напряжения $\overline{\boldsymbol{Y}}$ или $\overline{\boldsymbol{Y}}_{\boldsymbol{ij}}$.

Классический путь формирования законов состояния для пространственного случая деформирования, которые конкретизируются по данным, полученным при одноосном нагружении, состоит в по-

стулировании существования потенциала, из которого можно получить законы состояния, т.е. уравнения состояния в кинетическом виде. В термодинамике обратимого деформирования существует два потенциала: потенциал Грина и потенциал Гельмгольца [74, 81, 85].

Потенциалы состояния записываются как функции переменных состояния. Законы состояния устанавливают связь между переменными состояния и, ассоциативными переменными, соответствующими для каждого включенного в процесс деформирования физического механизма.

Для вязко-упругопластического деформирования с учетом повреждаемости постулировано существование потенциала в виде непрерывной скалярной функции, охватывающей начало отсчета, вогнутой по переменной $\boldsymbol{T}$, выпуклой по всем остальным переменным состояния. В основном используют потенциал в виде функции, отвечающей свободной энергии Гельмгольца: $\boldsymbol{\psi = \psi(\varepsilon, T, e, p, r, \alpha, D)}$.

Для вязко-упругопластического деформирования $\boldsymbol{\varepsilon = e + p}$, и, следовательно

$$\boldsymbol{\psi = \psi(\varepsilon - p, T, r, \alpha, D)}.$$

Второй принцип термодинамики записывается в виде неравенства Клаузиса-Дюгема [81]:

$$\boldsymbol{\sigma_{ij}\dot{\varepsilon}_{ij} - \rho\left(\dot{\psi} + s\dot{T}\right) - q_i \frac{T_{,i}}{T} \geq 0},$$

где $\bar{q}\{q_i\}$- тепловой поток, связанный с градиентом температуры законом Фурье для неизотермических процессов $\boldsymbol{T_{,i} = gradT}$. Так как

$$\dot{\psi} = \frac{\partial \psi}{\partial e_{ij}}\dot{e}_{ij} + \frac{\partial \psi}{\partial T}\dot{T} + \frac{\partial \psi}{\partial r}\dot{r} + \frac{\partial \psi}{\partial \alpha_{ij}}\dot{\alpha}_{ij} + \frac{\partial \psi}{\partial D}\dot{D},$$

то с учетом $\boldsymbol{\dot{e}_{ij} = \dot{\varepsilon}_{ij} - \dot{p}_{ij}}$ неравенство Клаузиса-Дюгема перепишется следующим образом:

$$\left(\sigma_{ij} - \rho\frac{\partial \psi}{\partial e_{ij}}\right)\dot{e}_{ij} - \rho\left(s + \frac{\partial \psi}{\partial T}\right)\dot{T} + \sigma_{ij}\dot{\rho}_{ij} - \rho\frac{\partial \psi}{\partial r}\dot{r} - \rho\frac{\partial \psi}{\partial \alpha_{ij}}\dot{\alpha}_{ij} -$$

$$-\rho\frac{\partial \psi}{\partial D}\dot{D} - q_i\frac{T_{,i}}{T} \geq 0$$

С учетом ассоциированных переменных и при справедливости для уравнений состояния закона упругости $\boldsymbol{\sigma_{ij} = \rho\frac{\partial \psi}{\partial e_{ij}}}$, закона для

энтропии $s = -\dfrac{\partial \psi}{\partial T}$, получаем

$$\sigma_{ij}\dot{\rho}_{ij} - R\dot{r} - X_{ij}\dot{\alpha}_{ij} - \overline{Y}\dot{D} - q_i \frac{T_{,i}}{T} \geq 0.$$

Для изотермического случая, когда $T_{,i} = 0$, имеем

$$\sigma_{ij}\dot{\rho}_{ij} - R\dot{r} - X_{ij}\dot{\alpha}_{ij} - \overline{Y}\dot{D} \geq 0.$$

Так как для всех вариантов вязко-упругопластического деформирования диссипация пластического деформирования согласно, неравенствам, есть величина неотрицательная, т.е.

$$\sigma_{ij}\dot{\rho}_{ij} - R\dot{r} - X_{ij}\dot{\alpha}_{ij} \geq 0,$$

тогда имеем, что $-\overline{Y}\dot{D} \geq 0$. Если принять, что $-\overline{Y}\dot{D}$ является положительно-определенной квадратичной функцией и учесть, что скорость повреждаемости $\dot{D}$ является неотрицательной функцией, то $-\overline{Y} \geq 0$. Следовательно, повреждаемость может учесть лишь ухудшение прочности материала, а не ее восстановление.

Далее обычно постулируется, что кинематические зависимости уравнений состояния следуют из потенциала диссипации. Последний является выпуклой непрерывной скалярной функцией F с аргументами, соответствующими ассоциированным переменным состояния и, возможно зависят от переменных состояния, как от набора параметров $F = F(\sigma, R, X, Y; e, r, \alpha, D)$, где первый набор до точки с запятой - аргументы, а второй - параметры. Законы вязко-упругопластического деформирования с учетом повреждаемости следуют из этого потенциала, причем $F \geq 0$ при всех значениях переменных и параметров. Согласно градиентальному закону, используемому в математических теориях упругости, пластичности, вязко-упругопластичности и ползучести, получаем, например, уравнения состояния для вязко-упругопластического деформирования с изотропным и кинематическим упрочнением в виде:

$$\dot{p} = \dot{\lambda}\frac{\partial F}{\partial \sigma}, \quad \dot{r} = -\dot{\lambda}\frac{\partial F}{\partial R}, \quad \dot{\alpha} = -\dot{\lambda}\frac{\partial F}{\partial X}, \quad \dot{D} = -\dot{\lambda}\frac{\partial F}{\partial Y}.$$

Заметим, что здесь $\dot{p}$ - это тензор вязкопластических деформаций, а множитель $\dot{\lambda}$ в пространственном случае может быть определен из условия для начала пластичности. Например, из условия в виде

$$f = \left[\left(\tilde{\sigma} - X \right)_{eq} - R - \sigma_y \right] > 0,$$

где $\tilde{\sigma} = \sigma/(1-D)$ действующее напряжение $(\sigma)_{eq} = \left(\frac{3}{2} s_{ij} s_{ij}\right)^{1/2}$, $s_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma_0 \delta_{ij}$ - эквивалентное напряжение и девиатор тензора напряжений σ.

В исследованиях по ползучести выше изложенные подходы термодинамического представления процессов ползучести с повреждаемостью используются для выбора и построения уравнений состояния ползучести, непротиворечивых термодинамическим неравенствам. Общим для них является: введение потенциалов диссипации, использование законов градиентальности и эффективных напряжений.

8.5.3. ЭКСПЕРИМЕНТ И ОБРАБОТКИ ОПЫТНЫХ ДАННЫХ

Возможности стандартного оборудования в экспериментах по ползучести ограничены. Преимущественно исследователи используют нестандартное оборудование. Наиболее известны отдельные исследовательские лаборатории по ползучести материалов, которые расположены в Национальном техническом университете «Харьковский политехнический институт», Национальном техническом университете Украины «Киевский политехнический институт», Институте Проблем прочности НАН Украины, Институте Гидродинамики им. Лаврентьева СО РАН, ЦКТИ в г. Санкт-Петербурге. Экспериментальные исследования по высокотемпературной ползучести наукоемкие и дорогостоящие. Они включают длительные и кратковременные испытания образцов, вырезанных из заготовки, и реализуются в печах с системой программной поддержки температуры. Стандартные опыты выполняют при растяжении-сжатии как при постоянных в процессе деформирования скоростях нагружения, так и скоростях деформаций. Экспериментальные установки для испытания элементов конструкций представляют уникальные стенды с возможностями осуществления заданной кинематики деформирования, а также аппаратурой для замера деформаций, нагрузки, задания температуры и скорости деформаций.

Разработанное оборудование, методики проведения и обработки экспериментов используются для экспериментального обоснования определяющих уравнений, описывающих высокотемпературную

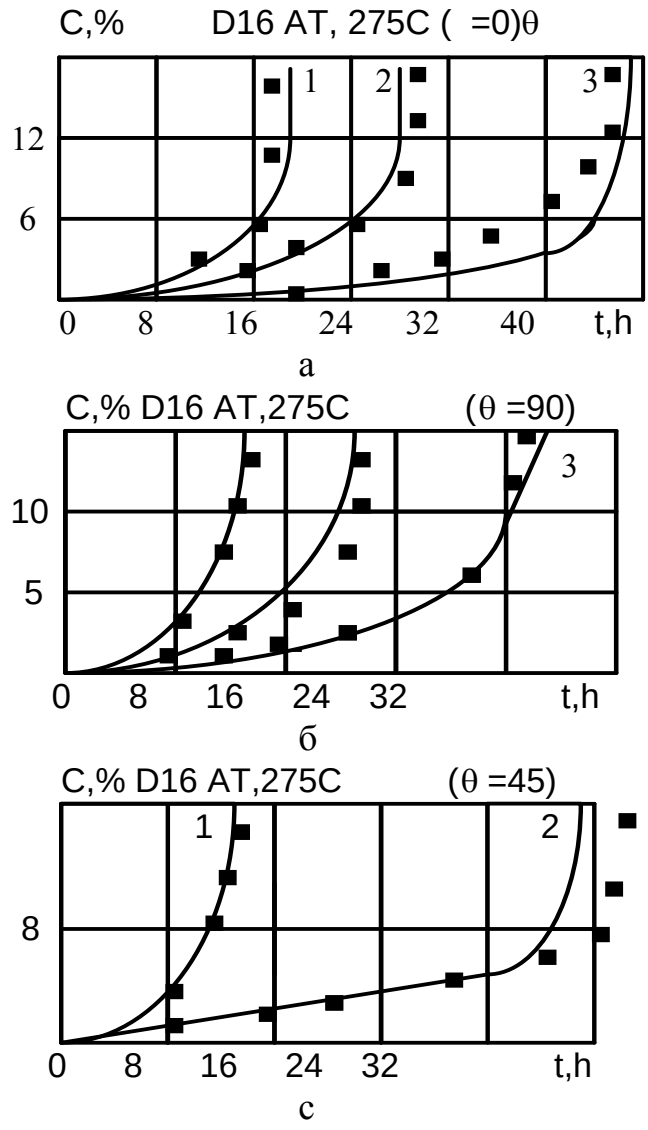


Рис. 8.6. Кривые ползучести, Д16 АТ, T=500°С. Кривые - расчет; точки – эксперимент.

ползучесть при медленных квазистатических, динамических и циклических режимах деформирования.

Далее рассмотрим типичные кривые ползучести ряда материалов, полученные в Национальном техническом университете «Харьковский политехнический институт». С целью исследования свойств анизотропной ползучести с разрушением рассмотрим данные по ползучести сплава Д16АТ при T=275^{0}С. Экспериментальные данные по ползучести плоских образцов из листового материала Д16АТ при T=275^{0}С получены в лаборатории прочности кафедры «Динамика и прочности машин». Испытания выполнялись на стандартной испытательной машине АИМА-5-2 при одноосном растяжении плоских образцов, изготовленных по ГОСТ 10145-81 . Образцы вырезались в направлениях: 1- вдоль; 2- поперек и 3- под углом 45^0 к направлению 1 (прокатки).

На рис. 8.6, а темными точками представлены экспериментальные данные (средние значения) по ползучести образцов вдоль прокатки при напряжении 1-80,5; 2-74,4; 3-63,6 МПа. Аналогично на рис. 8.6, б и рис. 8.6, с эти данные приведены для образцов поперек прокатки (1-85, 2-75,3-64 МПа) и под углом 45^0 (1-90^0; 2-60^0 МПа), соответственно. Дополнительно, в табл.8.3 представлены по экспериментальным данным средние значения времени разрушения t_*, час и деформации при разрушении c_*. Эти данные в таблице представлены в числителе.

Таблица 8.3

Опытные и расчетные данные, Д16 АТ, 275С

Ориентация осей анизотропии, ϑ°	Напряжения при испытании $\sigma, Mn€$	Время до разрушения t_*,ч	Деформация при разрушении c_*
0	80,5	18 / 18,5	0,15 / 0,16
0	70,0	30 / 29,8	0,16 / 0,16
0	61,0	47 / 47,5	0,18 / 0,16
45	90,0	10,5 / 10,5	0,16 / 0,16
45	70,0	- / 24,8	- / 0,16
45	61,0	45 / 39,7	0,14 / 0,16
90	85,0	12 / 11,4	0,14 / 0,16
90	75,0	22,5 / 22	0,16 / 0,16
90	61,0	34 / 35,1	0,18 / 0,16

На этих же рисунках и в знаменателе таблицы представлены расчетные кривые и значения времени до разрушения и остаточной деформации по зависимостям

$$\dot{c}_i = B_i \frac{\sigma^N}{(1-\omega)^N}, \quad \dot{\omega}_i = A_i \frac{\sigma^k}{(1-\omega)^{k+s}},$$

$$\omega_i(0) = 0, \omega_i(t_*) = 1.$$

Путем обработки экспериментальных данных по представленным зависимостям для каждого из принятых направлений ориентации образцов i=1 - вдоль, i=2 - поперек, i=3 - под 45° к прокатке установлены следующие значения постоянных:

$$B_1 = 0{,}65 \cdot 10^{-9}, \; B_2 = 0{,}88 \cdot 10^{-9}, \; B_3 = 0{,}78 \cdot 10^{-9},$$ (МПа)$^{-N}$/ч;

$$A_1 = 4{,}1 \cdot 10^{-9}, \; A_2 = 6 \cdot 10^{-9}, \; A_3 = 5 \cdot 10^{-9},$$ (МПа)$^{-k}$/ч;

$$N = 3{,}4, \; k = 3{,}4, \; s = 0.$$

Результаты аналогичного исследования проиллюстрируем экспериментальными данными по ползучести титанового сплава ВТ1-0 при T=500^{0}С. Как и в предыдущем случае, образцы вырезались из листовой заготовки. Причем приняты направления вырезки образцов,

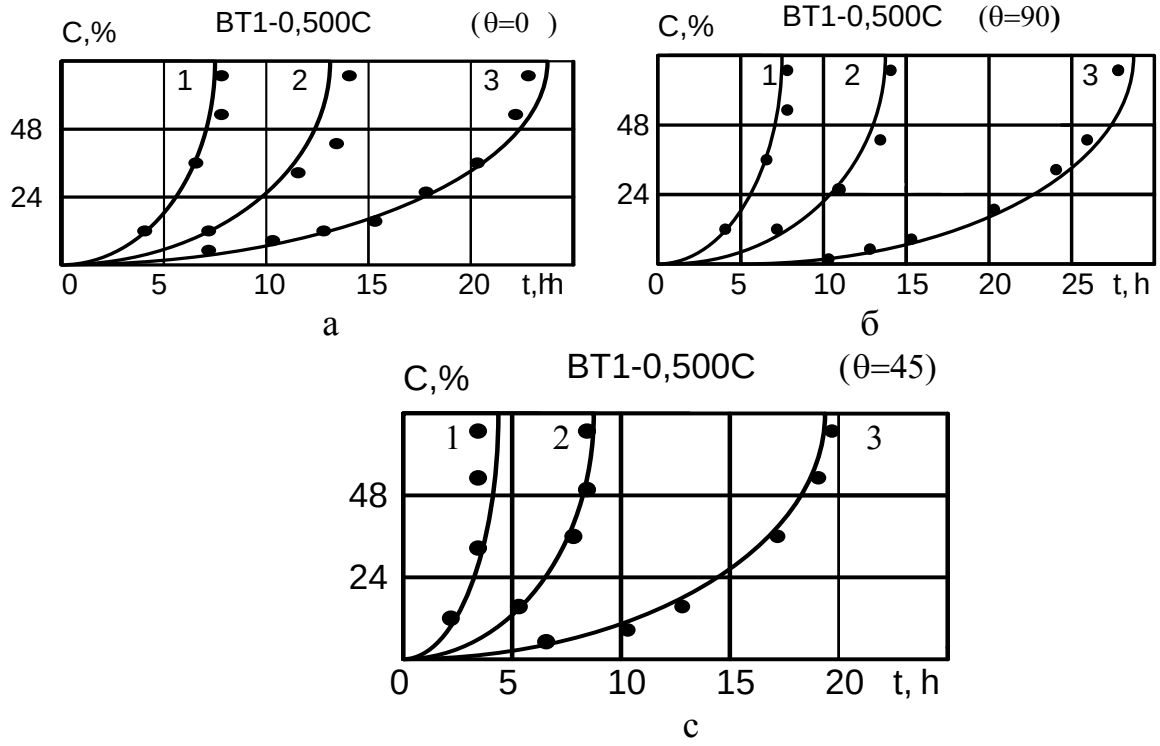


Рис. 8.7. Кривые ползучести, ВТ1-0, Т=500°С. Кривые - расчет; точки – эксперимент.

как и в предыдущем случае: два направления - ортогональны, а третье под 45° к ним. Кривые ползучести приведены на рис. 8.7. Расчетные данные показаны сплошными кривыми, экспериментальные - точками.

