

Министерство образования и науки Украины
Донбасская государственная машиностроительная академия

Л. И. Алиева, К. В. Малий, Л. В. Таган

**СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ХОЛОДНОГО
ВЫДАВЛИВАНИЯ ПОЛЫХ ДЕТАЛЕЙ**

Монография

Утверждено
на заседании ученого совета
Протокол № 5 от 26.11.2020

Краматорск
ДГМА

СОДЕРЖАНИЕ

	Стр.
ПРЕДИСЛОВИЕ	5
1. СОСТОЯНИЕ И ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ ПРОЦЕССОВ ТОЧНОЙ ОБЪЕМНОЙ ШТАМПОВКИ ВЫДАВЛИВАНИЕМ.....	7
1.1. Тенденции развития процессов точной объемной штамповки.....	7
1.2. Разработка и применение процессов и оснастки для выдавливания полых деталей с фланцем.....	17
1.3. Моделирование процессов выдавливания.....	28
2. ВЫБОР НАПРАВЛЕНИЙ И МЕТОДИК ПРОВЕДЕНИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ.....	46
2.1. Классификация способов холодного выдавливания.....	46
2.2. Методика проведения теоретических исследований.....	50
2.3. Методика проведения экспериментальных исследований..	66
3. ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ПРОЦЕССА ВЫДАВЛИВАНИЯ ОСЕСИММЕТРИЧНЫХ ДЕТАЛЕЙ С ФЛАНЦАМИ.....	76
3.1. Моделирование силового режима процесса осесимметричного радиального выдавливания фланцев на полой заготовке.....	76
3.2. Экспериментальное исследование силового режима радиального выдавливания.....	107
4. АНАЛИЗ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ПОЛЫХ ДЕТАЛЕЙ В ПРОЦЕССАХ ХОЛОДНОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ.....	121
4.1. Прогнозирование образования дефектов формы в процессе выдавливания полых деталей.....	121
4.1.1. Моделирование формообразования деталей с фланцем при продольном выдавливании.....	121
4.1.2. Моделирование формообразования трубчатых деталей с фланцем при радиальном выдавливании.....	129

4.1.3. Экспериментальное исследование процесса образования дефектов типа утяжин при холодном выдавливании.....	138
4.2. Особенности формообразования фланцев при холодном выдавливании осесимметричных деталей.....	149
4.3. Исследование напряженно-деформированного состояния и деформируемости металла в процессе радиального выдавливания.....	154
5. ИССЛЕДОВАНИЕ И РАЗРАБОТКА ПРОЦЕССОВ КОМБИНИРОВАННОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ ПОЛЫХ ДЕТАЛЕЙ.....	165
5.1. Моделирование процесса комбинированного выдавливания полых деталей типа втулок с фланцем.....	165
5.2. Исследование и разработка процесса комбинированного последовательного радиально-прямого выдавливания с обжатием.....	186
5.2.1. Моделирование осесимметричного радиально-прямого выдавливания с обжатием.....	186
5.2.2. Формоизменение заготовки при комбинированном радиально-прямом выдавливании с обжатием.....	194
5.3. Комбинированное выдавливание–разделение полых деталей.....	200
6. ПРАКТИЧЕСКОЕ ПРИЛОЖЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ ИССЛЕДОВАНИЙ.....	210
6.1. Проектирование процессов холодного выдавливания.....	210
6.2. Совершенствование способов холодного выдавливания....	214
6.3. Разработка технологического процесса холодного выдавливания втулки с фланцем.....	221
6.4. Штампы для холодного выдавливания полых деталей.....	225
ЗАКЛЮЧЕНИЕ.....	233
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ.....	235

ПРЕДИСЛОВИЕ

Обеспечение конкурентоспособности продукции машиностроения в современных условиях связано с разработкой и освоением новых наукоемких технологий, позволяющих получать изделия высокого качества при минимальных трудовых, материальных и энергетических затратах на их производство. В связи с этим возрастает роль технологий заготовительного производства и особенно наиболее эффективных ресурсосберегающих методов обработки металлов давлением, среди которых видное место занимает точная объемная штамповка. Технологические и экологические преимущества позволяют применить процессы холодной объемной штамповки выдавливанием взамен литья, горячей штамповки и механической обработки резанием при производстве широкой номенклатуры заготовок и деталей.

Для изготовления распространенных в промышленности полых деталей с фланцами применяются способы продольного (обратного и прямого) выдавливания, высадки, вытяжки, локальной обработки и процессы штамповки, предусматривающие сочетание этих способов. Применение существующих технологий, которые используют традиционные схемы деформирования, вызывает ряд трудностей, которые обусловлены ограничениями, связанными с большими нагрузками и потерей устойчивости заготовки при высадке, разрушением и отклонением формы деталей при продольном выдавливании, отходами и множеством переходов при вытяжке.

В то же время, включение в технологический цикл новых способов поперечного и комбинированного продольно-поперечного выдавливания для изготовления полых деталей позволяет усложнить их конфигурацию и сократить количество технологических переходов.

Несмотря на высокую эффективность, примеры освоения процессов поперечного и комбинированного выдавливания деталей типа колец и втулок с фланцем ограничены. Это обусловлено недостатком информации по технологическим возможностям, рекомендаций по расчету силовых и деформационных режимов процессов, а также по оценке и прогнозированию параметров конечного и предельного формоизменения. В целом это приводит к повышению трудоемкости и длительности технологической подготовки и отладки производства. Решение данной актуальной проблемы связано с проведением теоретических и экспериментальных исследований, созданием более эффективных схем деформирования, разработкой математических моделей и на их основе методик проектирования процессов штамповки.

В монографии систематизированы технологические схемы выдавливания полых деталей, позволившие предложить ряд новых способов штамповки.

Теоретические исследования силового и деформационного режимов процессов выдавливания проведены с использованием энергетического метода верхней оценки и метода конечных элементов.

Получили дальнейшее развитие математические модели процессов радиального и совмещенного радиального выдавливания деталей с фланцами на внешней и внутренней боковой поверхности на основе энергетического метода верхней оценки, позволяющие определить силовой режим деформирования с учетом кинематики и формы зон пластического течения.

На основе энергетического метода разработана математическая модель процесса комбинированного радиально-прямого выдавливания деталей типа «втулка с фланцем», использование которой позволило установить особенности силовых и деформационных режимов в зависимости от параметров процесса. Предложены зависимости, позволяющие определить силовой режим деформирования с учетом влияния геометрии инструмента, схемы и формы очага деформации, условий контактного трения, а также прогнозировать поэтапное формообразование штампуемого изделия.

Выявлены условия и механизм возникновения дефектов формы типа радиальных и осевых утяжин в зоне формирования фланцев и установлены факторы, оказывающие наибольшее влияние на процесс формоизменения и изготовить детали требуемого типоразмера на одной рабочей позиции.

Результаты компьютерного и физического моделирования напряженно-деформированного состояния и формообразования способствовали расширению представлений о закономерностях протекания процессов радиального и комбинированного выдавливания полых деталей, позволившие обосновать и предложить новые способы холодного выдавливания сложнопрофилированных точных деталей в подвижных матрицах, комбинированного деформирования по схеме «выдавливание-разделение» деталей типа колец, безотходной штамповки-прошивки втулок, а также метод технологического испытания пластических свойств металла путем радиального выдавливания.

В заключительном разделе монографии разработаны рекомендации по проектированию новых ресурсосберегающих технологических процессов и штамповой оснастки для выдавливания полых деталей типа втулок с фланцем и колец.

Авторы выражают глубокую благодарность проф., д.т.н. Алиеву И.С. и проф., д.т.н. Калюжному В.Л. за ценные советы и замечания, а также к.т.н. Грудкиной Н.С., к.т.н. Левченко В.Н., аспирантам и коллективу кафедры ОМД ДГМА за поддержку и сотрудничество.

1. СОСТОЯНИЕ И ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ ПРОЦЕССОВ ТОЧНОЙ ОБЪЕМНОЙ ШТАМПОВКИ ВЫДАВЛИВАНИЕМ

1.1. Тенденции развития процессов точной объемной штамповки

Приоритетным направлением развития машиностроения, которому отведена важнейшая роль в подъеме экономики страны, является освоение новых наукоемких и ресурсосберегающих технологий.

Технологические способы точной объемной штамповки (ТОШ) выдавливанием отличаются многообразием возможностей и высокой эффективностью в сравнении с другими процессами формообразования деталей. Процессы выдавливания демонстрируют устойчивую тенденцию к увеличению объемов производства точных заготовок, расширению номенклатуры штампуемых деталей и материалов, подкреплению процессов формоизменения новыми разработками специализированного технологического оборудования и оснастки.

Интенсивное развитие технологии выдавливания в последние десятилетия основано на фундаментальной научной базе, созданной трудами отечественных и зарубежных ученых, работающих в области теории и технологии ОМД [1–18].

Значительный вклад в развитие и становление технологии ТОШ холодным и полугорячим выдавливанием внесли А. Э. Артеc, И. С. Алиев, Э. П. Басалаев, Я. Е. Бейгельзимер, К. Н. Богоявленский, А. Л. Воронцов, В. А. Головин, Ю. И. Гуменюк, А. М. Дмитриев, В. И. Дорошко, А. В. Евдокимов, В. В. Евстифеев, В. А. Евстратов, В. Л. Калужный, Д. П. Кузнецов, В. А. Кроха, А. В. Лясников, А. Н. Митькин, Б. С. Мороз, Г. А. Навроцкий, А. Г. Овчинников, В. А. Огородников, Л. Д. Оленин, В. Г. Паршин, А. Н. Пасько, И. Л. Перлин, И. П. Ренне, И. О. Сивак, Л. Г. Степанский, Ю. К. Филиппов, П. Д. Чудаков, Л. А. Шофман, С. П. Яковлев, Р. Гейгер, К. Ланге, Х. Кудо, Х. Л. Д. Пью, В. Фелькнер, Д. Эверхардт и многие другие ученые.

Совершенствование технологий металлообработки связано с существенным повышением размерной точности и качества продукции заготовительных технологических переделов. Это в современных условиях является также важнейшим резервом сбережения энергетических, материальных и трудовых ресурсов [17–22].

Среди перспективных процессов заготовительного производства видное место занимает технология точной объемной штамповки (ТОШ) [6–10, 17, 20].

К ТОШ относят процессы получения заготовок (деталей, поковок), у которых размеры, форма и качество поверхностей максимально приближены к аналогичным параметрам готовой детали, вследствие чего нет необходимости в дальнейшей обработке заготовки со снятием стружки либо она сведена к минимуму. Для оценки точности заготовок используется показатель коэффициента необрабатываемых поверхностей (КНП), равный отношению площади необрабатываемых поверхностей заготовок к площади всей поверхности детали [17, 18]. КНП деталей, изготовленных ТОШ холодным выдавливанием, может достигать 0,85...1,0 [18, 22].

Развитие аэрокосмической, электронной, автомобильной и других высокотехнологичных отраслей промышленности требует совершенствования процессов ОМД для получения деталей с малой массой, высокой прочностью и точностью, с малыми затратами средств и времени, отсутствием загрязнения окружающей среды, интеллектуализацией и оцифровыванием систем управления. Технологии формовки новых материалов и новых изделий требуют использования новых энергетических ресурсов, новых формующих сред и новых способов нагружения и деформирования [14–21].

Ускорение и удешевление технологической подготовки производства и освоение новых технологий зависит от решения различных организационно-экономических вопросов, проблем экологии, использования групповых методов производства, создания специализированных производств, лабораторий и инженерных центров по выпуску точных заготовок [13, 18]. Информационному обеспечению технологии выдавливания способствуют работы, посвященные формулировке основных принципов конструирования и разработке методов проектирования и оптимизации технологических режимов и конструкций рабочего инструмента [11, 17–25].

Определение перспектив развития технологии объемной штамповки требует составления обширного набора гипотетических способов ее осуществления. Имеется множество путей совершенствования технологии ТОШ с целью обеспечения требований развития конкурентоспособного производства в современных рыночных условиях. Поэтому, применение специальных методов направленного поиска, приведенных в литературе по оптимальному проектированию [24, 25] при разработке новых технологий ОМД является перспективным.

Поиск и анализ выполненных исследований и технических решений проблемы повышения эффективности технологии ТОШ вели по

предварительно определенным траекториям расширения возможностей процессов выдавливания [11, 13–15, 24].

Основные направления или пути совершенствования – это расширение области применения процессов ТОШ, повышение качества, производительности, экономичности, освоение новых видов изделий и материалов, обеспечение стабильности и надежности технологии, оснастки и оборудования.

Помимо формоизменяющих операций большим резервом в совершенствовании процессов выдавливания полых деталей обладают операции для отрезки и (или) предварительного формообразования, вспомогательные технологические операции термической обработки, очистки и подготовки поверхности (нанесения смазки) заготовки [26–34]. Создаются и совершенствуются финишные операции пластического деформирования, позволяющие устранить необходимость какой-либо доработки штампуемых деталей методами снятия стружки [8, 11, 17].

Примеры внедрения процессов ТОШ показывают, что поиск рациональных режимов предварительной термообработки и пластического деформирования [11, 18, 33], оптимизация конструкции рабочего инструмента [11, 18, 28], применение эффективных смазок [29] позволяет добиться стабильного протекания процесса выдавливания деталей и из труднодеформируемых и малопластичных материалов.

В машиностроении ведется разработка и внедрение новых подходящих материалов для процессов холодной и полугорячей объемной штамповки [13, 15, 18, 21]. Можно отметить общую тенденцию к замене сталей алюминиевыми и легкими сплавами [18, 20, 21, 35]. В производстве современных машин и приборов, вооружений наблюдается тенденция к применению сплавов, обладающих хорошими эксплуатационными свойствами, но вместе с тем и пониженной технологической пластичностью [18].

В обработке давлением это привело к предложению ряда оригинальных и нетрадиционных технологий, таких как изотермическая и сверхпластичная штамповка [18, 36, 37], тиксоштамповка [18, 38], комбинированные процессы «литье+штамповка» [18, 29], деформирование порошковых заготовок [14].

Способы гидромеханического, гидростатического [39] и гидродинамического прессования [18], штамповки с приложением противодействия [39], с натяжением [18], в электромагнитном, электроимпульсном [19] или в ультразвуковом поле, а также локального пластического деформирования [14, 40–43], являющиеся эффективным

методом обработки новых малопластичных и труднодеформируемых материалов, успешно развиваются.

Для получения штампованных изделий с заданным уровнем эксплуатационных свойств используются способы штамповки с управлением качеством путем назначения оптимальной программы деформирования заготовок, снижения неравномерности и локализации деформаций [11, 26, 27], устранения разрушений и отклонений формы деталей [28, 33, 34]. Формирование свойств изделия связано с внешними кинематическими и силовыми воздействиями на заготовку и зависит от характера пластического течения и, соответственно, от преобладающей механической схемы деформации (МСД) [14, 44]. Новые возможности в интенсификации МСД и создании требуемого вида деформаций, обеспечивающих наилучшую проработку структуры, открывают процессы комбинированного воздействия: осадки со сдвигом [14], штамповки с кручением [42], некоторые нетрадиционные схемы штамповки с полезным использованием сил трения [16, 34, 44]. В этой связи весьма перспективны новые способы интенсивной деформации: знакопеременное деформирование [45] и винтовая экструзия [46], выдавливание в равноканальной матрице (процессы простого сдвига) [47, 48], позволяющие достичь качественного скачка результатов холодной пластической деформации за счет накопления в объемных заготовках больших пластических деформаций. Вследствие этого в обрабатываемых заготовках формируется ультрамелкозернистая (нано) структура и они приобретают уникальные свойства.