В табл.8.4 представлены данные по разрушению сплава. Обработка экспериментальных данных выполнялась по тем же зависимостям, что и в предыдущем случае. На этих же рисунках и в знаменателе таблицы представлены расчетные кривые и значения времени до разрушения и остаточной деформации по зависимостям

$$\dot{c}_i = B_i \frac{\sigma^N}{(1-\omega)^N}, \quad \dot{\omega}_i = A_i \frac{\sigma^k}{(1-\omega)^{k+s}},$$

$$\omega_i(0) = 0, \omega_i(t_*) = 1.$$

Путем обработки экспериментальных данных по представленным зависимостям для каждого из принятых направлений ориентации образцов $i = 1$ - вдоль, $i = 2$ - поперек, $i = 3$ - под 45° к прокатке, установлены следующие значения постоянных:

$$B_1 = 12{,}21 \cdot 10^{-12}, \; B_2 = 7{,}12 \cdot 10^{-12}, \; B_3 = 16{,}36 \cdot 10^{-12},$$ (МПа)$^{-N}$/ч;

$$A_1 = 7{,}47 \cdot 10^{-12}, \; A_2 = 6{,}37 \cdot 10^{-12}, \; A_3 = 9.86 \cdot 10^{-12},$$ (МПа)$^{-k}$/ч.

Таблица 8.4

Сравнение опытных и расчетных данных, ВТ1-0, T=500^{0}С

Ориентация осей анизотропии, ϑ°	Напряжения при испытании σ, МПа	Время до разрушения t_*,ч	Деформация при разрушении c_*
0	60	24 / 24,6	0,65 / 0,818
0	70,0	13 / 11,38	0,60 / 0,818
0	80	6,5 / 5,84	0,58 / 0,818
45	60,0	19 / 18,6	0,69 / 0,83
45	70,0	8,45 / 8,62	0,66 / 0,83
45	80	3,75 / 4,42	0,69 / 0,83
90	60	28,75 / 28,85	0,54 / 0,56
90	70	13,35 / 13,34	0,54 / 0,56
90	80	6,84 / 6,84	0,52 / 0,56

8.5.4. КИНЕТИЧЕСКИЕ УРАВНЕНИЯ СОСТОЯНИЯ В ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ЗАДАЧАХ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ

Первые исследования по обработке металлов давлением основывались на вязкопластическом описании деформирования для учета фактора времени. Эти исследования выполнены А.А. Ильюшиным, А.Ю. Ишлинским, Г. Генки в первой половине прошлого века. Систематические исследования по использованию процессов ползучести в технологии обработки металлов давлением проводились в 70-80 гг. Н.Н. Малининым, А. А. Поздеевым, В. И. Еремеевым, Р. В. Беднейшвили, В. И. Тарновским, В.С. Баакашвили, О. В. Сосниным, Б. Д. Копыским и отражены в ряде монографий тех же авторов и их учеников.

К этому направлению примыкают исследования в области сверхпластичности материалов и им посвящены работы Л. Л. Преснякова, О.М. Смирнова, О. А. Кайбышева, А. П. Гуляева и других. Хотя в основном исследования проводятся на металловедческом уровне, заметным оказался и вклад в решение проблемы сверхпластичности ученых-механиков. В этом направлении отметим работы О.М. Смирнова (МИСиС), Н.Н. Малинина и К. И. Романова (МГТУ, Москва), Я. И. Рудаева и Н. В. Жданова (КР(С)У, Бишкек), Р.А. Васина (ИПСМ РАН, Уфа), О.В. Соснина и Б.В. Горева (ИГиЛ СО РАН, Новосибирск), А. А. Ратничкина (НГАВТ, Новосибирск) и других.

О.В. Сосниным и Б.В. Горевым показано, что формообразование деталей при медленных режимах деформирования наиболее благо-

приятны для повышения остаточного ресурса изделия. Принимая, как обычно, что необратимая деформация материала при деформировании складывается из "мгновенной" пластической составляющей деформации и временной деформации ползучести, в зависимости от вклада составляющей деформации ползучести в общую необратимую деформацию, выделяют три основных режима деформирования: режим пластичности ($\varepsilon^c \equiv 0$), режим вязкопластичностни ($\varepsilon^c \approx \varepsilon^p$) и режим ползучести ($\varepsilon^p \equiv 0$).

Экспериментально установлено, что для конструкционных материалов при умеренных температурах с уменьшением скорости деформирования величина предельной деформации перед разрушением увеличивается. Так, например, диаграммы деформирования сплава АК4 -1Т при температуре 350°С, полученные при испытаниях образцов с разными скоростями нагружения $\dot{\sigma}$, показывают, что с уменьшением скорости нагружения (средней скорости деформирования), предельное значение деформации при разрушении ε^* монотонно возрастает. Площадь под кривой деформирования и линией, проведенной через точку предельной деформации на кривой параллельно ее упругому участку, отвечает работе рассеяния необратимых деформаций в момент разрушения $A_i^* = \int_0^{\varepsilon^*} \sigma \quad d\varepsilon_i$. Для многих легких сплавов в достаточно широком температурном диапазоне рассеянная работа необратимых деформаций к моменту разрушения при варьировании скоростью нагружения остается практически постоянной величиной. Для технологии формообразования это обстоятельство весьма важное и позволяет сделать вывод о том, что максимально деформируемый в режиме ползучести ($\varepsilon^p \equiv 0$) материал в процессе формообразования сохранит эксплуатационный ресурс изделию. С увеличением температуры формообразования ($T > 0{,}5T_{пл}$) этот эффект усиливается.

Этот вывод подтверждают и металлографические исследования алюминиевых сплавов АК4-1Т, 1201, В95. Их деформирование при быстром квазистатическом режиме нагружения в температурном диапазоне старения приводит к росту пор по границам зерен. При медленных режимах нагружения той же продолжительности, температуре, деформирование при ползучести сопровождается более равномерной структурой без образования пор. Образцы из сплава АК4-1Т, вырезанные из готовых деталей после фомообразования в режиме

ползучести, по сравнению с образцами, вырезанными из готовых деталей после быстрого формообразования, существенно улучшают свои ресурсные свойства.

Экспериментально установлено, что медленные температурно-скоростные режимы деформирования положительно влияют на формообразование при температурах сверхпластичности T_c и близких к ним. При температурах ($T > 0{,}5T_{пл}$) и малых скоростях деформирования $\dot{\varepsilon} \leq 10^{-3}$ с$^{-1}$, как показано Б. В. Гориным, наблюдается режим сверхпластичности в узком температурно-скоростном диапазоне нагружения. При этом необратимое деформирование осуществляется только за счет деформаций ползучести $\varepsilon_н \equiv \varepsilon^c$. Анализ кривых ползучести для многих сплавов показывает, что с увеличением уровня температуры первая стадия упрочнения уменьшается и может практически полностью исчезать. Существует и некоторый диапазон температур, когда практически исчезает и третья стадия разупрочнения вследствие ползучести. Материал ведет себя подобно идеально вязкой среде. При этом реализуется равномерный установившийся процесс $\dot{\varepsilon}^c = \varphi(\sigma, T_c)$ вплоть до разрушения. Кривые ползучести близки к прямым линиям: отвечающей постоянной скорости и минимальной скорости накопления повреждений в материале. Так, например, для титанового сплава ВТ9 это имеет место в температурном интервале Т ≈ 980-990º С. Деформация к моменту разрушения при этом достигает максимальных значений. Таким образом, установлена взаимосвязь высокотемпературной ползучести и сверхпластичности, что позволило разграничить процессы формообразования по скоростям деформаций и классифицировать их применительно к решению технологических задач.

Для формообразования крупногабаритных деталей из высокопрочных сплавов медленные режимы деформирования при ползучести предпочтительны перед традиционным упругопластическим деформированием.

Установлено, что верхняя граница скоростей деформаций $\dot{\varepsilon}_{max}$ режима ползучести соответствует скорости деформации на установившемся участке кривой ползучести $\dot{\varepsilon} = \varphi(\sigma_e, T)$ при постоянном напряжении, равном пределу упругости материала. Вместе с тем, для материалов с разными свойствами на растяжение и сжатие, а также для материалов, подверженных старению при температуре, или фазовым и другим структурным изменениям, в областях температур,

близких к сверхпластичности, деформации до разрушения ε^* могут сначала возрастать, а затем уменьшаться с увеличением длительности силового воздействия, и наоборот.

Эти выводы не противоречат данным металлофизики, где явление сверхпластичности характеризуют тремя факторами: структурным состоянием материала в процессе перехода из одного состояния в другое; малой скорость деформаций $\dot{\varepsilon} \le 10^{-3}\text{с}^{-1}$ в узком диапазоне ее изменения; высокой температурой $T \ge 0{,}5\ T_{пл}$ в малом диапазоне.

С позиций механики деформирования два последних фактора должны быть учтены при построении феноменологических теорий. Экспериментальные исследования конструкционных сплавов на основе титана, железа и алюминия показал, что закономерности деформирования в режимах сверхпластичности идентичны закономерностям высокотемпературной ползучести.

Одним из вариантов теории ползучести, адекватно описывающий ползучесть и сверхпластичность материала, предложен О. В. Сосниным, Б.В. Горевым, А.Ф. Никитенко и назван авторами энергетическим вариантом теории ползучести (ЭВТП) [170-172]. В основе феноменологической теории ползучести лежит предположение о том, что ползучесть и разрушение происходят одновременно, а их интенсивности оцениваются величиной удельной мощности рассеяния $W = \sigma_{ij}\dot{\varepsilon}^c_{ij}$ и величиной удельной энергии рассеяния $A = \int_0^t W dt$.

Уравнения состояния приняты в виде:

$$\dot{\varepsilon}^c_{ij} = \lambda \frac{d\sigma_{\acute{y}}}{d\sigma_{ij}}, \qquad \frac{d\omega}{dt} = \frac{\varphi(\sigma_{\acute{y}^*}, T)}{\omega^{\lambda}(1-\omega^{\alpha+1})^m},$$

$$W = \frac{dA}{dt} = \frac{f(\sigma_{\acute{y}}, T)}{\omega^{\alpha}(1-\omega^{\alpha+1})^m}, \qquad (8.42)$$

где $\sigma_э$ - эквивалентное напряжение в смысле постоянства интенсивности процесса ползучести по мере W на установившейся стадии или в начальный момент (t = 0) при отсутствии таковой, $\sigma_{э^*}$ - определяется как комбинация напряженных состояний, при которых в стационарных условиях нагружения происходит эквивалентное накопление повреждений и, следовательно, длительность до разрушения одинаковая.

В лаборатории Института Гидродинамики им. Лаврентьева СО РАН выполнен комплекс исследований по ползучести материалов,

позволивших экспериментально обосновать уравнения состояния энергетического варианта теории ползучести, наиболее полно отражающих процессы формоизменения листовых заготовок. Экспериментальные данные испытаний при стационарных и ступенчатых режимах нагружения для одноосного растяжения, сжатия, кручения и для плоского напряженного состояния при комбинации растяжения с кручением как для изотропного материала, например, для стали 45 при температуре 450°С, так и для анизотропного сплава Д16Т при температуре 250 °С, не противоречат уравнениям состояния.

Установлено, что для разносопротивляющихся ползучести материалов процессы накопления повреждений при растяжении и сжатии существенно различны, и для пространственного напряженного состояния эквивалентные напряжения будут зависеть от знака первого инвариант тензора напряжении J_1. В этом случае для аппроксимации опытных данных следует использовать модели с привлечением нечетных инвариантов тензора напряжений.

Вполне удовлетворительное совпадение расчетных и экспериментальных данных позволяет говорить о возможности использования определяющих уравнений со скалярным параметром повреждаемости для описания процесса деформирования в режимах, близких к сверхпластичности.

Установлено, что в области оптимальной температуры сверхпластичности T_c (950°С - 1000°С), в режимах сверхпластичности, наблюдается самая малая скорость накопления повреждений и реализуются наибольшие величины деформаций при разрушении. При этом процессе ползучесть подчиняется установившемуся течению, вплоть до разрушения. Для некоторых материалов (ВТ-20, АМГ-6, 1561, и др.) этот диапазон настолько широк, что занимает практически всю область высоких температур.

Для этого частного случая ползучести, практически отсутствуют первая и третья стадии ползучести. В режимах сверхпластичности пластические деформации не появляются ($\varepsilon^p \equiv 0$) при скоростях деформации $\dot{\varepsilon} \leq 10^{-3}\text{с}^{-1}$ и материал ведет себя как изотропная несжимаемая термовязкоупругая среда. Процесс необратимого деформирования протекает по законам вязкого течения без эффектов упрочнения-разупрочнения. Из анализа опытных данных следует, что процессы деформирования материалов в режимах сверхпластичности и близких к ним по своим закономерностям аналогичны процессам высокотемпературной ползучести, а не пластичности ($\varepsilon^p \equiv 0$).

Результаты экспериментов в режимах, близких к сверхпластичности для сплава ВТ-20 (700°С ≤ $\boldsymbol{T}$ ≤ 1000 "С), подтвердили эти выводы. Данные опытов обнаруживают монотонный характер изменения деформационно-прочностных свойств в достаточно широком температурно-силовом диапазоне.

Заметим, что в ряде случаев при $\boldsymbol{T} > 0{,}5\boldsymbol{T}_{пл}$ и $\boldsymbol{\sigma} \leq \boldsymbol{\sigma}_{e}$ наблюдается немонотонное изменение свойств с изменением температуры в условиях высокотемпературного деформирования, что объясняется изменением их структурных состояний. Преимущественно это имеет место для сплавов на основе железа, например, для стали 45 и высокопрочной стали ВЛ-1Д.

В расчетах по формообразованию таких материалов можно использовать данные о свойствах ползучести, определенные из экспериментов на растяжение при нестационарных условиях нагружения с изменяющейся по заданной программе температуры. Таким способом можно учесть особенности влияния структурных и фазовых изменений в материале.

8.5.5. РАСЧЕТЫ НА ПОЛЗУЧЕСТЬ КОНСТРУКЦИЙ

Выше представлены данные о разработках в области фундаментальных проблем механики, а именно в той ее части, где решаются вопросы построения моделей деформирования на основе концепции континуальной механики повреждаемости. Цель изучения совместных законов деформирования и повреждаемости материалов в механике деформируемых тел состоит в изучении причин и механизмов разрушения тел вследствие повреждаемости их материалов при деформировании. С другой стороны, знания о механических свойствах материалов, добываемые совместно с физиками, металловедами и химиками, позволяют создавать новые разнообразные и все более адекватные модели поведения материалов для использования их в расчетах на прочность сложных конструкций, разнообразной техники и сооружений. В этой связи, практическая цель изучения повреждаемости материалов заключается в предсказании того отрезка времени после изготовления конструкций, по истечении которого они разрушаются при силовом и термическом нагружении. На этом этапе обычно осуществляется анализ напряженно-деформированного состояния элементов конструкций в условиях эксплуатационных нагружений. Такой анализ включает два основных этапа: моделиро-

вание поведения материалов и решение начально-краевых задач для определения полей перемещений, деформаций и напряжений в конструкциях. Далее рассмотрим подходы к осуществлению второго этапа, на котором различные уравнения состояния интегрируются в рамках классической континуальной механики с базовыми переменными состояния: напряжениями, деформациями, перемещениями и временем.

В расчетах на ползучесть деталей и конструкций используются классические уравнения состояния и методы [34, 50, 59, 85, 91, 172, 214-224]. Отличие в исследованиях заключено в анализе напряженно-деформированного состояния и длительной прочности на основе разных моделей ползучести (уравнений состояния) и различном уровне учета в них взаимодействия повреждаемости и деформирования. Например, в ряде исследований пренебрегают их взаимосвязью (грубая аппроксимация) или учитывают взаимосвязь повреждаемости с деформированием только для наиболее повреждающихся локальных областей. Реже встречается полный учет взаимодействия повреждаемости с деформированием в конструкциях.

Постановки начально - краевых задач ползучести конструкций. Рассмотрим общую математическую постановку проблемы ползучести для сплошного тела, занимающего объём S с границей ∂S, $\partial S_F + \partial S_u = \partial S$, на которое в произвольный момент времени t действуют поверхностные силы $\vec{F}$, приложенные на части границы ∂S_F, а на другой части границы ∂S_u заданы перемещения $\bar{u}_s$.

Кроме того, пусть тело нагрето до температуры T и на него действуют объемные силы плотности $\vec{f}$.

Пусть механические свойства материала представлены уравнениями состояния, связывающими деформации и повреждаемости с напряжениями и временем. Полная система уравнений начально-краевых задач ползучести имеет вид:

– уравнения равновесия, следующие из принципа виртуальной работы

$$\sigma_{ij,j} + f_i = 0, \quad \forall x_i \in S,$$

где f_i - проекции объемных сил;

– уравнения связи деформаций с перемещениями при малых деформациях

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2}\left(u_{i,j} + u_{j,i}\right), \quad \forall x_i \in S;$$

– уравнения состояния

$$\varepsilon_{ij} = e_{ij} + c_{ij}, \quad e_{ij} = G_{ijkl}\sigma_{kl} + \alpha_{ij}\Delta T,$$

$$\dot{c}_{ij} = \dot{c}_{ij}\left(\sigma_{ij}, D, T\right),$$

$$\dot{D} = \dot{D}\left(\sigma_{ij}, D, T\right);$$

– граничные условия

$$\sigma_{ij}n_l = F_i \qquad \forall x_i \in \partial S_F,$$

$$u_i = u_{iS} \qquad \forall x_i \in \partial S_u;$$

– начальные условия

$$\sigma_{ij}\Big|_{t=0} = \sigma_{ij}^0, \quad D\big|_{t=0} = 0, \quad c_{ij}\Big|_{t=0} = 0.$$

Представленная выше полная система уравнений для решения смешанных задач анализа деформируемых тел при ползучести является сложной системой нелинейных дифференциальных уравнений в частных производных. Нелинейность начально-краевой задачи (НКЗ) для этих уравнений прежде всего определена видом и характером нелинейности уравнений состояния. Условия существования решений и разрешимости по критерию устойчивости в малом для сформулированной выше НКЗ найдены лишь для некоторых частных моделей изотропной и анизотропной ползучести.