Увеличение габаритов и массы штампуемых деталей является одним из путей расширения возможностей ТОШ [18, 49]. Примеры точной штамповки деталей массой до 10 кг и более показывают, что ТОШ выдавливанием цельных заготовок является эффективной заменой трудоемких технологий штамповки-сборки и (или) штамповки-сварки [49]. И в этом случае успешное освоение новых возможностей связано с оптимизацией параметров деформирующего инструмента, а также с применением схем деформирования, снижающих рабочие нагрузки: локальные методы, с активным и жидкостным трением, деформирование в режиме сверхпластичности или в период кристаллизации и т.д. [18, 34, 37, 38, 44].

Анализ опубликованных источников и опыт передовых предприятий показывают, что повышение сложности формы получаемых деталей способствует резкому повышению технико-экономических показателей и конкурентоспособности новых технологий.

К деталям сложной конфигурации, которые можно получить ТОШ, относятся стаканы с профилированной наружной [49] или внутренней поверхностью [49, 50], оребренные и ступенчатые втулки, стаканы и коробки с переменной толщиной стенки [11], конические стаканы [34], гайки крепления колеса [15], обойма стартера [12], втулка заднего колеса велосипеда [11], стержни с коническими элементами [13] и др. В литературе приводятся примеры автодеталей, полученных холодной ТОШ: приводные валы, зубчатые колеса, червячные шестерни, синхронизаторы, клапанные тарелки, конические шестерни дифференциала, шлицевые валы, детали впрыскивающих насосов и автогенераторов [18, 21, 22].

Большой интерес для этого направления представляют схемы ТОШ с комбинированным нагружением вращающимся инструментом (термофрикционное выдавливание) [51], с обжимом и формообразованием резьбы [50]. Для сложных деталей разработаны способы деформирования с более благоприятными схемами деформаций, которые облегчают процесс, позволяют значительно повысить качество деталей и производительность труда: выдавливание с раздачей [52, 53], свободное (безматричное) выдавливание полых деталей [54], выдавливание из трубчатых заготовок [49, 55], выдавливание с локальным нагружением [40–44].

Интересными возможностями обладает метод валковой штамповки, в котором одновременно происходит совмещение выдавливания и локального деформирования боковой поверхности заготовки роликами. Такое комплексное нагружение очага деформации позволяет получать за счет интенсификации пластического течения сложные осесимметричные детали на одной позиции обработки [56, 57].

В приборостроении успешно реализовано выдавливание деталей типа коробок из сплавов цветных металлов. Более сложные и качественные коробки с фасонным дном, ступенчатой формы или с переменной толщиной стенки, можно получить при помощи способов, основанных на полезном действии сил контактного трения и инструмента, имеющего профилированные торцы или калибрующие пояски переменной высоты [11, 15].

Выдавливание на оправке используют при получении полых сложно-профильных деталей типа шестерен и анодов с оребренной поверхностью [49]. Для изготовления удлиненных деталей предложен оригинальный по кинематике способ выдавливания на плавающих оправках, который позволяет получить штамповкой полые детали со ступенчатым отверстием [55].

Из литературных источников видно, что перевод на ТОШ полых деталей весьма эффективно из-за большего числа формируемых поверхностей [14, 58]. Для производства полых деталей в основном

используются способы продольного выдавливания, также подвергающиеся интенсивному совершенствованию [11, 52]. В то же время, штамповка более сложных по конструкции полых деталей с профилированием боковых поверхностей, путем, например, формирования на них фланцев или утолщений, требует привлечения и элементов радиального течения. В целом, это привело к возникновению гаммы новых способов получения полых деталей типа «втулка с фланцем», которые отдельно **будут** рассмотрены ниже в подразделе 1.2.

Анализ рассмотренных публикаций со сведением их на граф целей и направлений совершенствования (см. рис.1.1.) показывает, что практически в каждой рассмотренной ситуации обоснованным и необходимым представляется применение нового способа (схемы) деформирования, способствующей решению возникшей проблемы. В большинстве случаев, такими схемами деформирования являются способы холодного выдавливания.

Отсюда можно сделать вывод, что одним из наиболее перспективных методов решения проблемы интенсификации (повышения эффективности) процессов ТОШ за счет расширения технологических возможностей этих процессов является разработка, исследование и освоение новых эффективных технологических схем **выдавливания**.

Поэтому рассмотрим подробно кинематические разновидности, особенности реализации и возможности современных способов выдавливания.

Классификацию способов выдавливания (рис. 1.1) осуществляют, как правило, на основе их разделения на два класса [11–19, 59–61]:

- а) базовые или простые основные способы;
- б) комбинированные способы, получаемые путем объединения базовых.

В зависимости от соотношения направлений движения инструмента и истечения металла заготовки выдавливание подразделяется на продольное (прямое и обратное) и поперечное (радиальное и боковое).

Особенностью технологии поперечного выдавливания является возможность регулирования деформационных силовых параметров процесса посредством изменения кинематики движения формообразующего инструмента.

На рис. 1.2 приведена классификация кинематических вариантов радиального выдавливания [59], в которую внесены изменения применительно к классу полых деталей.

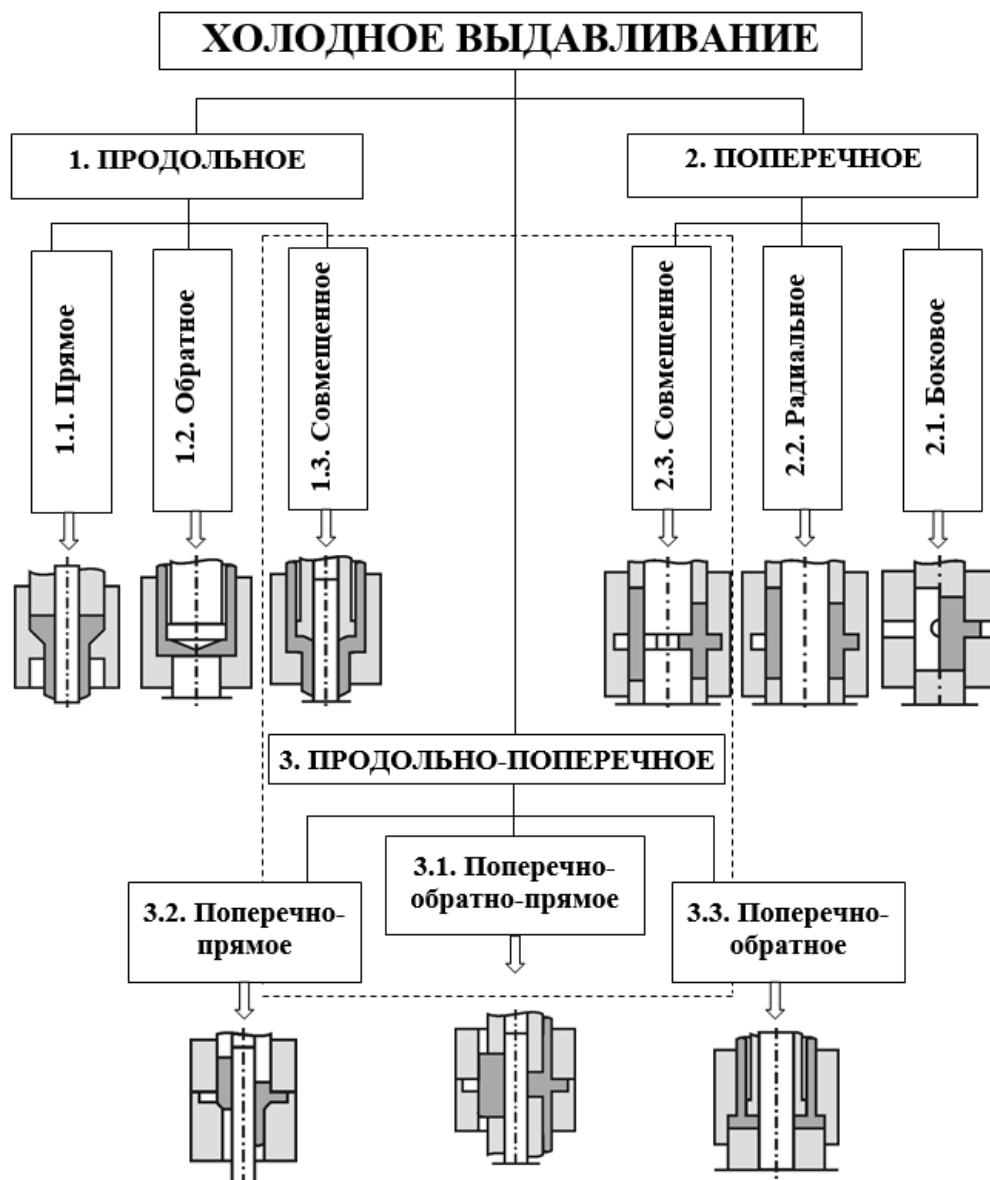


Рис. 1.1. Классификация способов выдавливания

Простейшие кинематические варианты 1 и 2 реализуются при радиальном выдавливании с односторонней подачей металла в рабочую полость неподвижной матрицы. Поперечное выдавливание с совмещенной двухсторонней подачей металла осуществляется встречным движением пуансона (схема 3) и принудительным перемещением матрицы со скоростью, меньшей примерно в 2 раза скорости движения пуансона (вариант 4) [59]. По 5-му варианту для проработки стержневой части предусмотрено ускоренное по отношению к пуансону перемещение матрицы. По 6-му варианту осуществляется выдавливание с последовательной двухсторонней подачей, обеспечивающей лучшее заполнение радиальной полости [59].

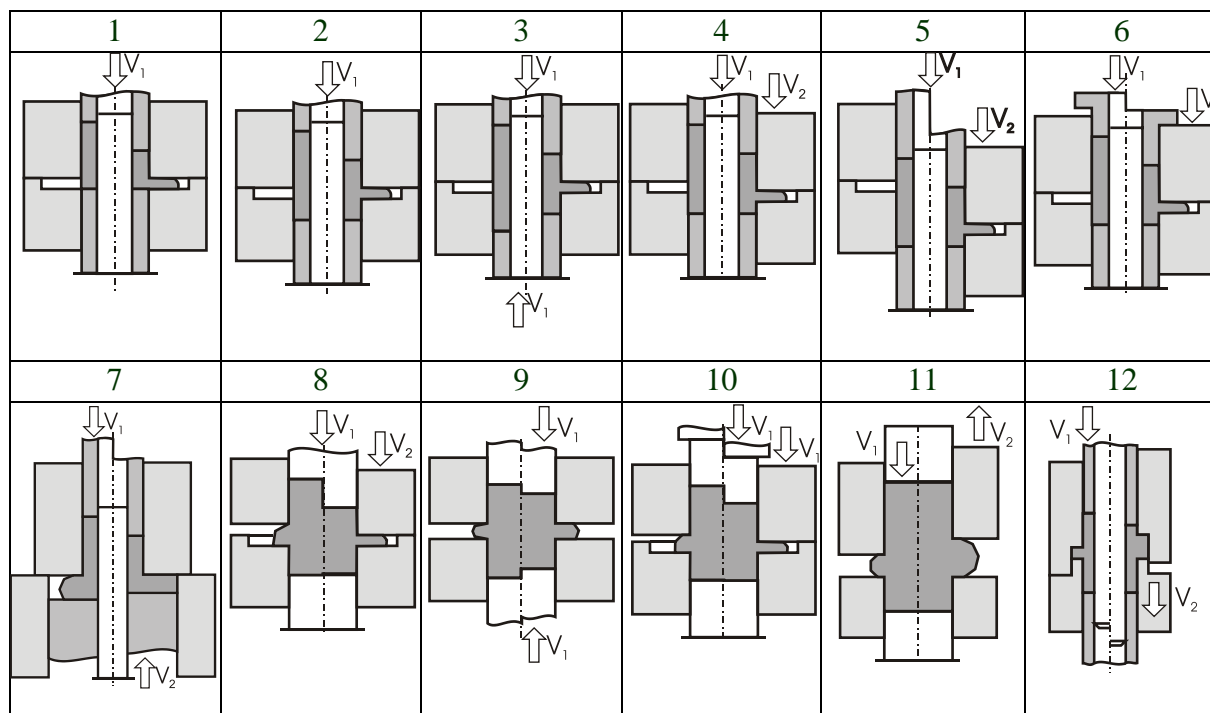


Рис.1.2. Кинематические варианты радиального выдавливания

По вариантам 7-12 предусмотрено изменение высоты приемной радиальной полости. Этим обеспечивается интенсивное формоизменение в области выдавливаемого фланца, что целесообразно для корректировки его формы. По 7-му варианту одновременно с радиальным выдавливанием выполняют высадку фланца встречным движением противоположно движению пуансона, что позволяет получить фланцы со сложным наружным контуром, например, с зубчатым профилем [62].

По кинематическому варианту 8 одновременно со сближением пуансонов сближают полуматрицы. Реверсивное управляемое перемещение полуматриц по ходу процесса выдавливания (9-й вариант) позволяет получать в матрице с плоскими торцами разнообразные детали со ступенчатыми фланцами [47]. По 10-му варианту производится последовательное двухстадийное комбинирование радиального выдавливания и высадки [14].

При изготовлении деталей с массивными фланцами эффективен вариант 11, при котором металл выдавливается в круговую полость с непрерывно увеличивающейся высотой. Для обеспечения устойчивости тонкостенной полой заготовки при выдавливании также рекомендуется постепенно увеличивать высоту приемной круговой полости (вариант 12) посредством движения одной или двух полуматриц [59].

Для характеристики путей совершенствования способов продольного и комбинированного выдавливания рассмотрим некоторые способы получения полых деталей с глухой полостью.

Работы по исследованию процессов холодного продольного выдавливания полых деталей типа стакана направлены на установление зависимостей напряженно-деформированного состояния заготовок от геометрических параметров и условий деформирования [63, 64]. Кроме этого в этих работах речь идет об установлении влияния холодной пластической деформации на напряженно-деформированное состояние инструмента, который работает в экстремальных условиях нагружения.

В работе [65] исследованы комбинированное течение металла и влияние геометрических параметров и условий трения на особенности формообразования сложнопрофилированных деталей и делают вывод о целесообразности использования комбинированных схем деформирования для оптимизации силового режима и необходимости создания специализированного оборудования для получения сложных профилированных деталей повышенного качества.

Общий вывод таких исследований заключается в необходимости снижения сил деформирования, что очень важно для обеспечения надежной работы тяжело нагруженного инструмента.

Для управления силовым режимом процессов выдавливания полых изделий типа стаканов или втулок с перемычкой и стаканов с осевым внутренним стержнем используется специальное оснащение с обеспечением дополнительной подвижности инструментов и дополнительного силового воздействия на заготовку, что позволяет эффективно снижать нужную энергию процесса [66, 67].

В классификацию способов выдавливания полых деталей типа стакана или гильз (рис.1.3), составленную по работам [12, 14, 16, 34], включен и ряд новых способов, предложенных в ходе проведенных в ДГМА исследований [34, 68–79].

При выдавливании по схемам 1-4 интенсификация деформирования достигается за счет полезного использования действия сил контактного трения или натяжения [2, 34]. Схема 3 выдавливания с реверсивным действием сил трения: вначале активное, затем (в завершающей стадии) реактивное действие, позволяет оптимизировать силовые параметры процесса и управлять формообразованием [71].