В общем случае отсутствуют аналитические методы решения таких систем уравнений. Они могут быть решены лишь приближенно с помощью численных методов по схемам, подобным явным и неявным шаговым методам с применением ЭВМ.

Представленную выше систему уравнений НКЗ ползучести тел можно переписать в инкрементальной форме, т.е. записать ее относительно приращений или скоростей неизвестных $\dot{\sigma}_{ij}\left(\Delta\sigma_{ij} = \dot{\sigma}_{ij}\Delta t\right)$, $\dot{\varepsilon}_{ij}\left(\Delta\varepsilon_{ij} = \dot{\varepsilon}_{ij}\Delta t\right)$, $\dot{u}_i\left(\Delta u_i = \dot{u}_i\Delta t\right)$, $\dot{D}\left(\Delta D = \dot{D}\Delta t\right)$. Действительно, в силу линейности уравнений равновесия и геометрических соотношений, они могут быть переписаны в инкрементальной форме. Уравнения равновесия и соотношения Коши в скоростях неизвестных будут иметь вид:

$$\dot{\sigma}_{ij,j} + \dot{f}_i = 0, \quad \dot{\varepsilon}_{ij} = \frac{1}{2}\left(\dot{u}_{i,j} + \dot{u}_{j,i}\right).$$

Уравнения состояния легко преобразуются к инкрементальному виду при независимых от времени термоупругих материальных свойств:

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{e}_{ij} + \dot{c}_{ij}, \dot{e}_{ij} = G_{ijkl}\dot{\sigma}_{kl} + \alpha_{ij}\Delta\dot{T},$$

$$\dot{c}_{ij} = \dot{c}_{ij}\left(\sigma_{ij}, D, T\right), \dot{D} = \dot{D}\left(\sigma_{ij}, D, T\right).$$

Граничные условия, если они неизменны во времени, будут однородными

$$\dot{\sigma}_{ij}n_j = 0\,(\partial S_F), \quad \dot{u}_i = 0\,(\partial S_u),$$

а начальные условия при этом примут вид:

$$\sigma_{ij}n_j\big|_{t=0} = F_i, (\partial S_F) \quad u_i\big|_{t=0} = u_{iS}, (\partial S_u), \quad c_{ij}\big|_{t=0} = 0, \quad D\big|_{t=0} = 0.$$

Известен вариационный принцип, из стационарности которого выводятся уравнения равновесия в инкрементальной форме. Этот принцип известен как принцип Сандерса - Мак Комба – Шлехте и для задач ползучести использовался разными авторами.

Методы расчета на ползучесть конструкций. При исследованиях по ползучести материалов и деталей машин необходимо решить следующие основные задачи:

- выбрать или предложить теоретически и экспериментально обоснованный вариант уравнений состояния для адекватного описания ползучести конструкционных материалов;
- принять или разработать метод численного расчета на ползучесть изделия и программное обеспечения для реализации расчетов на современных ПЭВМ;
- провести численные исследования с целью тестирования программной разработки и для установления закономерностей деформирования материалов при ползучести и разрушении в изделии при сложном напряженном состоянии.

Расчеты на ползучесть конструкций важны для создания обоснованных методик анализа прочности сложных изделий ответственной техники, особенно на этапах изготовления и проектирования. Экспериментальные методики в этом направлении весьма дорогостоящие, а сочетание расчетов с натурными экспериментами позволяет выполнить проекты при рациональных затратах.

Применительно к расчетам на ползучесть и длительную прочность разнообразных конструкций представленные НКЗ ползучести непосредственно реализованы в виде алгоритмов и программ для ЭВМ, что представлено в достаточно большом числе публикаций. Выделим наиболее общие подходы, которые использованы при численных расчетах на ползучесть. Хотя расчеты на ползучесть являются самостоятельной ветвью механики деформируемых тел, многие ме-

тоды расчета в ней по аналогии заимствованы из ранее разработанных для решения задач теории пластичности. Вопросы обоснования численных алгоритмов для широкого класса задач механики, к которым можно отнести и все известные постановки НКЗ ползучести, обсуждаются мало, за исключением численных методов и схем МКЭ, для которых эти вопросы подробно и доказательно обоснованы. В трудах симпозиума “Creep in Structures”, 1991, Poland, авторы достаточно большого количества докладов обращают внимание пользователей распространенных в мировой практике коммерческих программных пакетов на не совершенность их методов и алгоритмов, которые реализованы в них, для расчетов на ползучесть и наиболее часто используются в инженерной практике. В основном реализованы методы расчета нелинейных задач пластичности, которые обобщены для расчетов на ползучесть конструкций.

8.6. МОДЕЛИРОВАНИЕ ДИНАМИЧЕСКОЙ ПОЛЗУЧЕСТИ ТОНКОСТЕННЫХ ИЗДЕЛИЙ

8.6.1. УРАВНЕНИЯ СОСТОЯНИЯ ДИНАМИЧЕСКОЙ ПОЛЗУЧЕСТИ

Одной из наиболее важных и актуальных задач механики является проблема ползучести тонкостенных конструкций. Большое число исследований по данной теме ограничиваются расчетами при неизменно приложенной нагрузке либо ее ступенчатом изменении. Однако опыт эксплуатации различных конструкций показывает, что условия их нагружения во многих случаях отвечают совместному действию статических и циклических нагрузок. [34-36, 38-41, 43-47, 59, 60, 140, 215-223]. В области высоких температур ($\geq 0{,}5\ T_{пл}$) совместное действие статических и циклических нагрузок приводит к накоплению направленной необратимой деформации, которую следует отнести к деформации циклической ползучести. В [215-223] рассмотрены новые модели и методы для описания циклической ползучести тонкостенных конструкций для случая нагружения $\sigma = \sigma_0 + \sigma_a \sin \Omega t$, $A = 0 / a \prec A_{кр}$, где $\Omega / 2\pi \succ (1..3)$ Гц, когда в материале развивается динамическая ползучесть и повреждаемость вследствие ползучести. Рассмотрена модель динамической ползучести с учетом повреждаемости при высокоциклическом нагружении в виде определяющих уравнений состояния. Моделирование ползучести конструкций выполнено на основе метода конечных элементов и

разностных схем интегрирования по времени. Предложен метод расчета на циклическую ползучесть тонких пологих оболочек и пластин.

Модели динамической ползучести. Исследования в области динамической ползучести или виброползучести для чистых металлов и жаропрочных никелевых сплавов [59, 60, 140, 215-218] показали ускорение процесса ползучести, существенное снижение долговечности и интенсивное разупрочнение по сравнению с ползучестью при статическом нагружении. Для описания поведения материала при динамической ползучести используются определяющие соотношения стационарной ползучести, где циклические напряжения заменяются эквивалентными статическими [140]. Аналогично, время до разрушения определяется по критериям статической длительной прочности при эквивалентных напряжениях [140]. Варианты уравнений состояния динамической ползучести, обобщенные на пространственный случай, в литературе практически отсутствуют. В [59, 60, 140, 215-218] использованы соотношения динамической ползучести для случая сложного напряженно-деформированного состояния. При одноосном нагружении эти уравнения совпадают с известными, экспериментально подтвержденными уравнениями Лазана-Тайра-Работнова [140].

Для металлических материалов и легких сплавов уравнения состояния динамической ползучести представляются соотношениями:

$$\bar{c} = \frac{B\sigma^n}{\left(1-\omega^r\right)^m}\cdot H(A),\quad \bar{\omega} = \frac{B\sigma^k}{\left(1-\omega^r\right)^l}\cdot G(A),$$

где B, D, n, k, m, l, r –постоянные, определяемые из опыта на статическую ползучесть, а функции влияния циклического напряжения при гармоническом характере их изменения определяются равенствами:

$$H(A,n) = \int_0^1 \left(1 + A\sin 2\pi\xi\right)^n \cong 1 + \frac{n(n-1)}{4}A^2\left(1 + \frac{(n-2)(n-3)}{16}A^2\right),$$

$$G(A,k) = \int_0^1 \left(1 + A\sin 2\pi\xi\right)^k \cong 1 + \frac{k(k-1)}{4}A^2\left(1 + \frac{(k-2)(k-3)}{16}A^2\right).$$

Здесь ω - параметр повреждённости $0 < \omega < \omega_{кр}$.

Для сложного напряженного состояния уравнения динамической ползучести, представленные выше, обобщаются в виде:

$$\bar{c}_{ij} = \frac{3}{2}\cdot\Lambda\cdot S_{ij}, \qquad (8.43)$$

$$\dot{\omega} = D \cdot \frac{\left(\sigma_e^{\omega}\right)^k}{\left(1-\omega^r\right)^l} \cdot G(A)\ ,\ \omega\ (0) = 0\ ,\ \omega\ \left(t_{\hat{e}\partial}\right) = \omega_{\hat{e}\partial.}, \qquad (8.44)$$

где $\Lambda\left(\sigma_e, A, \omega\right)$ - функция, зависящая от эквивалентных напряжений, коэффициента асимметрии цикла напряжений A, вычисляемого по значениям амплитудных напряжений σ_{ij}^a при вынужденных колебаниях исходного упругого тела под действием циклической нагрузки, $\sigma_e^{\omega} = \sigma_i + \sigma_I\left(1-\alpha\right)$- эквивалентные напряжения, принимаемые в теории длительной прочности, параметр α выбирается из условия наилучшего соответствия критерию разрушения при ползучести, $\sigma_I = max\left(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3\right)$- наибольшее главное напряжение. В случае, когда для эквивалентных напряжений в законе ползучести принимается напряжение Мизеса $\sigma_e = \sigma_i$, то имеем:

$$\Lambda\left(\sigma_e, A, \omega\right) = \frac{B\sigma_i^{n-1}}{\left(1-\omega^r\right)^m} \cdot H\left(A\right), \grave{A} = \frac{\sigma_i^a}{\sigma_i}. \qquad (8.45)$$

Здесь $\sigma_i = \left(\frac{3}{2} S_{ij} \cdot S_{ij}\right)^{\frac{1}{2}}$, S_{ij} - компоненты девиатора тензора напряжений: $S_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3} \cdot \left(\sigma_{ij}\delta_{ij}\right) \cdot \delta_{ij}$, σ_i^a - интенсивность амплитудных напряжений при вынужденных гармонических колебаниях.

8.6.2. ДИНАМИЧЕСКАЯ ПОЛЗУЧЕСТЬ ТОНКОСТЕННЫХ КОНСТРУКЦИЙ

На основе общей теории решения пространственной задачи динамической ползучести, сформулированной в работах [59, 60, 140, 215-218], выполним математическую постановку задачи ползучести тонких пологих оболочек, нагруженных одновременно постоянной и быстро изменяющейся внешней нагрузкой.

Представим внешнюю поверхностную нагрузку давлением, изменяющимся по закону $p_3 = p + p_a \cdot \Phi\left(\Omega t\right)$, где $\Phi\left(\Omega t\right)$ □ - гармоническая функция. Тогда исходную систему уравнений задачи ползуче-

сти тонких пологих оболочек с помощью асимптотических разложений по малому параметру $(2\pi/\Omega)/t_{кр}$ преобразуем в рекуррентные системы уравнений в "медленном" и "быстром" масштабах времени, отвечающих двум начально-краевым задачам и связанных уравнениями состояния динамической ползучести. В масштабе медленного времени (основное движение) описывается стационарная ползучесть оболочки, в масштабе быстрого времени (возмущенное движение) рассматривается задача ее вынужденных упругих колебаний.

Согласно технической теории тонких пологих оболочек, при сохранении обычно принимаемых обозначений, система уравнений задачи термоползучести оболочки представляется в виде:

$$T_{ij,j} = 0,$$

$$M_{ij,ij} + k_{ij}T_{ij} + \partial = 0, \qquad (8.46)$$

$$Q_i = M_{ij,j}, \ (i,j = 1,2),$$

где T_{ij} - внутренние мембранные силы, M_{ij} - изгибающие и крутящий моменты, k_{ij} - главные кривизны срединной поверхности в уравнениях равновесия

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij_m} + z \cdot \chi_{ij},$$

$$\varepsilon_{ij_m} = \frac{1}{2} \cdot (u_{i,j} + u_{j,i}) - k_{ij}w, \qquad (8.47)$$

$$\chi_{ij} = - w_{,ij}, \ (i,j = 1,2),$$

где ε_{ij} - полные деформаций, ε_{ijm}, χ_{ij} - деформации изменения кривизны и кручение, u_i - перемещения, w - прогиб срединной поверхности в геометрических соотношениях теории пологих оболочек.

Полные деформации в точке оболочки при ползучести складываются из упругих, температурных и деформаций ползучести:

$$\varepsilon_{ij} = C_{ijkl}\sigma_{kl} + \alpha_{ij}\Delta T + c_{ij}, \qquad (8.48)$$

где C_{ijkl} - тензор упругих постоянных, α_{ij} - коэффициенты теплового расширения материала, c_{ij} - тензор деформаций динамической ползучести. С учетом (8.6) физические уравнения теории оболочек принимают вид:

$$T_{ij} = b_{ijkl}\varepsilon_{kl\,m} - T_{ij}^{T} - T_{ij}^{C},$$

$$M_{ij} = d_{ijkl}\chi_{kl} - M_{ij}^{T} - M_{ij}^{C}. \qquad (8.49)$$

Здесь

$$b_{ijkl} = \frac{Eh}{\left(1-\nu^2\right)} \cdot \left[\delta_{ik}\delta_{jl} \cdot \frac{\left(1-\nu\right)}{2} + \nu \cdot \delta_{ij}\delta_{kl} \right],$$

$$d_{ijkl} = \frac{Eh^3}{12\left(1-\nu^2\right)} \cdot \left[\delta_{ik}\delta_{jl} \cdot \frac{\left(1-\nu\right)}{2} + \nu \cdot \delta_{ij}\delta_{kl} \right],$$

$$T_{ij}^C = \int_{-h/2}^{h/2} \bar{b}_{ijkl} \cdot c_{kl} \cdot dz, \; M_{ij}^C = \int_{-h/2}^{h/2} \bar{b}_{ijkl} \cdot c_{kl} \cdot dz, \qquad (8.50)$$

$$T_{ij}^T = \left(1+\nu\right) \int_{-h/2}^{h/2} \bar{b}_{ijkl} \cdot \alpha T \cdot dz, \; M_{ij}^T = \left(1+\nu\right) \int_{-h/2}^{h/2} \bar{b}_{ijkl} \cdot \alpha T \cdot dz, \qquad (8.51)$$

$$\bar{b}_{ijkl} = b_{ijkl} \big/ h, \; \bar{d}_{ijkl} = 12 \cdot d_{ijkl} \big/ h^3, \left(i, j, \; k, \; l = 1,2\right).$$

Для определения амплитудных напряжений σ_{ij}^a, которые необходимы для вычисления коэффициента асимметрии цикла напряжений A в уравнениях (8.43)-(8.45) решается задача о вынужденных упругих колебаниях пологой оболочки. Основные неизвестные, отвечающие движению оболочки при вынужденных колебаниях, находятся из уравнений:

$$T_{ij,j}^* - \rho h \frac{\partial^2 u_i^*}{\partial t^2} = 0,$$

$$M_{ij,ij}^* + k_{ij} T_{ij}^* + \eth_a \cdot \Phi\left(\Omega t\right) - \rho h \frac{\partial^2 w^*}{\partial t^2} = 0, \qquad (8.52)$$

$$Q_i^* = M_{ij,j}^*, \; \left(i, j = 1,2\right).$$

Здесь компоненты напряженно-деформированного состояния оболочки обозначены звездочками для их отличия от задачи ползучести. Геометрические соотношения при вынужденных колебаниях сохраняют вид (8.47), а физические зависимости - (8.49), где компоненты (8.50) равны нулю. Таким образом, задача динамической ползучести тонких пологих оболочек сведена к решению системы уравнений (8.46)-(8.51), связанных через (8.43)-(8.45).

Метод решения. Для решения сформулированной выше нелинейной начально-краевой задачи динамической ползучести пологой оболочки использовался, известный в методах расчетов на ползучесть,

подход линеаризация исходной нелинейной задачи к множеству линейных краевых задач. Схема линеаризации определялась выбором метода численного интегрирования определяющих уравнений ползучести:

$$\underline{c}_{(k+1)} = \underline{c}_{(k)} + \left(\frac{1+\alpha_k}{2} \dot{\underline{c}}_{(k+1)} + \frac{1-\alpha_k}{2} \dot{\underline{c}}_{(k)} \right) \Delta_k t, \qquad (8.53)$$

тоже для ω. Весовой множитель α_k при интегрировании уравнений (8.53) принимался равный - 1, что соответствовало явной схеме метода Эйлера.