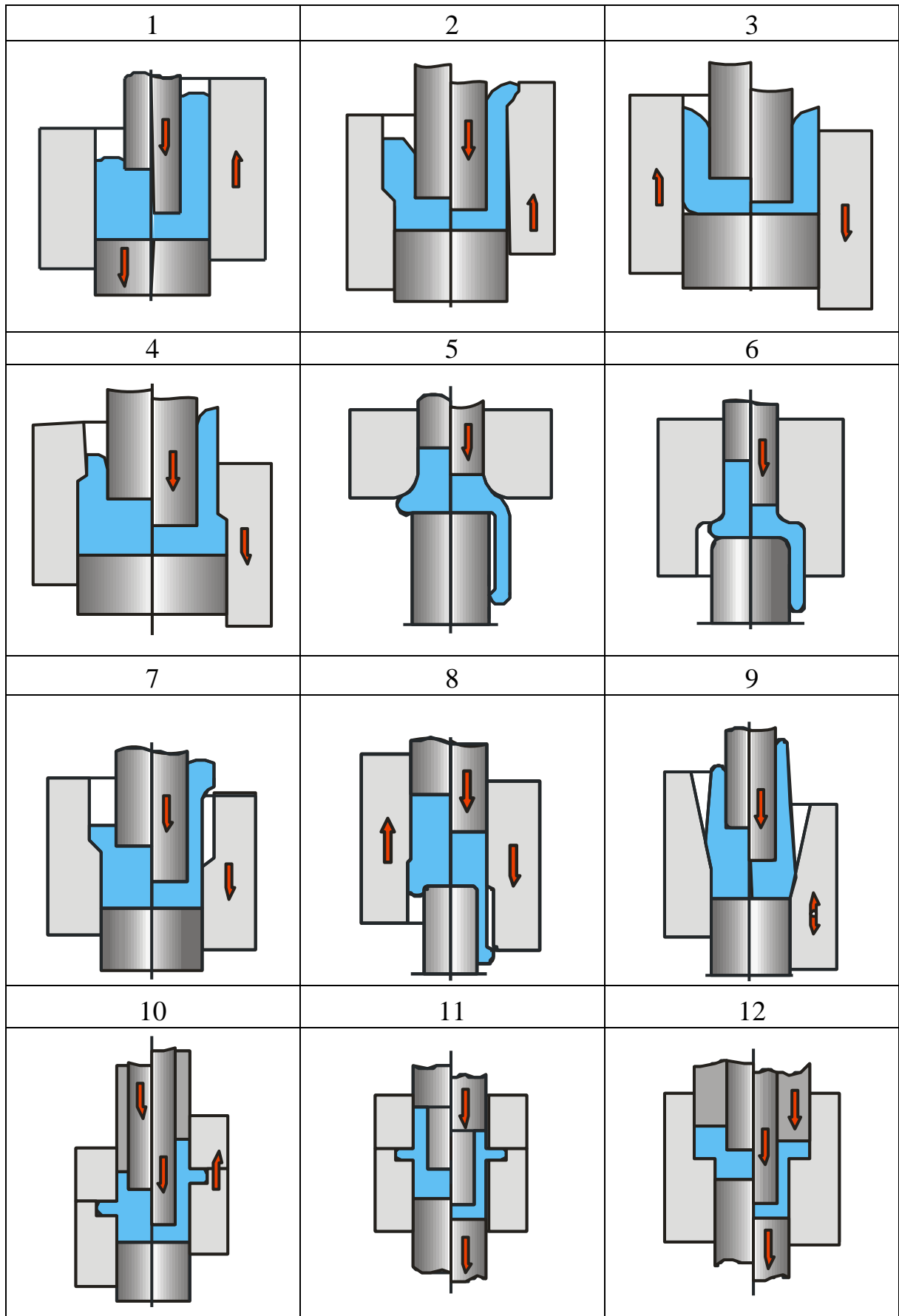


Рис. 1.3. Способы выдавливания полых деталей

Схемы выдавливания 5 и 6 с элементами радиального течения и уменьшением площади контакта инструмента с деталью характеризуются существенным снижением деформирующих усилий [2, 60, 74–79].

Изменение зазоров между полуматрицами и положения зоны разворота металла позволяет профилировать наружную поверхность полой детали [74, 77]. Значительный интерес представляют схемы 7-9 выдавливания с раздачей в профилированной матрице, позволяющие получить детали с профилированной наружной поверхностью и расширить тем самым технологические возможности процессов выдавливания [16, 52].

Способы комбинированного выдавливания, сочетающие схемы поперечного и традиционных схем продольного обратного и прямого выдавливания можно отнести к перспективным способам ТОШ, так как они позволяют получить за одну операцию детали наиболее сложных форм [15, 16, 20, 67, 77–86]. Комбинированное продольно-поперечное выдавливание из сплошной заготовки характеризуется множеством реализуемых вариантов [60, 61, 70]. Сочетание обратного и радиального выдавливания в неподвижной матрице позволяет получить стаканы с фланцем, расположенным в донной части (схема 10, слева) [60, 70, 87, 88]. Схемы так называемого поэтапного выдавливания можно охарактеризовать тем, что помимо пуансона в штампе должна быть еще одна подвижная часть, либо противополопуансон, либо матрица (см. рис. 1.3, схемы 10-12). Здесь приведена только небольшая часть из классификаций технологических схем комбинированного радиально-продольного выдавливания, изложенных в работах [60, 70].

Процессы поперечного радиального и продольно-поперечного выдавливания являются наименее изученными и потому недостаточно распространенными в производстве.

1.2. Разработка и применение процессов и оснастки для выдавливания полых деталей с фланцем

Детали с фланцами (рис. 1.4) весьма распространены в промышленности. Для их производства в машиностроении разработано и используется множество эффективных технологических процессов.

Листовая или точная объемная штамповка холодным или полугорячим выдавливанием – наиболее эффективный метод производства полых деталей со сквозным отверстием или с фланцами [89–94]. Общим недостатком методов листовой штамповки является многооперационность штамповки и нерациональный расход материала. Известны примеры

эффективной замены технологии листовой штамповки буртовых втулок холодным выдавливанием [92]. Холодное выдавливание полых полуфабрикатов и деталей также отличается значительным разнообразием возможных вариантов процесса формообразования [11–17].

Основные или традиционные способы выдавливания таких деталей предусматривают применение преимущественно способа продольного прямого или обратного выдавливания (рис. 1.5).

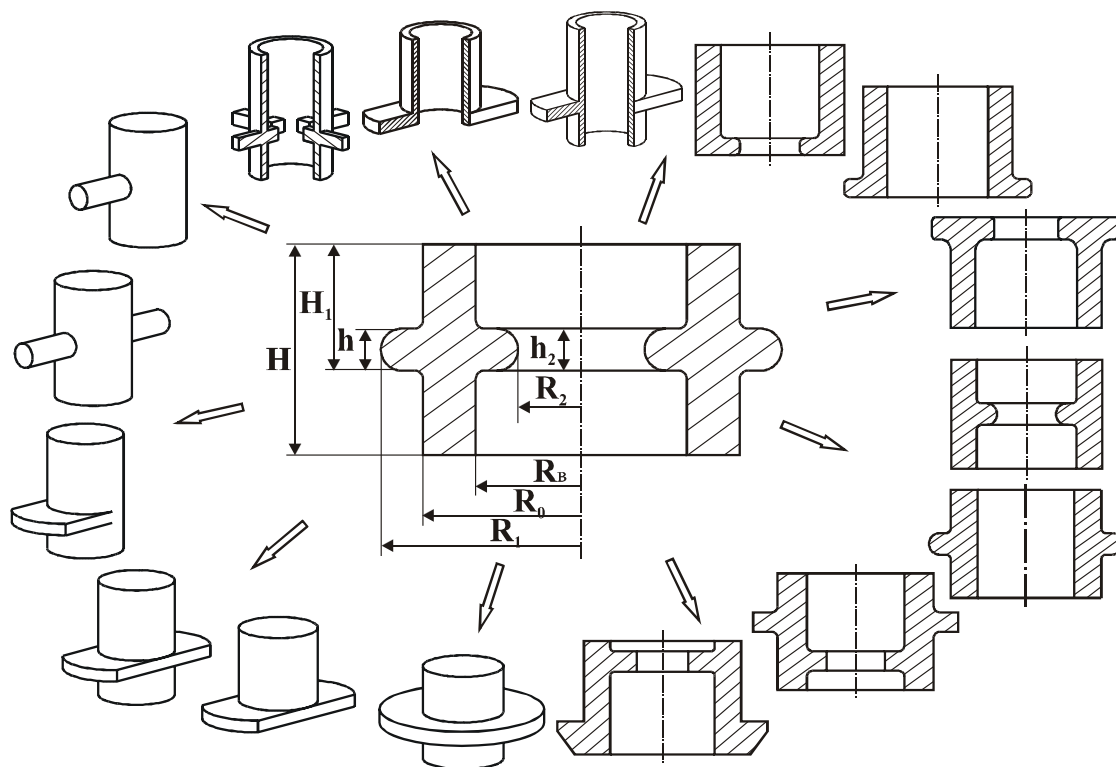


Рис. 1.4. Разновидности деталей с фланцами и утолщениями

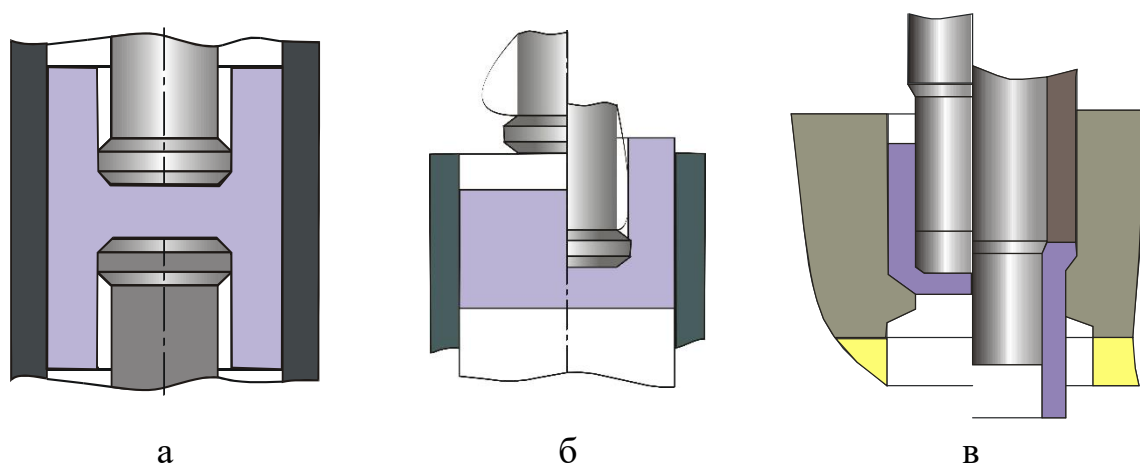


Рис. 1.5. Схемы продольного выдавливания полых деталей

Существует и развивается также большая гамма процессов поверхностной пластической деформации трубчатых деталей с профилированием наружной или внутренней боковой поверхности [14]. В большинстве случаев для этой группы процессов применяют методы локальной обработки давлением, в частности, способы продольной раскатки [14, 40]. Хорошие результаты по точности размеров и качеству поверхности достигают при помощи деформирующего протягивания и дорнования.

Ограничение технологии выдавливания состоит в трудности обеспечения существенной разницы в перепаде диаметров профилированной поверхности. Для этой цели разработаны способы холодной торцевой раскатки и близкие к ним по возможностям процессы обкатывания и сферодвижной штамповки (рис. 1.6) [14, 40].

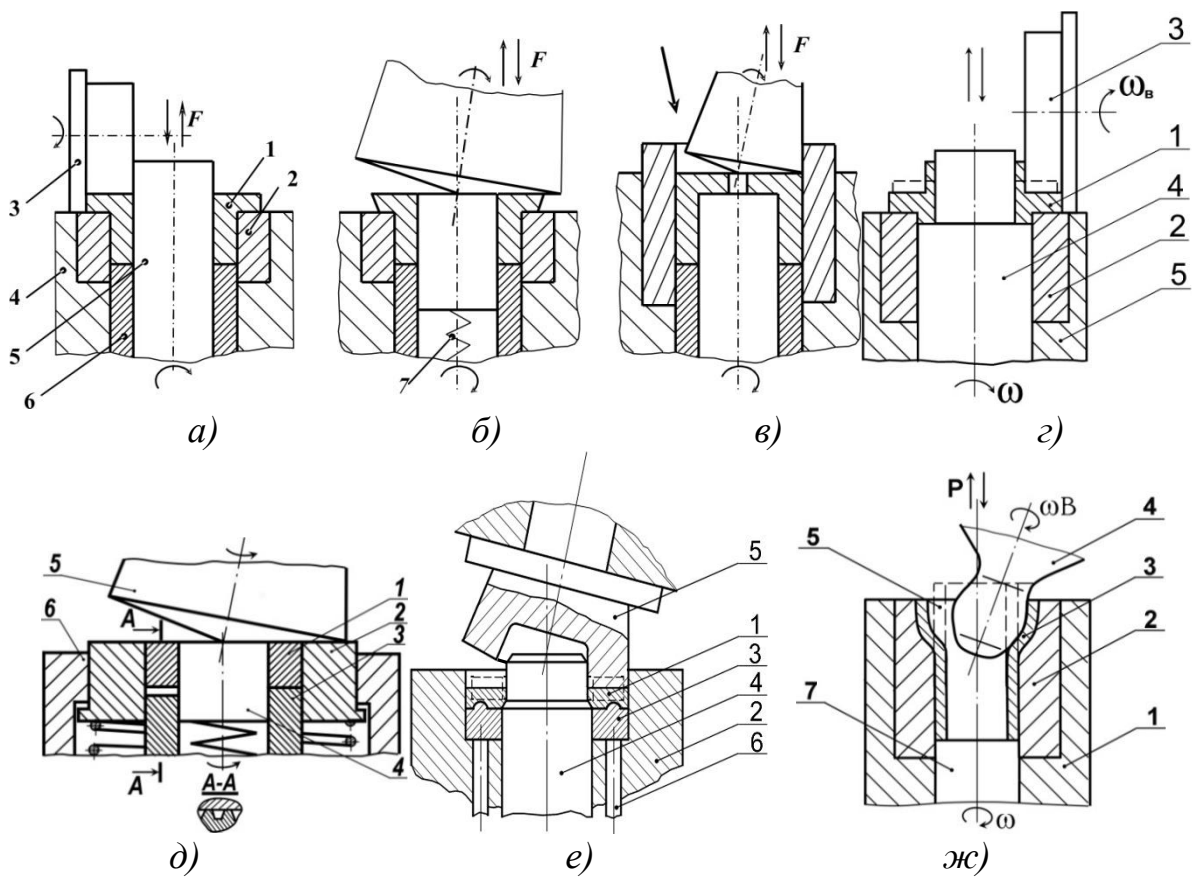


Рис. 1.6. Схемы торцевой раскатки цилиндрическим и коническим валками

Торцевой раскаткой можно выполнить такие операции по изготовлению деталей с фланцами: высадка наружного бурта (см. рис. 1.6, а и б); высадка внутреннего бурта (в); высадка и обратное выдавливание (г);

прямое выдавливание зубчатой поверхности (д); осадка-калибровка (е); раздача-калибровка (ж) [41].

Более прогрессивным малоотходным является процесс обратного выдавливания втулок коническим пуансоном, названный закрытой сквозной прошивкой. Процесс заключается в том, что пуансон с коническим торцом прошивает из нескольких заготовок верхнюю насквозь, образуя втулку со сквозным отверстием [95]. Способ сквозной прошивки, предусматривает фасонирование исходных заготовок или выполнение сквозной прошивки с обжатием в подвижной матрице [34], что способствует повышению качества втулок. Предложены также оригинальные способы комбинирования формоизменяющих и разделительных операций, позволяющие получить детали типа колец полунепрерывной штамповкой из исходных прутковых заготовок [96].