Краевая задача на каждом шаге времени решалась численно. Предпочтительным для исследований оказался метод конечных элементов (МКЭ), позволяющий учесть сложную геометрию объектов и разнообразные граничные условия. На основе принципа Сандерса-Мак-Комби-Шлехте [161] для системы уравнений (8.48) - (8.52) сформулирован вариационной функционал, условия стационарности которого отвечают вариационному равенству типа Лагранжа

$$\delta J = \delta \left[\frac{1}{2} \cdot \int_S \left(T_{ij}' \varepsilon_{ij\,m} - M_{ij}' \chi_{ij} \right) dS - \int_S p \delta w \, dS \right] -$$

$$-\delta \left[\frac{1}{2} \cdot \int_S \left(T_{ij}^T + T_{ij}^C \right) \varepsilon_{ij\,m} dS + \frac{1}{2} \cdot \int_S \left(M_{ij}^T + M_{ij}^C \right) \chi_{ij} dS \right] = \mathbf{0}, \quad (8.54)$$

где $T_{ij}' = b_{ijkl} \varepsilon_{kl\,m}$, $M_{ij}' = d_{ijkl} \chi_{kl}$.

В качестве конечного элемента дискретизации оболочки использовался треугольный элемент с 18-ью степенями свободы [50], имеющий линейные относительно однородных координат функции форм для мембранных перемещений и кубические полиномы - для нормальных перемещений оболочки.

Используя принятые в МКЭ векторно-матричные представления неизвестных задачи и заменив интегрирование по области оболочки на сумму интегралов по конечным элементам, вариационное равенство (8.54) в любой момент времени $t \geq 0$ преобразуется в основное вариационное равенство относительно узловых перемещений $\{q\}$

$$\delta J = \sum_e \delta J^e = \sum_e \frac{1}{2} \cdot \int_{S^e} \left(\delta \underline{q}^T \cdot [D]^T \cdot [E] \cdot [D] \cdot \delta \underline{q} \right) dS -$$

$$-\sum_e \int_{S^e} \left(\delta \underline{q}^T \cdot [D]^T \cdot \{\sigma_{t\,m}\} \right) dS - \sum_e \int_{S^e} \left(\delta \underline{q}^T \cdot [D]^T \cdot [P_m] \cdot \{c_m\} \right) dS -$$

$$-\sum_{e}\int_{S^e}\delta\underline{q}^T\cdot[B]^T\cdot\underline{p}\,dS=0, \qquad (8.55)$$

где 'e' – номер элемента, [B], [E], [D] –матрицы форм, упругости и деформаций в терминологии МКЭ. В (8.54) дополнительно были разделены полные деформации в точке оболочки на мембранные и изгибные составляющие. После проведения процедуры МКЭ вариационное равенство (8.55) сведено к системе линейных алгебраических уравнений вида

$$[K]\cdot\{\delta\}=\{P_p\}+\{P_t\}+\{P_c\}, \qquad (8.56)$$

где [K] - глобальная матрица жесткости

$$[K]=\sum_{e}\int_{S^e}[D]^T\cdot[E]\cdot[D]dS,$$

$\{P_p\}$ - обобщенный вектор внешних узловых нагрузок

$$\{P_p\}=\sum_{e}\int_{S^e}[B]^T\cdot\underline{p}\,dS,$$

$\{P_t\}$ - обобщенный вектор узловых нагрузок, вызванных температурными напряжениями

$$\{P_t\}=\sum_{e}\int_{S^Æ}\left([D]^T\cdot\{\sigma_{t_m}\}\right)dS,$$

$\{P_c\}$ - вектор узловых сил, определенных необратимыми деформациями ползучести

$$\{P_c\}=\sum_{e}\int_{S^e}\left([D]^T\cdot[P_m]\cdot\{c_m\}\right)dS.$$

Для решения разрешающей системы уравнений (8.13) использовался метод Холецкого. Регуляризация узловых напряжений в конечноэлементной схеме реализована при помощи метода сопряженной аппроксимации, где сглаженные узловые значения напряжений согласовывались с полиномами основных неизвестных. Компоненты вектора узловых нагрузок $\{P_c\}$, определяемого деформациями ползучести $\{-_m\}$, вычислялись по формулам численного интегрирования - Хаммера и Ньютона-Котесса.

Решение задачи о вынужденных колебаниях пологой оболочки проведено так же по схеме МКЭ, причем распределение амплитудных напряжений получено на согласованной с задачей ползучести сетке дискретизации. Общий вид конечноэлементного уравнения

движения точек оболочки при вынужденных установившихся колебаниях $\underline{\delta}(t)=\underline{\delta}_a \cdot cos(\Omega t+\alpha)$ имеет вид:

$$\left([K]-\Omega^2\cdot[M]\right)\cdot\{\delta_a\}=\{P_a\}, \qquad (8.57)$$

где [M], [K] –матрицы жесткости и масс, $\{P_a\}$ – вектор амплитудных узловых внешних нагрузок. Матрица масс [M] получена аналогично процедуре ансамблирования матрицы жесткости [50]. Причем для обеспечения точности решения системы (8.57) матрица масс элемента

$$[M]=\sum_e \rho h\cdot\int_{S^e}[B]^T\cdot[H]\cdot[B]dS$$

приводилась к диагональному виду по методу выделений главной диагонали с использованием численной процедуры поузлового интегрирования схемы Эйлера. Найденные из (8.57) векторы $\underline{\delta}_a$ позволяют определить значения амплитудных напряжений

$$\{\sigma_a\}=[D]\cdot[B]\cdot\{\delta_a\},$$

а по ним и искомую интенсивность напряжений

$$\underline{\sigma}_i^a=\left(\underline{\sigma}^{aT}\cdot\underline{\underline{I}}\cdot\underline{\sigma}^a\right)^{\frac{1}{2}},\ \text{где}\ \underline{\underline{I}}=\begin{bmatrix}1 & -1/2 & 0\\ -1/2 & 1 & 0\\ 0 & 0 & 3\end{bmatrix},$$

для определения функций $H(A)$ и $G(A)$ в уравнениях состояния (8.43) - (8.45). Последние в обозначениях МКЭ были представлены в следующем виде:

$$\dot{c}_{ij}=\frac{B(\sigma_i)^{n-1}}{\left(1-\omega^r\right)^m}\cdot H(A)\cdot\underline{\underline{G}}\cdot S_{ij},\ \underline{\underline{G}}=\begin{bmatrix}1 & -1/2 & 0\\ -1/2 & 1 & 0\\ 0 & 0 & 3/2\end{bmatrix},$$

$$\dot{\omega}=\frac{A\left(\sigma_e^{\omega}\right)^k}{\left(1-\omega^r\right)^l}\cdot G(A),\ \omega(0)=0\ ,\omega\left(t_{\hat{e}\eth}\right)=\omega_{\hat{e}\eth}, \qquad (8.58)$$

$$\sigma_e^{\omega}=\sigma_i\alpha+(1-\alpha)\sigma_I,$$

$$\sigma_I=max\left\{\sigma_{(1,2)}=\frac{1}{2}\cdot\left[\left(\sigma_x+\sigma_y\right)\pm\sqrt{(\sigma_x-\sigma_y)^2+4\tau_{xy}^2}\right]\right\}.$$

На базе предложенного алгоритма расчета и используемых численных схем создано программное обеспечение, представляющее со-

бой комплекс программ для ПЭВМ, реализующих расчеты на ползучесть и повреждаемость тонких пластин и пологих оболочек в условиях их статического и динамического нагружения.

8.7. ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОВОЙ ФОРМОВКИ ЛИСТОВЫХ ЗАГОТОВОК

Тонкостенные элементы конструкций широко распространены в машиностроении. Сочетание свойств прочности и жесткости при относительно малом весе определило их использование в качестве ответственных элементов оборудования энергетического и химического производства, изделий авиационной и ракетно-космической техники. Для удовлетворения повышенных требований к эксплуатационным параметрам таких элементов конструкций при их изготовлении используются новые технологические процессы, обеспечивающие высокие механические свойства изделию.

Одним из распространенных способов изготовления тонкостенных элементов конструкций является прессование листовой заготовки. На рис. 8.8 схематично показан штамп, предназначенный для гибки листа. Подлежащий формообразованию лист 2 укладывается на пуансон 3, закрепленный в устройстве 4, расположенном на упругом основании 5. Устойчивость заготовки обеспечивается специальными, автоматически убирающимися опорами. Матрица 1 опускается и, нажимая на концы заготовки, изгибает ее по заданной форме.

Отметим, что представленный процесс формообразования приводит к существенной неоднородности в распределении необратимых пластических деформаций по объему заготовки и значительному исчерпанию ресурса заготовки на стадии изготовления. Вследствие чего, изделие имеет малый остаточный ресурс для эксплуатации. Так в отдельных местах исчерпание ресурса, определяемого величиной предельной деформации, достигает $\omega_* = \varepsilon_i / \varepsilon^T_{пред} \times 100\% \cong 70\%$ [2]. Кроме того, для более точного

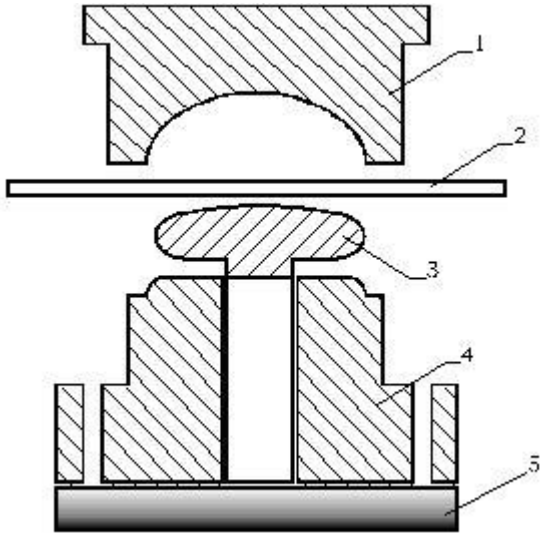


Рис. 8.8. Штамп для гибки листа.

достижения формы поверхности изделия, часто необходима его допрессовка. Другим существенным недостатком технологии формообразования заготовок в описанном режиме формообразования является достаточно высокий уровень остаточных напряжений после обработки. Это может привести к недопустимо большим пластическим деформациям (короблению) или даже разрушению изделия. Таким образом, этот технологический процесс характеризуется большим процентом производственного брака.

8.8. ТЕХНОЛОГИЯ ГОРЯЧЕГО ФОРМООБРАЗОВАНИЯ

Альтернативной и наиболее перспективной технологией изготовления тонкостенных изделий является способ теплового формообразования, характеризующийся сравнительно небольшим деформирующим усилием, малыми энергозатратами, возможностью получения изделий с незначительной анизотропией свойств и улучшенной структурой материала, а так же применением принципиально новых технологических операций: пневмоформовка, бесфильерное волочение, др., отличающиеся большей экономичностью и производительностью [152].

Использование малоотходной или безотходной технологии формообразования для заготовок из листового материала может быть схематично представлено следующими операциями (рис. 8.9): формообразующий лист 7 помещается в захваты 5, имеющие автоматическое устройство для поворотов 6 (струбцинные механизмы) с целью придания листу начальной искривленной формы. Последние механизмы крепятся к раме 4, закрепленной на передвижной тележке 3. Деформированная таким образом листовая заготовка помещается в печь 1 по рельсовому пути 2. За счет выдержки в печи под из-

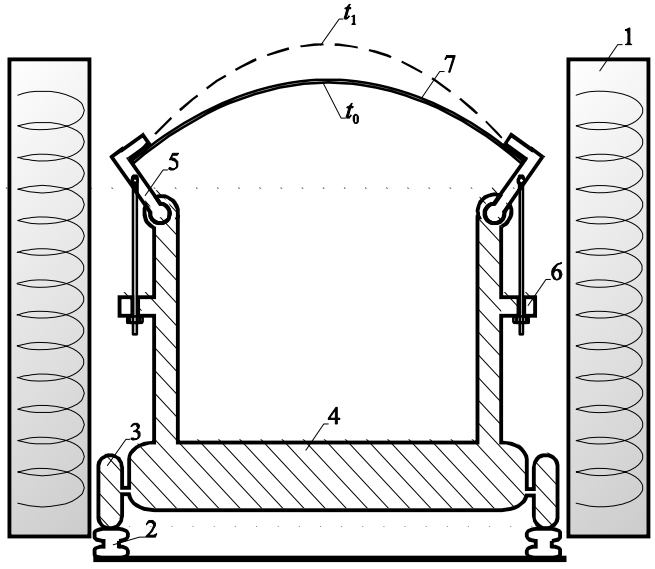


Рис. 8.9.

гибающим моментом, созданным устройством 6, лист приобретает изогнутую форму в режиме ползучести.

Технологический процесс в режиме горячего формообразования обеспечивает равномерное распределение пластических деформаций по объему заготовки и ресурс прочности изделия на этапе его изготовления исчерпывается незначительно - 3-5%. При этом величины остаточных напряжений значительно меньше, чем при упругопластическом прессовании. Вместе с тем к недостаткам процесса формообразования в режиме ползучести можно отнести большую его продолжительность. Время выдержки необходимо для достижения заданной технологическими условиями величины деформации заготовки, медленно накапливаемой в режиме ползучести.

Исходя из теоретических и расчетных данных по ползучести материалов и тонкостенных панелей [19, 20], ниже предлагается усовершенствование технологии горячего форообразования листовых заготовок за счет дополнительного наложения вибраций на заготовку. В этом случае даже малое дополнительное вибрационное воздействие заготовки переводит режим ползучести при тепловом формообразовании в режим динамической ползучести. Расчетами показано, что для тонкостенных панелей при динамической ползучести, по сравнению со статическим режимом, существенно сокращается время формообразования, при этом отличия по исчерпанию ресурса незначительны.

Постановка задач теплового формообразования в режиме динамической ползучести. Технологические задачи теплового формообразования относят к физически нелинейным задачам механики. Их решение требует использовать уравнения состояния, адекватно отражающие неупругое деформирование материала. Решения технологических задач горячей обработки металлов на основе применение реономных свойств вязкопластического тела известны и рассмотрены в работах А.А.Ильюшина, А.Ю. Ишлинского, Г.Генки. Отметим, что если ранее в изучении горячего формоизменения использовались уравнения состояния нелинейно-вязкого тела то, начиная с 70-х годов, Н.Н.Малининым и другими авторами для моделирования реологических свойств металлов обосновано использование теории ползучести. Для оценки остаточного ресурса изделия, расположения и размеров зон вероятного разрушения необходимо учитывать в моделях материалов их поврежденность. Поэтому более обоснованным при решении технологических задач теплового формоизменения являют-

ся модели ползучести с учетом повреждаемости [6, 34]. Так с использованием определяющих уравнений ползучести с учетом повреждаемости решены задачи технологического формообразования: свободная формовка круглых мембран, деформирование в штампе, вытяжки с данной скоростью смещения, формоизменение тонкостенных и толстостенных круговых цилиндрических труб в жестких матрицах [6].

Рассмотрим решение технологической задачи формообразования тонкой пластины 7 (рис. 8.9) под действием распределенного по кромкам момента. Процесс горячей гибки листа осуществляется при сравнительно невысоком уровне напряжений и температур, при которых формообразование происходит благодаря механизмам ползучести. Метод решения задач ползучести и длительной прочности тонкостенных элементов конструкций при комбинированном статическом и циклическом нагружении предложен в работе [35]. Метод основан на сведении исходной начально-краевой задачи при помощи асимптотических разложений к двум рекуррентным системам уравнений, связанным между собой определяющими соотношениями динамической ползучести. Решение задач ползучести и вынужденных упругих колебаний выполнено по схеме метода конечных элементов. Основные зависимости, описывающие параметры деформирования тонкостенных элементов конструкций, получены на основе теории тонких пологих оболочек Кирхгоффа-Лява. Нелинейные физические соотношения для описания свойств материала приняты отвечающими инкрементальной теории Ю.Н. Работнова со структурными параметрами. Кинетика процесса развития микроповреждений в объёме тонкостенных заготовок определена скалярным параметром повреждаемости. Интегрирование по времени начально-краевой задачи динамической ползучести проведено численно по явной схеме метода Эйлера.

Численные исследования. В качестве примера рассмотрим формообразование панелей (пологих оболочек с малым начальным искривлением) из листовой заготовки. Принимаем, что исходный лист изготовлен из материала холоднокатаной меди М3, широко применяемой в современном производстве. Расчетная схема листовой заготовки **7** (рис. 8.9) соответствует пластине, нагруженной по двум параллельным сторонам распределенным изгибающим моментом $\boldsymbol{M}$ интенсивностью 100 Н. Листовая заготовка толщиной 5×10^{-3} м шарнирно оперта по двум длинным сторонам (0,5 м) и свободна на двух коротких (0,5 м). Предполагаем, что пластина равномерно нагрета в печи 1 (рис. 8.9) до температуры $\boldsymbol{T}$, значения которой в расчетах при-

нимались равными: $T_1 = 573$ К и $T_2 = 673$ К. Физико-механические характеристики меди при этих температурах соответствовали: константы упругости - $E_{573\,К} = 1{,}08\times10^5$ МПа, $\nu = 0{,}3$, постоянные закона ползучести - $A_{573\,К} = 3{,}374\times10^{-14}$ (МПа)$^{-n}$/ч, $n = 6{,}55$ и $E_{673\,К} = 0{,}9\times10^5$ МПа, $\nu = 0{,}3$, $A_{673\,К} = 2{,}538\times10^{-8}$ (МПа)$^{-n}$/ч, $n = 3{,}39$. Кроме того при температуре 673 К учитывалось накопление повреждаемости, константы кинетического уравнения для повреждаемости принимались равными: $m = 0{,}935$, $r = 1$, $B_{673\,К} = 1{,}573\times10^{-10}$ (МПа)$^{-k}$/ч, $k = 5{,}52$, $l = 0{,}935$ [37].

Для указанных значений температур проведено численное моделирование формообразования медной листовой заготовки в режиме статической ползучести и в режиме динамической ползучести. В последнем случае дополнительно при помощи внешнего вибрационного устройства в листовой заготовке возбуждались гармонические поперечные колебания с частотой 5 Гц и амплитудой, равной начальному прогибу w_0 от приложенного к краям момента. Расчеты в силу симметрии выполнены для четверти, представленной конечноэлементной моделью с 225 узлами и образованными 384 треугольными симплекс-элементами в срединной плоскости. По толщине заготовки рассматривалось 5 слоев. Расчеты на ползучесть выполнялись до момента времени, при котором изогнутый в цилиндрическую панель исходный лист, достигал в результате формообразования заданной величины подъема над планом: $w_{техн.} = 0{,}006$ м. Расчетная величина подъема заготовки над планом при формообразовании - w_*, предварительно определялась по теореме А.А.Ильюшина о разгрузке [85]. Эта величина равна сумме заданной величины подъема $w_{техн}$ и начального его значения w_0 в момент приложения нагрузки: $w_* = w_{техн} + w_0$.

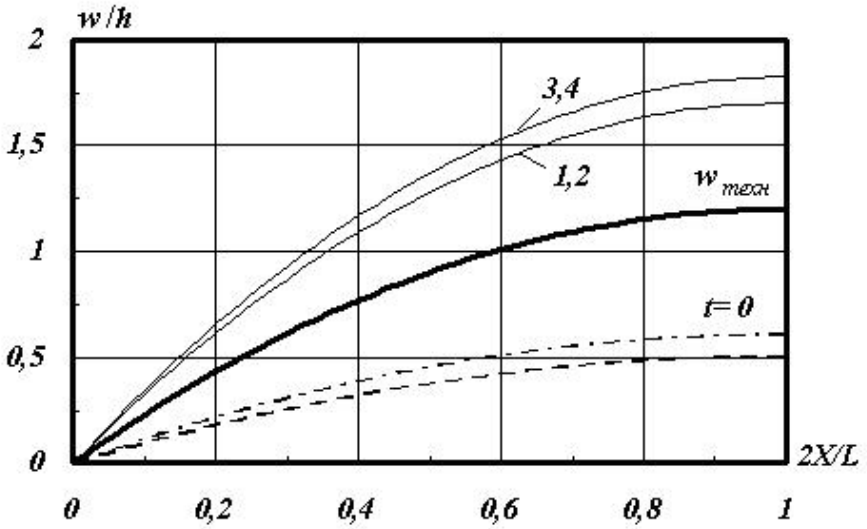


Рис. 8.10.

Результаты расчетов приведены на рис. 8.10 - 8.13, где для центрального сечения панели даны: начальные, конечные и остаточный прогибы листа (рис. 8.10), распределения максимальных изгибных напряжений σ_{xx} (рис. 8.11) и необратимых осевых деформаций c_{xx} (рис. 8.12) к моменту окончания формообразования, накопленная повреждаемость в изделии при формообразовании (рис. 8.13).

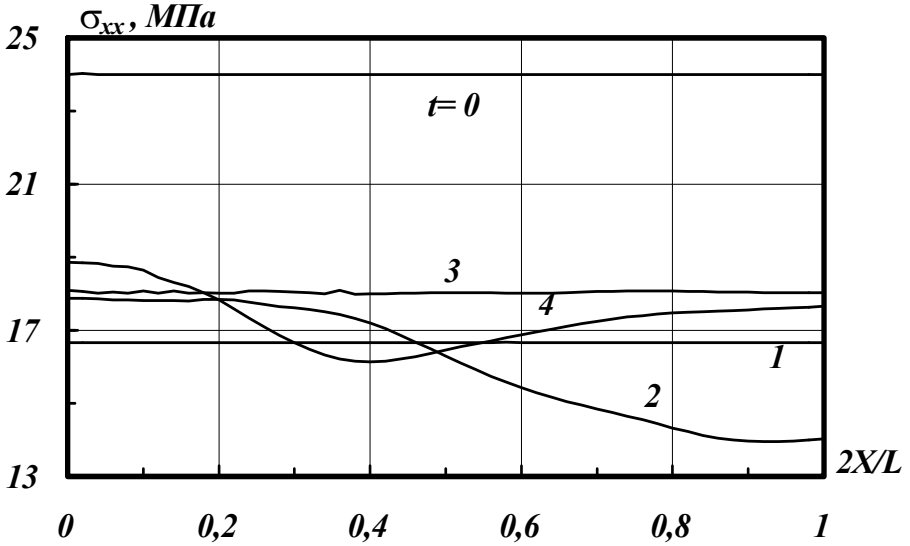


Рис. 8.11.

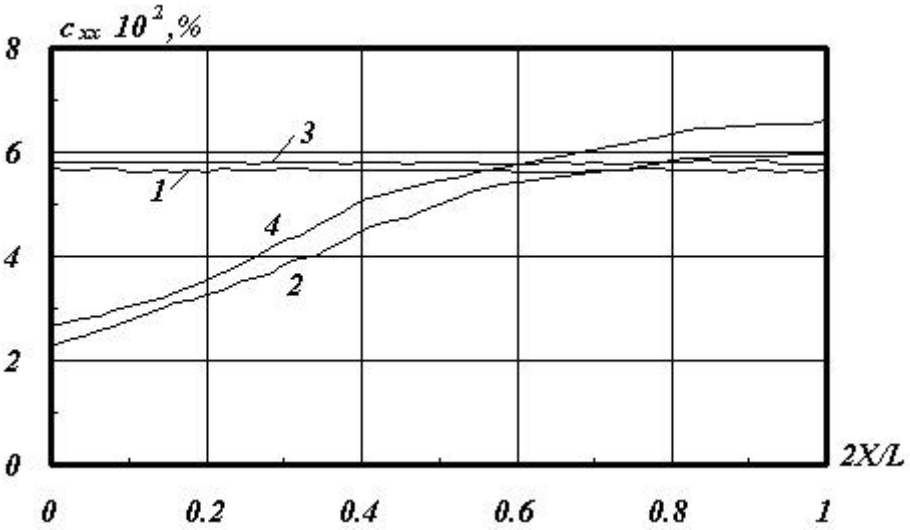


Рис. 8.12.

На этих рисунках приняты следующие обозначения. Цифрой 1- обозначены данные расчета статической ползучести листовой заготовки, формообразующейся при $T = T_1$; штрихпунктирной кривой обозначены начальные значения при $t = 0$ для этого же уровня температуры; 2- расчеты динамической ползучести при $T = T_1$; 3- статическая ползучесть при $T = T_2$, пунктирная кривая - начальные значения при $t = 0$ для уровня температуры T_2; 4- динамическая ползучесть заготовки при $T = T_2$.

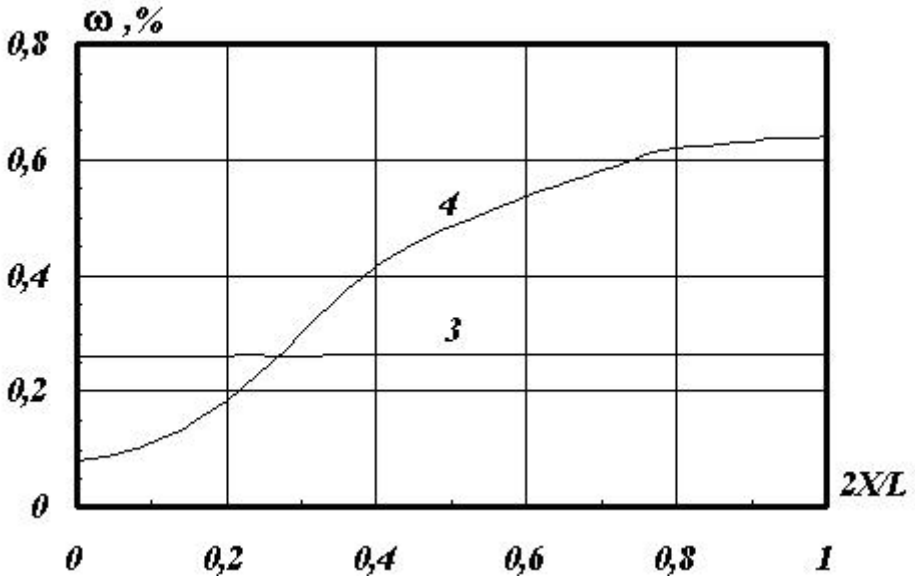


Рис. 8.13.

Отметим, что завершение формообразования заготовки, определяемое по заданной величине подъема изделия над планом $w_{техн}$, для рассмотренных случаев достигается за разное время: так при температуре формообразования $T = T_1$ в режиме статической ползучести - за 430 часов, а при динамической ползучести - за 42 часа. Формообразование листовой заготовки при $T = T_2$ в режиме статической ползучести происходит приблизительно за 2 часа и за 48 минут лист формообразуется в режиме динамической ползучести. Сравнивая время, затраченное на формообразование листовой заготовки в панель при статическом и динамическом процессах технологического деформирования, отметим, что в случае режима динамической ползучести оно сокращается более чем в 10 раз. Из анализа результатов, приведенных на рис. 8.11, 8.12, очевидно, что уровень остаточных напряжений: $\sigma_{техн.} = \sigma_* - \sigma_0$ и накопленных деформаций ползучести в изделии незначителен и достигают максимума в центре, где их величины равны 10 МПа и 0,07 % соответственно. Максимальная повреждаемость формоизменяющейся панели, распределение которой для режимов статической 3 и динамической 4 ползучести при температуре $T = 673$ К показано на рис. 8.13, составляет менее 1 %, что существенно меньше, чем при пластическом изгибе листа под штампом. В режиме динамической ползучести повреждаемость распределяется неравномерно по сечению листа, и точка ее максимального накопления соответствует центру поверхности изделия. Однако в целом поврежденность изделия незначительна (менее 0,7 %), что позволяет рекомендовать к использованию технологию теплового формообразования в режиме динамической ползучести, как более эффек-

тивную для изготовления панелей малой кривизны.

Выводы. Таким образом, по представленным данным о состоянии вопроса технологии горячего формообразования деталей, теоретических и расчетных исследований, можно сделать вывод о перспективности использования таких технологий в производстве. По сравнению с известными технологическими процессами, как установлено выше, добавление вибраций к листовой заготовке при тепловом формообразовании заметно повышает эффективность технологии. Это позволяет расширить режимы формообразования за счет режима динамической ползучести. Причем с экономической и технологической точек зрения сокращение времени на изготовление изделий за счет повышения температуры менее эффективно, чем введение вибрационного источника в схему технологического процесса. Внедрение технологии должно сопровождаться расчетами процесса формообразования и упреждающей геометрии оснастки на величину упругого восстановления деталей после снятия формующих усилий. Поэтому при проектировании технологического процесса теплового формообразования в режиме динамической ползучести требуется выполнить дополнительный экономический анализ для определения затрат на производство.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Абибов А.Л., Бирюков Н.М., Бойцов В.В., Григорьев В.П. и др. Технология самолетостроения. - М.: Машиностроение, 1982. - 551 с.
2. Адашевский В.М. Теоретические основы механики биосистем: Учеб. пособ. / Под редакцией О.К. Морачковского. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2001. – 258 с.
3. Александров Е.В., Соколинский В.Б. Прикладная теория и расчеты ударных систем. - М.: Наука, 1969. - 201 с.
4. Алексеев Ю.Н. Введение в теорию обработки металлов давлением, прокаткой и резанием.– Харьков: изд-во ХГУ, 1969. – 107 с.
5. Алексеев Ю.Н. Вопросы пластического течения металлов. – Харьков: Изд. Харьковского университета, 1958. – 188 с.
6. Андреева Л.Е. Упругие элементы приборов. – М.: Машиностроение, 1981. – 391с.
7. А.С. №504605 СССР. МКИ B21J 15/10. Способ двухсторонней клепки / Асейкин СП., Аксютин В.Д., Крысин В.Н. и др. - Опубл. 1976. Бюл. №8.
8. А.С. №583567 СССР. МКИ B21D 26/08. Устройство для штамповки взрывом / Алексеев Ю.Н., Борисевич В.К., Кириченко Л.Р., Савченко Н.Ф., Сабакарь А.И., Семишов Н.И., Исаенко В.И., Молодых С.И. – Опубл. 3.12.75.
9. А.С. №588699 СССР. МКИ B21D 26/08. Взрывной патрон / Молодых С.И., Кириченко Л.Р., Сабакарь А.И., Савченко Н.Ф. – Опубл. 2.04.76.
10. А.С. №593356 СССР. МКИ B21D 26/08. Передающая среда для взрывной металлообработки / Сабакарь А.И., Савченко Н.Ф., Семишов Н.И. – Опубл. 19.11.75.
11. А.С. №601866 СССР. МКИ B21D 26/08. Способ получения крупногабаритных изделий из плоских заготовок / Борисевич В.К., Волков А.И., Губский А.А., Еременко В.Е., Горбань В.П., Савченко Н.Ф. – Опубл. 21.12.73.
12. А.С. №611352 СССР. МКИ B21D 26/08. Устройство для импульсной штамповки / Борисевич В.К., Губский А.А., Савченко Н.Ф., Коваленко П.И., Кулиш С.Н. – Опубл. 7.01.75.
13. А.С. №623304 СССР. МКИ B21D 26/08. Устройство для взрывной штамповки тонкостенных деталей / Савченко Н.Ф., Борисевич В.К., Губский А.А., Суровцев Н.И., Фертель В.В., Лабендик В.С. – Опубл. 1.03.77.
14. А.С. №640488 СССР. МКИ B21D 26/08. Устройство для штамповки взрывом / Савченко Н.Ф., Борисевич В.К., Фролов Е.А., Володин В.Н., Топорин В.А., Суровцев Н.И. – Опубл. 15.12.75.
15. А.С. №646509 СССР. МКИ B21D 26/08. Устройство для импульсной штамповки деталей сложной формы / Савченко Н.Ф., Фролов Е.А., Авдиенко Р.М., Суровцев Н.И., Кулиш С.Н. – Опубл. 20.09.77.
16. А.С. №841770 СССР. МКИ B21J 15/10. Пневматический молоток / Се-

менов Е.И., Райх Д.Б., Степанова Т.А. и др. - Опубл. 1981. Бюл. № 24.
17. А.С. №848140 СССР. МКИ В21J 15/10. Пневматический одноударный клепальный молоток / Лепетюха В.С., Федосенко И.Г., Чистяк В.Г., Яценко В.В. - Опубл. 23.07.81. Бюл. № 27.
18. А.С. №1180145 СССР. МКИ В21J 14/40. Групповая поддержка для клепки одноударным молотком / Лепетюха В.С., Чистяк В.Г., Кушнаренко С.Г., Лозенко Н.Д., Пархомчук П.А. - Опубл. 23.09.85. Бюл. № 35.
19. Балабух Л.И., Алфутов Н.И., Усюкин В.И. Строительная механика ракет. – М.: Высшая школа, 1984. – 391с.
20. Баркая В.Ф., Рокотян С.Е., Рузанов Ф.И. Формоизменение листового металла. - М.: Металлургия, 1976. - 264 с.
21. Батуев Г.С. и др. Инженерные методы исследования ударных процессов. - М.: Машиностроение, 1977. - 240 с.
22. Батыгин Ю.В. Аналитические модели в исследованиях силового взаимодействия проникающих электромагнитных полей с тонкостенными проводниками и диэлектриками. – Дис. … докт. техн. наук. – Техника сильных электрических и магнитных полей. – Харьков, 1994.- 299 с.
23. Батыгин Ю.В., Лавинский В.И. Импульсные магнитные поля для прогрессивных технологий. - Харьков: НТУ «ХПИ», 2001. –272 с.
24. Батыгин Ю.В., Лавинский В.И., Хименко Л.Т. Импульсные магнитные поля для прогрессивных технологий. – Харьков: МОСТ-Торнадо, 2003. – 288 с.
25. Бахвалов Н.С. Численные методы. - М.: Наука, 1975. - 631 с.
26. Беленький В.А. Выбор способов изготовления днищ в зависимости от функциональной точности. – Химическое и нефтяное машиностроение, 1970, № 10. – С. 37-38.
27. Белый И.В., Фертик С.М., Хименко Л.Т. Справочник по магнитно-импульсной обработке металлов. – Харьков: Вища школа, 1970.-190 с.
28. Белянин П.Н. Производство широкофюзеляжных самолетов. - М.: Машиностроение, 1979. - 360 с.
29. Бирюков Н.М. Критический радиус вытяжного ребра матрицы. – В. кн.: Некоторые вопросы технологии производства летательных аппаратов. Тематич. сб. науч. тр. МАИ, 1975, вып. 316. – С. 55-67.
30. Борисевич В.К. Общий поход к определению параметров внешних нагрузок при штамповке взрывом. – В кн.: Импульсная обработка металлов давлением. – М.: Машиностроение, 1977. – С. 12 – 25.
31. Борисевич В.К., Губский А.А., Исаенко В.И., Сабакарь А.И., Савченко Н.Ф. Оценка размеров зон двухосного растяжения при тонколистовой штамповке тонкостенных деталей типа днищ. – Сб. “Современные проблемы двигателей и энергетических установок летательных аппаратов”, тез. докл. Всесоюзн. конф., М., 1976. – С. 134.
32. Борисевич В.К., Савченко Н.Ф. О некоторых вопросах совершенствования тонколистовой штамповки крупногабаритных деталей. – В кн.: Обработка металлов давлением в машиностроении. – Харьков, 1967, вып. 13. – С. 91-94.