Ввиду многообразия возможных вариантов формообразования принятие приемлемого варианта выдавливания требует сопоставления максимально возможного числа альтернатив и оценку технологических режимов деформирования. Х. Кудо с соавторами систематизировали варианты многопереходного процесса получения деталей типа втулок с фланцем, основанных на применении базовых простых способов продольного обратного и прямого выдавливания [23]. В то же время, применение способов поперечного и комбинированного поперечно-продольного выдавливания должно способствовать существенному снижению числа переходов и расширению возможностей процессов точной штамповки полых деталей.

На рис. 1.7 изображены варианты изготовления полых деталей способами комбинированного продольно-поперечного выдавливания. Все варианты получения деталей предусматривают выдавливание исходных полых заготовок и, как правило профилирование боковой (наружной или внутренней) поверхности.

Наибольшей простотой отличаются схемы получения втулок путем комбинирования радиального и прямого течения при высадке фланца на полый заготовке (схемы 1). Операция высадки способствует разгонке металла и оформлению фланцев с наружным диаметром, превышающим диаметр стержневой части в 3–4 раза [15, 59].

Совмещение схем продольного (обратного и прямого) выдавливания эффективно для деформирования с пониженными деформирующими нагрузками утолщенных кольцевых заготовок на оправке (схемы 2) [11, 65].

Втулки с фланцами (утолщениями) как на наружной, так и на внутренней поверхностях можно получить совмещенным поперечным

радиальным выдавливанием (схема А3). Для расширения возможностей процесса эффективны способы поперечного выдавливания с дополнительно подвижными инструментами [97–99], способствующими управлению течением металла и формообразованием фланца, а также устранению дефектов типа утяжин (схема В3). Тут можно отметить, что интерес представляют и схемы выдавливания с полезным применением возникающих утяжин (рис. 1.8) [100]. Окончательную формовку фланцев, полученных радиальным выдавливанием, выполняют для устранения искажения грибовидности фланцев и увеличения их предельного диаметра путем сближения полуматриц и подсадки фланца [59]. Способы комбинированного радиально-обратного (продольного) выдавливания (4) занимают в ряду рассматриваемых процессов предпочтительное место в смысле возникающих низких рабочих нагрузок и поэтому могут быть рекомендованы и для материалов с повышенным сопротивлением деформированию [60, 74].

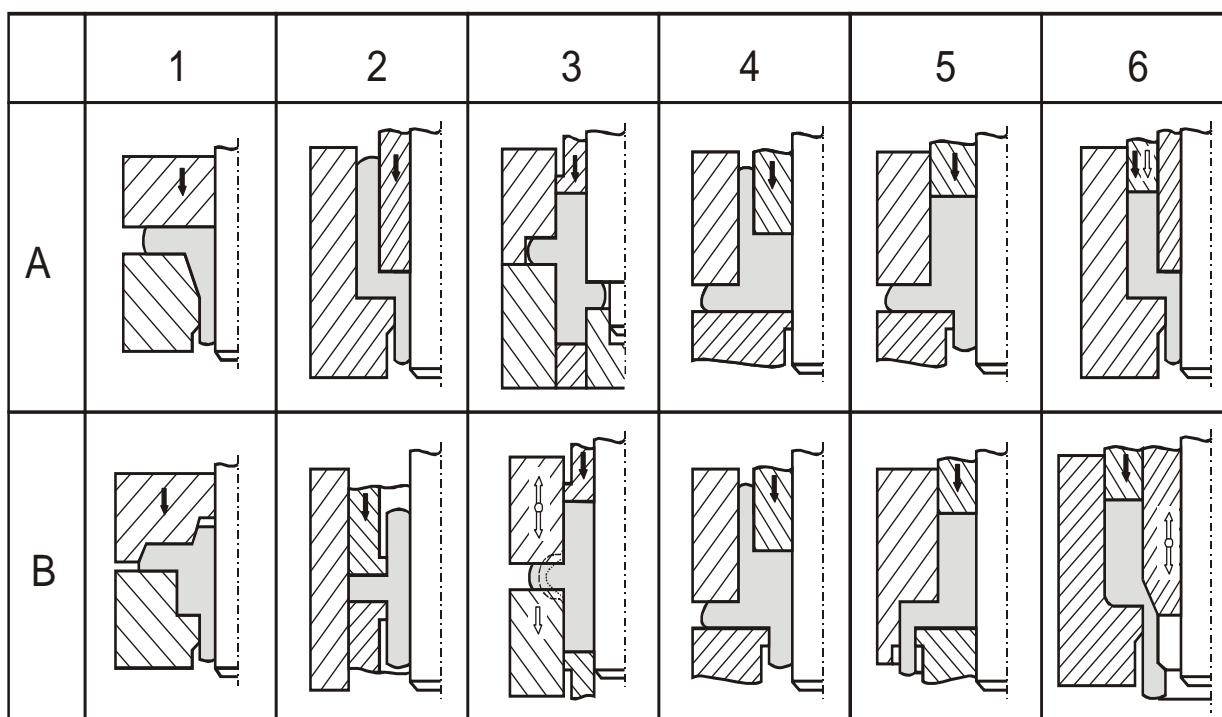


Рис. 1.7. Способы комбинированного выдавливания полых деталей

Сочетание поперечного выдавливания со способами продольного течения, как уже было отмечено, эффективно для усложнения конфигурации полых деталей и качественного формоизменения стенки полой заготовки (схемы 5 и 6). Наиболее трудной в реализации схемой может явиться способ радиально-прямого (совмещенного по времени и по

очагу деформации) выдавливания (схема А5), при котором на границах раздела течения возникают значительные сдвиговые деформации, вызывающие разделение частей заготовки [60]. Последовательное радиально-прямое выдавливание (В5, А6 и В6) эффективно для формообразования удлиненных трубчатых деталей с большим перепадом диаметром ступенчатых частей и переменной толщиной стенки [52, 53].

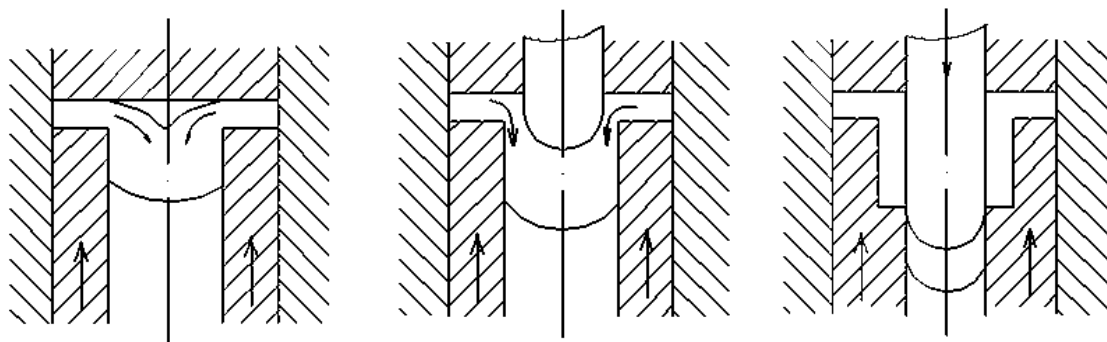


Рис. 1.8. Способы совмещенного выдавливания-прошивки втулки с фланцем

Способы комбинированного радиально-прямого выдавливания с обжатием (схемы 5 и 6) отличаются от предыдущих тем, что на этапе радиального выдавливания металл течет по направлению к центру и разворачивается в прямом направлении после столкновения с профилированной оправкой [97–99].

Аналогом схем радиально-прямого выдавливания с обжатием могут быть способы прессования профилированных труб с большим количеством утолщений [97]. Данные способы позволяют получать трубы с переменной толщиной стенки за счет использования оправки сложной формы, поэтапно возвратно-поступательно движется по ходу процесса [98, 99]. Способ получения полых деталей с переменной толщиной стенки на плавающей оправке рассмотрены также в работах А.Е. Артеса (рис. 1.9) [49]. Однако этот способ имеет недостаток в виде ограниченного количества утолщений, которые можно получать на деталях. Адаптация способов прессования труб на подвижной оправке применительно к выдавливанию полых деталей с переменной толщиной стенки интересна и актуальна. К преимуществам способов можно отнести благоприятное напряженно-деформированное состояние металла при выдавливании и большие потенциальные возможности по формоизменению и изготовлению сложно-профилированных полых деталей и заготовок.