33. Борисевич В.К., Савченко Н.Ф., Бычков С.А. Определение предельного коэффициента вытяжки при штамповке гидроэластичным пуансоном. – Обработка металлов давлением в машиностроении, Харьков, 1976, вып. 13. – С. 89 – 91.
34. Бреславський Д.В., Конкін В.М., Морачковський О.К., Науменко К.В. Сучасні проблеми міцності та повзучості елементів конструкцій. - Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові: Праці. - Львів: Штабар, 1996. - С.7-8.
35. Бреславский Д.В., Бурлаенко В.Н. Численные исследования динамической ползучести пластин при поперечном изгибе. - Тр. междунар. науч.-техн. конф., Харьков, 12-14 мая 1997г. - Харьков, Мишкольц, Магдебург: ХГПУ, МУ, МТУ. 1997. -С. 62-65.
36. Бреславский Д.В., Бурлаенко В.Н., Дзюбенко М.И., Колпаков С.Н. Циклическая ползучесть и разрушение пластин с вырезом, полученным с помощью лазера. - Вісник Харківського державного політехнічного університету. -Харків: ХДПУ, 1998, вип.18. - С. 95-99.
37. Бреславский Д.В., Чупрынин А.А. Ползучесть и повреждаемость в тонких неосесимметрично нагруженных оболочках вращения. - Вісник Харківського державного політехнічного університету. - Харків: ХДПУ, 1998, вип.23. - С. 87-91.
38. Бреславський Д.В. Рівняння стану повзучості металевих матеріалів за умов швидкого циклічного навантаження. - Вісник Тернопільського державного технічного університету. - Тернопіль: ТДПУ,1998, Т.3, №1. - С. 32-37.
39. Бреславский Д.В. Экспериментальные исследования циклической ползучести и разрушения пластин с надрезами. - Вісник Харківського державного політехнічного університету. -Харків: ХДПУ, 1999, вип.29. - С.115-117.
40. Бреславский Д.В. Ползучесть и разрушение тел при многоцикловом полигармоническом нагружении. - Вісник Харківського державного політехнічного університету. -Харків: ХДПУ, 1999, вип.36. - С.12-15.
41. Бреславський Д.В., Морачковський О.К. Експериментальне дослідження циклічної повзучості алюмінієвих сплавів. - Вісник Харківського державного політехнічного університету. - Харків: ХДПУ, 1999, вип. 42. - С.147-150.
42. Бреславский Д.В., Морачковский О.К., Чупрынин А.А. Геометрически нелинейные задачи циклической ползучести оболочек вращения. - Вісник Харківського державного політехнічного університету. - Харків: ХДПУ, 1999, вип.43. - С. 49-53.
43. Бреславський Д.В., Морачковський О.К. Обгрунтування розрахункових моделей циклічної повзучості та руйнування жароміцних матеріалів. - Вісник Харківського державного політехнічного університету. - Харків: ХДПУ, 1999, вип.47. - С. 3-6.
44. Бреславський Д.В. Вплив попередньої втомної пошкодженості на повзучість та довготривалу міцність елементів конструкцій. - Вісник Хар-

ківського державного політехнічного університету. -Харків: ХДПУ, 1999, вип.49. - С. 36-39.
45. Бреславский Д.В., Морачковский О.К. Исследование влияния асимметрии и частоты циклической нагрузки на повреждаемость пластин с октагональным вырезом. - Вісник Харківського державного політехнічного університету. -Харків: ХДПУ, 1999, вип.53. - С. 20-24.
46. Бреславський Д.В., Морачковський О.К. Експериментальне дослідження циклічної повзучості круглих пластин. - Вісник Харківського державного політехнічного університету. - Харків: ХДПУ, 1999, вип. 56. - С.61-63.
47. Бреславский Д.В., Бурлаенко В.Н., Морачковский О.К. Технология теплового формообразования листовых материалов в режиме динамической ползучести. - Вісник Харківського державного політехнічного університету. - Харків: ХДПУ, 1999, вип. 58. - С. 42-45.
48. Бреславский Д.В., Чупрынин А.А. Расчеты циклической ползучести и разрушения неосесимметричных оболочек вращения. - Інформаційні технології: наука, техніка, технологія, освіта, здоров'я. Збірка наукових праць ХДПУ, ч. 1. - Харків: ХДПУ, 1999, вип. 7.- С. 255-257.
49. Бреховский Л.М. Волны в слоистых средах. – М.: АН СССР, 1957. – 502с.
50. Бурлаенко В.Н. Метод конечных элементов в задачах нелинейной ползучести тонких оболочек. - Динамика и прочность машин, вып. 56. - Харьков, 1998. - С. 32-43.
51. Бутенин Н.В., Фуфаев Н.А. Введение в аналитическую механику. – М.: Наука, 1991. – 256 с.
52. Вернер Гольдсмит. Удар. Теория и физические свойства соударяемых тел. - М.: Стройиздат, 1965. - 448 с.
53. Вольмир А.С. Задачи магнитоупругости в теории оболочек. – Сб. "Расчеты на прочность". – М.: Машиностроение, 1975, вып. 16. – С. 261-279.
54. Власов О.Е. Основы теории действия взрыва. – М.: ВИА, 1957. – 407 с.
55. Высокоскоростная деформация металлов / В.И. Беляев, В.Н. Ковалевский, Г.В. Смирнов, В.А. Чекан. – Минск: Наука и техника, 1976. – 224 с.
56. Высокоскоростное деформирование металлов. Перевод с англ. И.Д. Миттельмана / Под ред. А.М. Шахназарова. - М.: Машиностроение, 1966. – 176 с.
57. Высокоскоростное малоотходное деформирование металлов в штампах / Под ред. В.Г. Кононенко – Харьков: Вища шк. Изд-во при Харьк. ун-те, 1985. – 176 с.
58. Гантмахер Ф.Р. Лекции по аналитической механике. – М.: Физматгиз, 2001. – 264 с.
59. Голуб В.П. Циклическая ползучесть жаропрочных никелевых сплавов. – К.: Наук. думка, 1983. - 221с.
60. Голуб В.П., Погребняк А.Д. Высокотемпературное разрушение материалов при циклическом нагружении. - К.: Наук. думка, 1994. - 225 с.

61. Горбунов В.Ф., Бабуров В.И., Жартовкий Г.С. и др. Ручные пневматические молотки. - М.: Машиностроение, 1967. - 184 с.
62. Горбунов М.Н. Основы технологии производства самолетов. - М.: Машиностроение, 1976. - 260 с.
63. Горбунов М.Н. Технология заготовительно-штамповочных работ в производстве летательных аппаратов. – М.: Машиностроение, 1970. – 230 с.
64. Горев Б.В., Раевская Г.А., Соснин О.В. К вопросу об использовании ползучести в технологии формования изделий. - Динамика сплошной среды: сб. научн. трудов, вып. 30. - Новосибирск: ИГ СОАН СССР, 1977. – С. 141 -145.
65. Горев Б.В., Клопотов И.Д., Раевская Г.А., Соснин О.В. К вопросу обработки материалов давлением в режиме ползучести. - Журнал прикладной механики и технической физики, 1980, № 5. – С. 185 -191.
66. Григорьев В.П. Одноударный пневматический молоток 2КМ-0. - Организация труда, 1938, № 6. - С. 33 - 34.
67. Григорьев В.П. Сборка клепаных агрегатов самолетов и вертолетов. - М.: Машиностроение, 1975. - 344 с.
68. Громова А.Н., Завьялова В.И., Коробов В.К. Изготовление деталей из листов и профилей при серийном производстве. – М.: Оборонгиз, 1960. – 344 с.
69. Грошинов А.И., Малофеев В.А. Заготовительно-штамповочные работы в самолетостроении. – М.: Машиностроение, 1976. – 440 с.
70. Губский А.А. Исследование основных технологических параметров импульсной штамповки осесимметричных деталей из плоских заготовок. – Дис. … канд. техн. наук. – Харьков: ХАИ, 1967. – 188 с.
71. Гун Г.Я., Полухин П.М., Прудковский Б.Л. Пластическое формоизменение металлов. – М.: Металлургия, 1968.– 416 с.
72. Дашук П.Н., Зайенц С.Л., Комельков В.С и др. Техника больших импульсных токов и магнитных полей / Под ред. проф. Комелькова В.С. – М.: Атомиздат,1970. - 472 с.
73. Дегтярев В.П. Пластичность и ползучесть машиностроительных конструкций. - М.: Машиностроение, 1967.- 131с.
74. Демидов С.П. Теория упругости. – М.: Высшая школа, 1979. – 432 с.
75. Дитрих Я. Проектирование и конструирование. - М.: Мир, 1981. - 456 с.
76. Днища эллиптические отбортованные латунные и алюминиевые. - ГОСТ 13472-68. – М., 1968.
77. Днища эллиптические отбортованные стальные для сосудов. - ГОСТ 6533-68. – М., 1968.
78. Доренбос Ф.У., Палсулич Д.М. Пневмоимпульсная высокоскоростная штамповка. - Высокоскоростное деформирование металлов / Под ред. А.М. Шахназарова. - М.: Машиностроение, 1966. - 175 с.
79. Достижения в области обработки металлов давлением / Под ред. Бурке Дж., Вайса В. - Нью-Йорк, 1978. Пер. с англ. - М.: Металлургия, 1981. – 272 с.
80. Единые правила безопасности при взрывных работах. – М.: Недра, 1972.

– 319 с.
81. Жермен П. Курс механики сплошных сред. Общая теория. – М.: Высшая школа, 1983. – 399 с.
82. Жолткевич Н.Д., Заярненко Е.И., Мовшович И.Я. Закрепление рабочих элементов переналаживаемых штампов пластмассой АСТ-Т. – В науч.-техн. сб.: Производственно-технический бюллетень. – М., 1979, № 10. - С. 29-31.
83. Заярненко Е.И., Мовшович И.Я. Исследование напряженного состояния вырубных матриц универсально-сборных штампов. – Вопросы оборонной техники, серия XVII, 1978, вып. 104. - С. 36-41.
84. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике. – М.: Мир, 1975. – 541с.
85. Ильюшин А.А. Механика сплошной среды. – М.: Московский университет, 1971. – 247 с.
86. Инструкция по штамповке тонкостенных днищ из коррозионностойких сталей и технически чистого титана. – Госкомитет хим. и нефт. машиностр. при Госплане СССР. – М.: НИИхиммаш, 1965. – 15 с.
87. Исаченков Е.И. Штамповка резиной и жидкостью. – М.: Машиностроение, 1967. – 367 с.
88. Ицкович З.И. Основы теории и технологические расчеты клепки в самолетостроении. - М.: Оборонгиз, 1948. - 106 с.
89. Кадыров В.Х., Ладан Е.П. Детонационно-газовые установки «АДМ» для напыления. - Оборудование и инструмент для профессионалов, №8 (31), 2002. – С. 34-36.
90. Карабан В.М., Тарсіс Ю.Л. Динаміка колінчастих валів двигунів внутрішнього згоряння: Навч. посіб. – К.: НМК ВО, 1992. – 187 с.
91. Качанов Л.М. Основы механики разрушения. – М.: Наука, 1974. – 311 с.
92. Кильчевский Н.А. Теория соударений твердых тел. – К.: Наук. думка, 1969. - 246 с.
93. Кирилов В.Х., Лещенко Д.Д. Курс теоретичної механіки: Навч. посіб. – Одеса: ОДАБА, 2000. – 260 с.
94. Кириченко Л.Р., Савченко Н.Ф. Типовая бронекамера для штамповки листового материала взрывом безбассейновым способом. – В кн.: Импульсная обработка металлов давлением. – Харьков, 1971, вып. 3. – С. 72-74.
95. Клюшников В.Д. Лекции по устойчивости деформируемых систем. – М.: Московский университет, 1986. – 224 с.
96. Коллинз. Дж. Повреждение материалов в конструкциях / Под ред. Э.И. Григолюка. - М.: Мир, 1984. - 624 с.
97. Кононенко В.Г. Высокоскоростное формоизменение и разрушение металлов. – Харьков: Вища школа. Изд-во при Харьк. ун-те, 1980. – 232с.
98. Корнилов Г.Л. Исследование устойчивости при динамической штамповке-вытяжке. – Дис. … канд. техн. наук. – М.: Станкин, 1962. – 180 с.
99. Крылов В.И. Приближенное вычисление интегралов. - М.: Наука, 1967. - 500 с.

100. Кушнаренко С.Г. Исследование и внедрение импульсной (взрывной) холодной клепки заклепок большого диаметра. - Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Харьков: ХАИ, 1965. - 24 с.
101. Лавинский В.И. Выбор параметров магнитно-импульсной штамповки тонких листовых материалов. – Кузнечно-штамповое производство, 2000, №8. – С. 18-21.
102. Лагунов Л.Ф., Осипов Г.Л. Борьба с шумом в машиностроении. - М.: Машиностроение. 1980. - 150 с.
103. Лепендин Д.Ф. Акустика. – М.: Высшая школа, 1978. – 448 с.
104. Лепетюха В.С., Чистяк В.Г., Федосенко И.Г. Изучение процесса импульсной клепки с помощью сверхскоростной фоторегистрирующей установки СФР. - Высокоскоростная обработка материалов давлением. – Харьков: ХАИ, 1982, вып. 8. - С. 46 - 51.
105. Лещенко С.М. Технология и технологическое оборудование авиационного производства в зарубежных странах (1970-1972 г.г.). – Авиационная промышленность (приложение), 1972, № 8. – С. 2- 40.
106. Лимберг Э.А. Исследование эффективности защитных свойств воздушного слоя и металлического экрана при мгновенном выделении энергии. – В кн.: Самолетостроение и техника воздушного флота. – Харьков, 1967, вып. 9. – С. 105 – 109.
107. Лукьянов В.П. Использование операций калибровки для получения днищ повышенной точности. – Тр. Всесоюзн. НИИ производства и технологии химического и нефтеаппаратостроения. – М., 1971, вып. 3. – С. 171-178.
108. Лысов М.И. Теория и расчет процессов изготовления деталей методом гибки. – М.: Машиностроение, 1966. – 236 с.
109. Мальцев А.И. Основы линейной алгебры. – М.: Наука, 1970. – 400 с.
110. Манько Г.П. Язык директив для генератора программ «Поле-3». - Харьков: ИПмаш АН УССР, препринт, 1979, №118. - С. 134-143.
111. Марахтанов М, Марахтанов А. Металл взрывается! - Наука и жизнь, 2002, № 4. – С. 16-19.
112. Мельников Э.Л. Холодная штамповка днищ. – М.: Машиностроение, 1976. – 184 с.
113. Механизация образования соединений при сборке авиационных конструкций / Г.М. Щетинин, М.И. Лысов, В.М. Буров. - М.: Машиностроение, 1987. - 256 с.
114. Михалев Л.А. Исследование процесса формообразования оболочек двигателей трансформированным импульсом взрыва. – Автореф. дис. …канд. техн. наук. – Харьков: ХАИ, 1971. – 23 с.
115. Михайлюта И.О. Исследование, разработка и внедрение технологических процессов штамповки взрывом тонколистовых деталей летательных аппаратов. – Дис. … канд. техн. наук. – Харьков: ХАИ, 1978. – 172 с.
116. Мовшович И.Я., Заярненко Е.И., Долгов В.А. Исследование сопротивления среза при штамповке листового материала. – Технология и орга-

низация производства. – К., 1975, №2. - С. 28-30.
117. Молодых С.И. Исследование и внедрение новых технологических процессов формоизменения профильных деталей взрывом в бронекамерах. – Дис. … канд. техн. наук. – Харьков: ХАИ, 1977. – 172 с.
118. Морачковський О.К. Тензорні основи теорії пружності: Навч. посіб. – К.: НМК ВО, 1992. – 258 с.
119. Морачковский О.К. О нелинейных задачах ползучести тел при воздействии быстро осциллирующего поля. - Прикл. мех., 1992, Т.28, № 8.- С. 17-23.
120. Морачковский О.К., Бреславский Д.В., Анищенко Г.О. Математические постановки начально-краевых задач теории динамической ползучести. - R-функции в задачах математической физики и прикладной геометрии. Сборник научных трудов, посвященных 70-летию В.Л. Рвачева. - Харьков: ХГПУ, 1996. - С. 33-37.
121. Морачковский О.К., Новиков Ф.В. Устойчивость магнитного давления при формобразовании поверхностей. . – Труды 10-й Междунар. научно-техн. конф. “Физические и компьютерные технологии”. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2004. – С. 91-93.
122. Мошнин Е.Н. Технология штамповки крупногабаритных деталей. – М.: Машиностроение, 1973. – 240 с.
123. Недорезов В.Е. Глубокая вытяжка листового металла. – М.-Л.: Машгиз, 1949. – 103 с.
124. Облегчающие труд. Заметка ТАСС. - Газета "Известия" от 12 января 1983 г.
125. Оден Дж. Конечные элементы в нелинейной механике сплошных сред. – М.: Мир, 1976. – 464 с.
126. Олейник Г.С. О конструировании энергоузлов пневмоимпульсных машин. - Высокоскоростная обработка материалов давлением. - Харьков: ХАИ, 1978, вып. 7. - С. 58 - 62.
127. Осинцев В.Я., Башуева Г.А., Канцельсон Б.А. К анализу экономического ущерба от вибрационной болезни. - Гигиена и санитария. - М.: Медицина, 1976, № 10. - С. 40 - 43.
128. Оснащение самолетного и ракетного производства / Под ред. Ф.У. Уилсона. – М.: Машиностроение, 1967. – 403 с.
129. Пановко Я.Г. Введение в теорию механического удара. - М.: Наука, 1977. - 224 с.
130. Пархоменко И.С. Изучение на моделях некоторых вопросов сейсмического экранирования. – Автореф. дис. …канд. техн. наук. – Харьков: ХАИ, 1960. – 12 с.
131. Пашкевич А.Г., Ершов В.И. Управление напряженно-деформированым состоянием в операциях листовой штамповки. – Изв. высш. учеб. заведений, Авиационная техника, 1971, № 2. – С. 91- 94.
132. Пихтовников Р.В., Хохлов Б.А. Безбассейновая листовая штамповка взрывом. – Харьков: Прапор, 1972. – 168 с.
133. Плеснецов Ю.А., Белкин Е.Л., Янчинский А.П. и др. Анализ процесса

формовки профилей с поверхностью противоскольжения. - Теория и технология производства сортового проката и гнутых профилей: Отрасл. сб. науч. тр. – Харьков: УкрНИИмет, 1991. – С. 21-28.
134. Пляйнес В. Заклепочные соединения в металлическом самолетостроении. - М.: Госмашметиздат, 1933. – 164 с.
135. Пневматические одноударные клепальные молотки / Лепетюха В.С., Чистяк В.Г., Кушнаренко С.Г., Пархомчук П.А. - Обработка металлов давлением в машиностроении. – Харьков: Вища школа,1985, вып. 21. - С. 64 - 67.
136. Пневматический одноударный молоток. - Информационный листок о научно-техническом достижении № 86-0323. - М.: ВИМИ, 1986.
137. Попов Е.А. Основы теории листовой штамповки. – М.: Машиностроение, 1968. – 284 с.
138. Профилактика вибрационных заболеваний при сборочно-клепальных работах / Добужинская О.Н., Клименко Л.Д., Жилкин А. А. и др. - Обзор отечественного опыта, НИАТ, 1980. - 33 с.
139. Прочность ракетных конструкций: Учеб. пособ. / Моссаковский В.И., Макаренков А.Г., Никитин П.И. и др. – М.: Высшая школа, 1990. – 359 с.
140. Работнов Ю.Н. Ползучесть элементов конструкций. - М.: Наука, 1966.- 752 с.
141. Работнов Ю.Н. Механика деформируемого твердого тела. – М.: Наука, 1988. – 712с.
142. Разработка конструкции самолета I0II фирмы "Локхид" AIAA. - 1972, № 776. - С. I - 16.
143. Ракошиц Г.С. Электроимпульсная штамповка. – М.: Высшая школа, 1990.- 199 с.
144. Расчеты машиностроительных конструкций методом конечных элементов: Справочник / Мяченков В.И., Мальцев В.П., Майборода В.П. и др. – М.: Машиностроение, 1989. – 520 с.
145. Рахматулин Х.А., Демьянов Ю.А. Прочность при интенсивных кратковременных нагрузках. - М.: Гос. изд. физ.-матем. литературы, 1961. - 399 с.
146. Рвачев В.Л. Теория R-функций и некоторые её приложения. – К.: Наук. думка, 1982. –551 с.
147. Рвачев В.Л., Курпа Л.В., Склепус Н.Т., Учишвили Л.А. Метод R-функций в задачах об изгибе и колебаниях пластин сложной формы. – К.: Наук. думка, 1973. –123 с.
148. Редько А.А., Лепетюха В.С., Чистяк В.Г. Исследование влияния способов клепки на долговечность заклепочных соединений повышенного ресурса. - Вопросы проектирования самолетных конструкций. – Харьков: ХАИ, 1983, вып. 4. - С. 72 - 75.
149. Робочі процеси високих технологій в машинобудуванні: Навч. посібник / За ред. А.І. Грабченка. – Харків: ХДПУ, 1999. – 436 с.
150. Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке. - Л.: Машино-

строение, 1989. – 520 с.
151. Ржаницын А.Р. Строительная механика. – М.: Высшая школа, 1991. – 439 с.
152. Романов К.И. Механика горячего формоизменения металлов. - М.: Машиностроение, 1993. - 240 с.
153. Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке. – Изд. 5-е. – Л.: Машиностроение, 1971. – 782 с.
154. Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке. – Л.: Машиностроение, 1979. – 670 с.
155. Савченко Н.Ф. О проектировании техпроцессов гидровзрывной тонколистовой штамповки-вытяжки крупногабаритных деталей типа днищ. – В кн.: Импульсная обработка металлов давлением. – М.: Машиностроение, 1977. – С. 51-57.
156. Савченко Н.Ф. Экранирование зарядов ВВ как метод регулирования параметрами внешней нагрузки при тонколистовой штамповке. – Тез. докл. отрасл. научн.-техн. конф. “Технология и оборудование для импульсной обработки металлов давлением”, 28-30 сентября 1976 г., Казань. – С. 121.
157. Савченко Н.Ф., Горбань В.П. Штамповка взрывом тонкостенных днищ. – Тез. докл. НТК молодых специалистов и НТО, Киев, 1973. – С. 236-238.
158. Савченко Н.Ф., Краснокутский А.М. Об оценке максимальных давлений при экранировании импульсного источника. - - В кн.: Импульсная обработка металлов давлением. – Харьков, 1977, вып. 6. – С. 27-30.
159. Савченко Н.Ф., Рева Л.С. Увеличение степени вытяжки при импульсной тонколистовой штамповке. - В кн.: Импульсная обработка металлов давлением. – Харьков, 1977, вып. 6. – С. 8-12.
160. Самолетостроение за рубежом. Т. 9 / Под ред. С.М. Егера, С.В. Румянцева. Авиастроение. Итоги науки и техники. - М.: ВИНИТИ, АН СССР, 1986. - 266 с.
161. Сандерс Дж., Мак-Комб Х., Шлехте Ф. Вариационная теорема для ползучести с приложениями к пластинам и стержням. - Механика, сб. переводов иностр. период. литературы, 11, 1961. - С. 124 -137.
162. Сборочно-монтажные работы в самолетостроении: Учебное пособие / Боборыкин Д.А., Федорченко Б.Д., Сокруто В.В., Горлов А.К., Букин Д.М., Кушнаренко С.Г., Лепетюха В.С., Чистяк В.Г. - Харьков: ХАИ, 1983. - 121 с.
163. Сверхскоростная фоторегистрирующая установка СФР. Описание и инструкция по эксплуатации и техническому обслуживанию. - 90 с.
164. Сегерлинд Л. Применение метода конечных элементов. – М.: Мир, 1979. – 392 с.
165. Системы технологий: Учебн. пособие / Под ред. П.Д. Дудко. – Харьков: Око, 2000. – 376 с.
166. Системы технологий: Учебн. пособ. / Под ред. проф. П.Д. Дудко.– 2-е изд., перераб. и доп. – Харьков: ООО «Издательство «Бурун Книга»,

2003. – 336 с.
167. Скакунов М.Г. Изготовление стальных шаровых резервуаров методом гидравлического раздува. – Изв. ВУЗов “Строительство и архитектура”, 1967, № 12. – С. 10-12.
168. Современное оборудование и технология заготовительно-штамповочного производства. – Обзор зарубежного опыта. – М.: НИАТ, 1973. – 83 с.
169. Сорокин С.Я., Давыдов Ю.П. Глубокая вытяжка нержавеющих и жаропрочных сталей и сплавов. – М.: Оборонгиз, 1951. – 60 с.
170. Соснин О.В., Горев Б.В., Никитенко А.Ф. К обоснованию энергетического варианта теории ползучести. Сообщение 1. Основные гипотезы и их экспериментальная проверка. - Проблемы прочности, № 11, 1976. - С. 3-8.
171. Соснин О.В., Горев Б.В., Рубанов В.В. К обоснованию энергетического варианта теории ползучести. Сообщение 2. Расчет элементов конструкций и экспериментальная проверка результатов. - Проблемы прочности, № 11, 1976. - С. 9-13.
172. Соснин О.В., Горев Б.В., Никитенко А.Ф. Энергетический вариант теории ползучести. - Новосибирск: ИГ СОАН СССР, 1986. - 95 с.
173. Степанов В.Г., Брук М.Б., Панкратов В.П., Клестов М.И. Штамповка элементов корпусных конструкций. – Л.: Судостроение, 1972. – 280 с.
174. Степанов В.Г., Сипилин П.М., Навагин Ю.С., Панкратов П.Н. Гидровзрывная штамповка элементов судовых конструкций. – Л.: Судостроение, 1966. – 291 с.
175. Степанов В.Г., Шавров И.А. Высокоэнергетические импульсные методы обработки металлов. - Л.: Машиностроение, 1975. - 280 с.
176. Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учебн. пособ. / Якимов А.В., Новиков Ф.В., Серов Б.С., Якимов А.А. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с.
177. Технический прогресс в самолетостроении / Под ред. В.А. Степанченко. - М.: Машиностроение, 1975. – 360 с.
178. Технологические процессы и оборудование для выполнения болтовых и заклепочных соединений в конструкциях самолетов / В.П. Григорьев, А.И. Ярковец, Б.А. Догматырский и др. – Ташкент: ФАН, 1971. - 96 с.
179. Технология выполнения высокоресурсных заклепочных и болтовых соединений в конструкциях самолетов / А.И. Ярковец, О.С. Сироткин, В.А. Фирсов, Н.М. Киселев. – М.: Машиностроение, 1987. -192 с.
180. Тимошенко С.П., Войновский-Кригер С. Пластинки и оболочки. – М.: Физматиздат, 1966. – 635 с.
181. Томленов А.Д. Теория пластического деформирования материалов. – М.: Металлургия, 1972. – 408 с.
182. Тришевский И.С., Клепанда В.В., Колоколов С.В., Бондаренко В.В. Изготовление просечных гнутых профилей. - М., 1978. - 148 с.
183. Тришевский И.С., Юрченко А.Б., Марьин В.С. и др. Производство гнутых профилей (оборудование и технология). – М.: Металлургия, 1982.

– 384 с.
184. Тришевский О.И., Крюк А.Г. Профили высокой жесткости с периодически повторяющимися гофрами. - Металлургия и коксохимия. – 1981, вып.71.– С. 10-14.
185. Тришевский О.И., Полстянкин Е.Г., Дебердеев Р.Ю. Снижение металлоемкости гнутых профилей за счет деформационного упрочнения. – Сталь, 1988, № 8.– С. 36 -37.
186. Тришевский О.И., Полстянкин Е.Г., Крюк А.Г. Комбинированная технология изготовления гнутых профилей настилов с поверхностью противоскольжения. - Сталь, 1975, №4. – С. 339 - 343.
187. Тришевский О.И., Томенко Ю.С., Полстянкин Е.Г., Крюк А.Г. Упрочнение гнутых профилей и повышение жесткости путем рифления их плоских элементов. - Кузнечно-штамповочное производство, 1988, №12.– С. 19-21.
188. Турчин С.П. Исследование и разработка технологических процессов листовой штамповки взрывом с использованием присоединенных масс. – Дис. …канд. техн. наук. – Харьков: ХАИ, 1973. – 147 с.
189. Упругопластическое деформирование и разрушение материалов при импульсном нагружении / Степанов Г.В.; Отв. ред. Лебедев А.А.; АН УССР ин-т проблем прочности. – К.: Наук. думка, 1991. – 288 с.
190. Федосенко И.Г., Лепетюха В.С., Чистяк В.Г. О возможности одноударной клепки с образованием потайной замыкающей головки. - Самолетостроение и техника воздушного флота. - Харьков, 1980, вып. 47. - С. 78 - 80.
191. Фрохт М.М. Фотоупругость. – М.: Техтеориздат, Т. I, II, 1950. – 432 с.
192. Хмара С.М., Смолянинов В.П., Коломойцев А.А., Рудь В.И. К определению напряжений на режущих кромках вырезных твердосплавных матриц. – Кузнечно-штамповочное производство, 1966. №6. - С. 22-24.
193. Христианович С.А. Плоская задача математической теории пластичности при внешних силах, заданных на замкнутом контуре. Математический сборник, Т.1, вып.4.– М.: ГРНТЛ, 1936. – 347 с.
194. Хэйвуд Р.Б. Проектирование с учетом усталости / Под. ред. И.Ф. Образцова. - М.: Машиностроение, 1969. - 504 с.
195. Целиков А.И., Никитин Г.С., Рокотян С.Е. Теория продольной прокатки. – М.: Металлургия, 1980. – 320 с.
196. Шапиро Г.А. Работа заклепочных соединений стальных конструкций. - М.: Стройвоенмориздат, 1949. - 183 с.
197. Шевелкин Б.Н. Штамповка днищ из сварных пакетов. – Кузнечно-штамповочное производство, 1961, № 4. – С. 42- 43.
198. Шевелкин Б.Н., Сударкин А.С. Изготовление днищ аппаратов повышенной точности. – Химическое и нефтяное машиностроение, 1972, № 1. – С. 23-24.
199. Шейнин В.М., Козловский В.И. Весовое проектирование и эффективность пассажирских самолетов. – Т. 1. Весовой расчет самолета и весовое планирование. – М.: Машиностроение, 1977. – 344 с.

200. Шнеерсон Г.А. Поля и переходные процессы в аппаратуре сверхсильных токов. - Л: Энергоиздат. 1981.- 199 с.
201. Шофман Л.А. Элементы теории холодной штамповки. – М.: Оборонгиз, 1952. – 335 с.
202. Штамповка взрывом / Анучин М.А., Антоненков О.В., Жбанов Ю.П. и др. – М.: Машиностроение, 1972. – 148 с.
203. Щеглов Б.А. Пластическое течение тонколистового металла при импульсной формовке. – Кузнечно-штамповочное производство, 1969, № 6. – С. 22 – 25.
204. Чебанов Ю.И. Исследование работы прижимных устройств при высокоскоростной штамповке-вытяжке. – Дис. … канд. техн. наук. – Харьков: ХАИ, 1966. – 247 с.
205. Чертавских А.К., Белосевич В.К. Трение и технологические смазки при обработке металлов давлением. – М.: Металлургия, 1975. – 361с.
206. Чистяк В.Г., Савченко Н.Ф. Клепаные соединения и перспективы импульсных технологий их выполнения.- Вісник інженерної академії України, 2000.– С. 240 – 243.
207. Эпштейн Г.Н., Кайбышев О.А. Высокоскоростная деформация и структура металлов. - Изд-во «Металлургия», 1971. – 200 с.
208. Юрченко А.А. Разработка новых типов просечных профилей и технологии их производства для комбината "Запорожсталь". - Металл и литье Украины, 1999, №1-2. – С. 40-42.
209. Юрченко А.А., Плеснецов Ю.А. Новая технология валковой формовки просечных профилей. - Кузнечно-штамповочное производство, 2001, №8. – С. 8-10.
210. Юрченко А.А., Янчинский А.П. Новые типы просечных профилей и технология их производства. - Вестник науки и техники, вып. 1. – Харьков, 1997.– С. 6-10.
211. Яблонский А.А., Никифорова В.М. Курс теоретической механики. – М.: Лань, 2002. – 768 с.
212. Doege D. Глубокая вытяжка на кузовных прессах простого и двойного действия с кривошипно-коленчатым приводом. – Экспресс-информация “Технология оборудования кузнечно-штамповочного производства”, 1976, реф. 26, № 5. – С. 18-32.
213. F.E. van Wely. Поведение материалов при взрывной формовке. Materialprufung 8 (1966), № 10. - s. 383-388.
214. Altenbach H., Breslavsky D., Morachkovsky O., Naumenko K. Simulation of Cyclic Creep-Damage Behaviour of Thin-Walled Structures Using Asymptotic Expansions // RWTH Aaachen, EUROMECH 385 Colloquium "Inelastic Analysis of Structures under Variable Loads: Theory and Engineering Applications" September 8-11, 1998, Aachen, Germany. - Ð.87-89.
215. Altenbach H., Breslavsky D., Morachkovsky O., Naumenko K.. Cyclic Creep-Damage in Thin-Walled Structures// Journal of Strain Analysis for Engineering Design. Professional Engineering Publishing, Suffolk, UK, 2000, Vol.35, No 1. - p.1-11.

216. Breslavsky D., Morachkovsky O. New experiments in dynamic creep// Proc. 15th Symp. on Experimental Mechanics of Solids. - Warsaw, Warsaw Tecn. Univ, 1992. - P.29-31.
217. Breslavsky D.V., Morachkovsky O.K., Zolochevsky A.A. Dynamic creep behaviour of structures// Proc. of Second European Conference on Structural Dynamics, Eurodyn'93, Trondheim.1993, Rotterdam: Balkema press.- P.795-801.
218. Breslavsky D., Konkin V., Morachkovsky O. Dynamic creep of rectangular plates// Proc. 16th Symp. on Experimental Mechanics of Solids. - Warsaw, Warsaw Tecn. Univ, 1994. -P. 35 - 38.
219. Breslavsky D., Morachkovsky O. A new model of nonlinear dynamic creep // IUTAM Symposium on Anisotropy, Inhomogenity and Nonlinearity in Solid Mechanics, Kluwer Academic Publishers, 1995. - P. 161-166.
220. Breslavsky D., Morachkovsky O. Cyclic creep constitutive equations with consideration of creep - fatigue interaction / Proc. of 1st International Conference on Mechanics of Time Dependent Materials. SEM, Bethel, USA, 1995. - P.61-66.
221. Breslavsky D., Morachkovsky O. Dynamic creep modelling with coupled creep and fatigue damage: computational and experimental results for structures// In: Creep and Coupled Processes. Selected and rev. papers of 5th International Symposium on Creep and Coupled Processes, Bialowieza,1995. Bialystok Techn. Univ. Publ. 1996. P. 141-146.
222. Breslavsky D.V., Morachkovsky O.K., Shipulin S.A. Creep and rupture of notñhed plates under fast cyclic load// Proc. 17th Symp. on Experimental Mechanics of Solids. 1996, Warsaw, Warsaw Tecn. Univ. P. 118-123.
223. Breslavsky D., Morachkovsky O. Dynamic creep continuum damage mechanics: FEM-based design analysis/ Computational Plasticity: Fundamentals and Applications. Proc. of the Fifth International Conference on Computational Plasticity held in Barselona, Spain. 17-20 March 1997. eds. D.R.J.Owen, E.Onate, E.Hinton. IMNE, Barselona, 1997, Part 1. - p.1071-1076.
224. Sklenicka V. The significance of intergranular cavitation in creep-fatigue. Proc. of the 9th Intern. Conf. on Fracture, 1-5 April 1997, Sydney, Australia, eds. B.L. Karihaloo et al., Pergamon Press 1997, Amsterdam, vol. 1, pp.317-324.
225. Boeing 757 and 767 use Composite structures. "Automot. Eng", 1981, 89, №11, 82-84.
226. Use of advanced technology structures on Boeing 757 / 767. "SAE Cechn. Pap. Ser" 1981, N 810817. 8 pp.
227. The application of improved aluminium alloys and steels in aircraft structures. Peel C J., MeDarmaid D.C. "Aeronaut J", 1961, 85 № 847, 320-326.
228. Material and process developments on the Boeing 767. Guirlivan J.T.,Lovell D.T. "ICAS Proc.,1982. 13th COngr. Int Coounc. Aeron. Sci / AIAA Aircraft Syst. and Technol. Conf., Seat tll, Wash, 22 - 27 Ang. 1982 Vol. 1." S.T., s.a. 255-261.

229. Hoffer Kalman. Nietverbindungen substitutions gefardet «Eur. Ind. Eev.», 1978, 12, № I, 26-27,40.
230. Boeing 767 orders and options. Flight International,8 August 1981. p.p. 447 - 448.
231. Electromagnetic energy used in aircraft riveting. - Manufacturing Engineering, 1981, 1, Vol. 86. p. 39 - 40.
232. Fastening and joining reference issue. – Machune Design, 1980. 13, XI, Vol. 52, N 26,p. 2 - 146.
233. Vasilash G.S. Fasteners finding the right fitand keeping it. - Manufacturing Engineering, 1979,X, Vol. 83,N 4, p.p. 59-64.
234. Mayfield J. Mechanical fasteners dominating airospace. - Aviation Week and Space Technology, 1980, 18 II,Vol. 112, Ж 7. p. 38 6- 46.
235. Bak D.I. Steel point permits no-punch fastening.- "Design Sews", 1979, Vol. 35, N 12. p.
236. Hubert A. Schmitt and Tegadischs Sekhon. Hight -impact portable reveting apparatus. Патент США №3559269 кл. 29-243-54, 1971 г.
237. Masters A.F. Assembly and Fastening with air power. "Assem. and Fast. Eng.", 1970, 8, N 4, 37 - 39.
238. Abelson I.G. Power tools - air or electric. «Assem. and Fast. Eng.», 1970, 8, N 4, 40 - 41.
239. David Lee Wagner, Kent, Wasch. Pneumatic impact gun.Патент США № 4, 039, 034, кл. B2Ii , 15/18, 1977 г.
240. David Lee Wagner Pneumatic impact gun.Патент США № 4, 120, 367, кл. B 21 i 15/18, 1978 г.
241. Hills J.F. Advantages of some new fastener systems. - SAB Papers, N 680206, 1968. 10 p.
242. Hertel H. Ermudungsfestigkeit der konstruktioner springer - Verlag, Berlin - Heidelberg - New York,1970. - 649 p.
243. Gokgol 0. Grack free and crack life of the pressured cabin of the A - 300b - calculation. - 1979,V 83 I.M. 817, p. 1 - 15.
244. Godius Ayrton. Cold roll-formed sheet for structural applications // Steel Times. –1994. – v. 222, №7.– S.284-287.

ОГЛАВЛЕНИЕ

Введение 3
Глава 1 Импульсные технологии 5
1.1. Основные предпосылки применения импульсных технологий в промышленности 6
1.2. Общие сведения и классификация импульсных технологий 12
1.2.1. Штамповка листового металла 19
1.2.2. Объемная штамповка 23
1.2.3. Процессы брикетирования и прессования 25
1.2.4. Слесарно-сборочные процессы 26
1.3. Технологические процессы импульсного разрушения и разделения материалов 29
1.4. Технологии создания материалов с прогнозируемыми поверхностными свойствами 31
1.5. Отделочные и упрочняющие технологические процессы 34
1.6. Технологические процессы добывающей промышленности 36
1.7. Специальное применение импульсных процессов 39
1.8. Перспективы и направления применения импульсных технологий 40
Глава 2 Импульсная технология образования высокоресурсных заклепочных соединений 43
2.1. Теоретические исследования процесса импульсной клепки 43
2.1.1. Особенности образования соединения заклепками с компенсаторами импульсной клепкой 43
2.1.2. Допущения, выбор метода, расчетная схема исследований 46
2.1.3. Исследование движения поддержки в процессе импульсной клепки 47
2.1.4. Исследование основных исходных параметров процесса импульсной клепки 51
2.1.4.1 Энергосиловые зависимости 51
2.1.4.2. Величина осадки заклепки 52
2.1.5. Исследование влияния компенсаторов заклепок на величину первоначального зазора 56
2.1.6. Исследования прогибов пакета 58
2.2. Экспериментальные исследования процесса импульсной клепки 62
2.2.1. Методика проведения исследований 62
2.2.2. Анализ результатов исследований процесса импульсной клепки 66
2.3. Исследования качества импульсной клепки высокоресурсными заклепками 73
2.3.1. Общая методика проведения исследований 73
2.3.2. Методика исследования радиальных натягов заклепочных соединений 74

2.3.3. Методика исследования поводок обшивки 74
2.3.4. Исследования радиальных натягов заклепочных соединений 75
2.3.5. Исследования поводок обшивки 80
2.3.6. Исследования качества соединений при импульсной клепке с групповой поддержкой 81
2.3.6.1. Предпосылки применения и конструкция групповой поддержки для импульсной клепки 81
2.3.6.2. Результаты исследования качества импульсной клепки с групповой поддержкой 83
2.3.7. Исследование сжатия пакета при импульсной клепке 85
2.3.8. Металлографические исследования качества заклепочных соединений 86
2.3.9. Долговечность соединений, выполненных импульсной клепкой высокоресурсными заклепками с компенсаторами 87
2.4. Разработка схем и конструкций пневматических импульсных клепальных молотков 90
2.4.1. Основные технические требования, предъявляемые к ручному импульсному клепальному инструменту 90
2.4.2. Разработка схем пневматических импульсных молотков 91
2.4.2.1. Особенности разработки схем пневмоимпульсных клепальных молотков 92
2.4.2.2. Устройство и принцип работы пневмоимпульсного клепального молотка 96
2.4.3. Опыт создания и внедрения пневмоимпульсных клепальных молотков 100
Глава 3 Теория и технология гидровзрывной штамповки крупногабаритных тонкостенных деталей 106
3.1. Состояние и возможные направления повышения эффективности тонколистовой штамповки крупногабаритных деталей двойной кривизны (типа днищ) 106
3.1.1. Анализ существующих техпроцессов и оценка методов повышения их эффективности 107
3.1.2. Влияние внешней нагрузки при гидровзрывной штамповке на качество изделий и технологическую себестоимость 118
3.1.3. Пути улучшения технологических возможностей тонколистовой штамповки деталей 122
3.2. Определение основных технологических параметров гидровзрывной тонколистовой штамповки 123
3.2.1. Выбор расчетной схемы 125
3.2.2. Деформированное состояние полуфабриката 128
3.2.3. Оценка величины гофров на поверхности полуфаб-

риката и степени раздачи 129
3.2.4. Определение размеров заготовки 134
3.2.5. Определение размеров полуфабриката 135
3.2.6. Определение работы деформирования полуфабриката 138
3.2.7. Вес заряда 142
3.2.8. Разработка мероприятий по интенсификации гидровзрывной тонколистовой штамповки 146
3.2.8.1. Управление внешней нагрузкой 147
3.2.8.2. Выбор радиуса закругления вытяжной кромки матричного кольца 155
3.3. Экспериментальные исследования способа гидровзрывной тонколистовой штамповки 156
3.3.1. Оснастка и оборудование для проведения экспериментов 157
3.3.2. Внешняя нагрузка при экранировании зарядов БВВ 161
3.3.3. Штамповка полуфабрикатов 168
3.3.4. Раздача полуфабриката и ее влияние на качество отштампованных изделий 173
3.4. Рекомендации по штамповке крупногабаритных тонкостенных деталей 180
3.4.1. Оборудование и оснастка 180
Глава 4 Математическое моделирование электродинамических процессов в технологических системах магнитно-импульсной обработки тонкостенных заготовок 190
4.1. Физико-механические процессы при магнитно-импульсном воздействии 193
4.2. Модели и методы расчёта индукторных систем для магнитно-импульсной обработки тонкостенных металлических заготовок 208
4.3. Подбор оборудования для магнитно-импульсной штамповки тонкостенных металлических заготовок 229
4.4. Технологические приложения магнитно-импульсной обработки тонкостенных металлических заготовок 243
Глава 5 Математическое моделирование процессов формообразования тонкостенных электропроводящих заготовок магнитными полями 267
5.1. Динамика пластического деформирования заготовок типа пластин при магнитной обработке 267
5.2. Динамика пластического деформирования заготовок типа оболочек при магнитной обработке 279
Глава 6 Исследование напряженно-деформированного состояния элементов конструкции обратимых штампов структурно-вариационным методом с использованием *R*-функций 284
6.1. Выбор и обоснование метода исследования 284
6.2. Основные предпосылки и методика решения краевых задач

в обратимых штампах с использованием ***R***-функций 286
6.3. Исследование напряженно-деформированного состояния базовых плит обратимых штампов 293
6.4. Исследование напряженно-деформированного состояния армированных пластмассовых держателей 313
6.5. Исследование напряженно-деформированного состояния матриц для разделительных операций 329
Глава 7 Технологические возможности изготовления гнутых профилей со специальными служебными свойствами методами валковой формовки 346
7.1. Общие положения 346
7.2. Области применения и классификация специальных типов гнутых профилей 349
7.3. Математическая модель процессов валковой формовки профилей с элементами жесткости (противоскольжения) 357
7.3.1. Напряженно-деформированное состояние на участке элемента жесткости (противоскольжения) 357
7.3.2. Напряженно-деформированное состояние плоского бокового элемента профилей 362
7.3.3. Энергосиловые параметры процессов валковой формовки профилей со специальными служебными свойствами 368
7.3.3.1. Распределение усилий в очаге деформации 369
7.3.3.2. Исследование длины очага деформации и площади контакта заготовки с валком при формовке продольных элементов жесткости (противоскольжения) 371
7.3.3.3. Анализ усилий формовки в очаге деформации при формообразовании с учетом сил трения 373
7.3.3.4. Определение работы, мощности и крутящих моментов при валковой формовке профилей с элементами жесткости 379
7.3.4. Математическая модель процесса валковой формовки профилей с просечно-вытяжными элементами (ПВЭ) 382
7.3.5. Определение энергосиловых параметров валковой формовки профилей с просечно-вытяжными элементами 389
7.4. Основы проектирования технологического процесса валковой формовки профилей со специальными служебными свойствами 393
7.4.1. Технология производства листовых рифленых профилей повышенной жесткости 393
7.4.1.1. Разработка технологии профилирования и расчет калибровки валков 394

7.4.1.2. Экспериментальные исследования энергосиловых параметров формообразования профиля из упрочненной рифлениями заготовки 400
7.4.2. Разработка рациональной технологии производства профилей высокой жесткости с продольными гофрами 401
7.4.2.1. Определение размеров исходной заготовки 404
7.4.2.2. Разработка конструкции валков для производства профилей с продольными гофрами 404
7.4.2.3. Расчет калибровки валков 405
7.4.3. Технологические особенности производства профилей с непросечной поверхностью противоскольжения 408
7.4.4. Разработка технологии производства специальных профилей с просечно–вытяжными элементами противоскольжения 410
7.4.4.1. Разработка рационального сортамента профилей с просечно-вытяжными элементами (ПВЭ) 410
7.4.4.2. Разработка технологии производства гнутых профилей с просечно-вытяжными элементами 413
Глава 8 Высокотемпературная ползучесть при формообразовании деталей 425
8.1. Состояние вопроса 425
8.2. Модели деформируемых твердых тел 430
8.3. Принцип виртуальных перемещений 440
8.4. Численные методы решения задач статики деформируемых систем 445
8.4.1. Матричный метод статического анализа 445
8.4.2. Метод конечных элементов 447
8.5. Моделирование ползучести материалов 456
8.5.1. Уравнения ползучести и повреждаемости 457
8.5.2. Термодинамические основы моделирования 471
8.5.3. Эксперимент и обработки опытных данных 474
8.5.4. Кинетические уравнения состояния в технологических задачах формообразования 478
8.5.5. Расчеты на ползучесть конструкций 483
8.6. Моделирование динамической ползучести тонкостенных изделий 487
8.6.1. Уравнения состояния динамической ползучести 487
8.6.2. Динамическая ползучесть тонкостенных конструкций 489
8.7. Исследование тепловой формовки листовых заготовок 495
8.8. Технология горячего формообразования 496
Список литературы 503

Научное издание

Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения

В десяти томах под общей редакцией
Ф.В.Новикова и **А.В.Якимова**

Том 5
Обработка металлов методами пластического деформирования

Монография

Авторы: **Новиков Федор Васильевич**
Новиков Григорий Васильевич
Крюк Анатолий Григорьевич
Чистяк Владимир Григорьевич
Савченко Николай Федорович
Морачковский Олег Константинович
Бреславский Дмитрий Васильевич
Кривошапка Юрий Николаевич
Лавинский Владимир Иванович
Мовшович Александр Яковлевич
Буденный Михаил Михайлович
Тришевский Олег Игоревич
Плеснецов Юрий Александрович
Юрченко Александр Анатольевич

Ответственный за выпуск **Новиков Ф.В.**
Редактор **Лучнева Т.И.**
Корректор **Мищенко Н.В.**

ISBN 966 – 7810 – 33 – X
ISBN 966 – 7810 – 53 – 4

Подписано к печати 26.07.2004. Формат 60 84/16.
Бумага белая. Печать – ризография. 32,6 усл. печ. л. 27,2 уч.– изд. л.
Тираж 500 экз. Заказ № 135. Цена договорная.

Одесский Национальный политехнический университет
г. Одесса, проспект Шевченко,1

Издательство Курсор, г. Харьков, пр. Театральный, 11/13

Отпечатано в типографии завода «ФЭД»
г. Харьков, ул. Сумская, 132