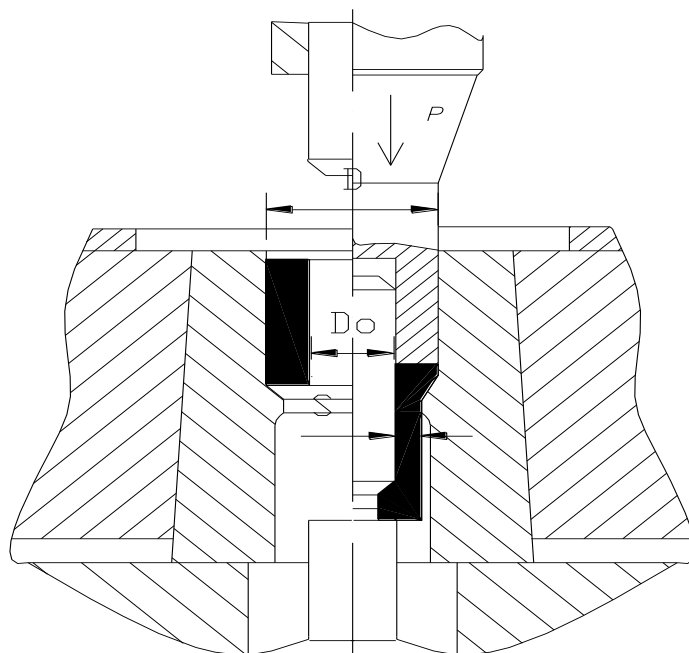


Рис. 1.9. Способ выдавливания детали с переменной толщиной стенки

Разработка и применение штампов выдавливания

Для процессов выдавливания проблема надежности работы и долговечности штампов приобретает особую остроту в связи с высокой интенсивностью и тяжелыми условиями эксплуатации инструмента. Современные подходы к обеспечению стойкости штампов включают в себя решение задач исследования и оптимизации термомеханических параметров и режимов нагружения инструмента, поиск новых решений в направлениях производства штамповых материалов, изготовления инструмента (технологии механической, химико-термической и поверхностно-упрочняющей обработки), а также улучшения условий эксплуатации инструмента [11, 70, 101–103].

Особенностью поперечного выдавливания для деталей сложной пространственной конфигурации с фланцами или отрезками) является необходимость применения оснастки, содержащей составную матрицу, выполненную из преимущественно двух частей с наличием разъема по вертикальной (продольной) или горизонтальной (поперечной) плоскости. Большими технологическими возможностями обладают штампы с поперечным разъемом матриц [101, 103]. Смыкание и зажим матриц в процессе выдавливания обеспечивается с помощью разнообразных гидравлических и пневматических подушек, буферных и пружинных пакетов, рычажных, клиновых и клино-рычажных механизмов.

Основные ограничения в использовании штампов с разъемными матрицами связаны с трудностью одновременного обеспечения надежного

зажима при выдавливании и быстрого и легкого раскрытия матрицы при возвратном ходе прессы. Передача усилия зажима матрицы на ползун прессы вызывает значительное (в 1,5–2 раза) увеличение энергозатрат, требуемых для пластического деформирования [101, 103].

Примеры внедрения штампов с разъемными матрицами свидетельствуют об их перспективности и конкурентоспособности. Благодаря интенсификации формоизменения, и уменьшению числа штамповочных переходов, применение штампов с разъемной матрицей оказывается выгодным даже для осесимметричных поковок несложной формы [18, 101].

Штампы с разъемными матрицами содержат те же основные функциональные части, что и обычные штампы для продольного выдавливания. Главное отличие состоит в том, что штампы с разъемными матрицами снабжены узлами запираения, предназначенными для исполнения новой функции зажима полуматриц, образующих при смыкании рабочую полость. Функциональный анализ штампов и узлов зажима показывает возможность генерирования множества вариантов их конструктивного исполнения. Прежде всего, возникает необходимость в реализации множества кинематических вариантов поперечного и комбинированного выдавливания в штампах с разъемными и подвижными матрицами. Значительным разнообразием отличаются также конструкции узлов запираения (зажима) разъемной матрицы [103].

Наиболее проработаны и распространены в промышленности штампы с запирающими узлами, выполненными в виде упругого элемента или буферного устройства, размещенного в пространстве штампа (рис. 1.10, а) [103] или вынесенного под стол прессы. Применение пакетов пружин в качестве буферов приводит к линейному и избыточному росту усилия запираения Q по ходу процесса (кривая 2 на рис. 1.10, д). Зажим полуматриц с постоянным усилием (кривая 3) возможен при использовании пневмо- или гидроцилиндров. С точки зрения снижения энергозатрат более предпочтительны схемы с механическими запирающими элементами (рис. 1.10, в, г) [103], способствующие замыканию сил раскрытия матрицы в штамповом блоке без их передачи на ползун прессы. Узлы запираения могут быть выполнены при этом в виде скоб (защелок), поворотных кулачков или втулок, байонетных механизмов и т.д. Обзор подходов к проектированию штампов с разъемными матрицами дан в работе [103], а некоторые конструкции штампов пояснены на схемах, приведенных в табл. 1.1.

Использование приема перемещения полуматриц для регулирования объема приемной полости и предотвращения тем самым потери устойчивости тонкостенной заготовки привело к разработке множества устройств для выдавливания и высадки фланцев или утолщений на трубчатой заготовке. В работах [104, 105] разработаны устройства с подвижными полуматрицами для выдавливания фланцев на трубчатых заготовках. На рис. 1.11 приведены некоторые конструкции таких устройств, в которых перемещение полуматриц осуществляется при помощи узлов механического (столбец 1) и гидравлического типа (столбец 2). В них подвижная полуматрица перемещается вдоль образующей трубы и освобождает необходимый объем полости матрицы для заполнения его деформируемым металлом до тех пор, пока весь металл деформируемой части заготовки не переместится в зону утолщения.

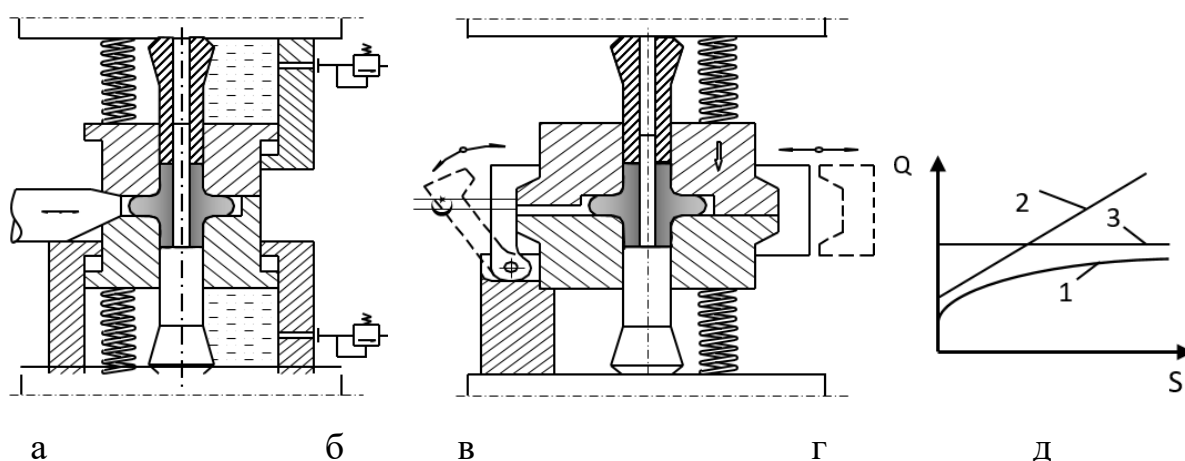
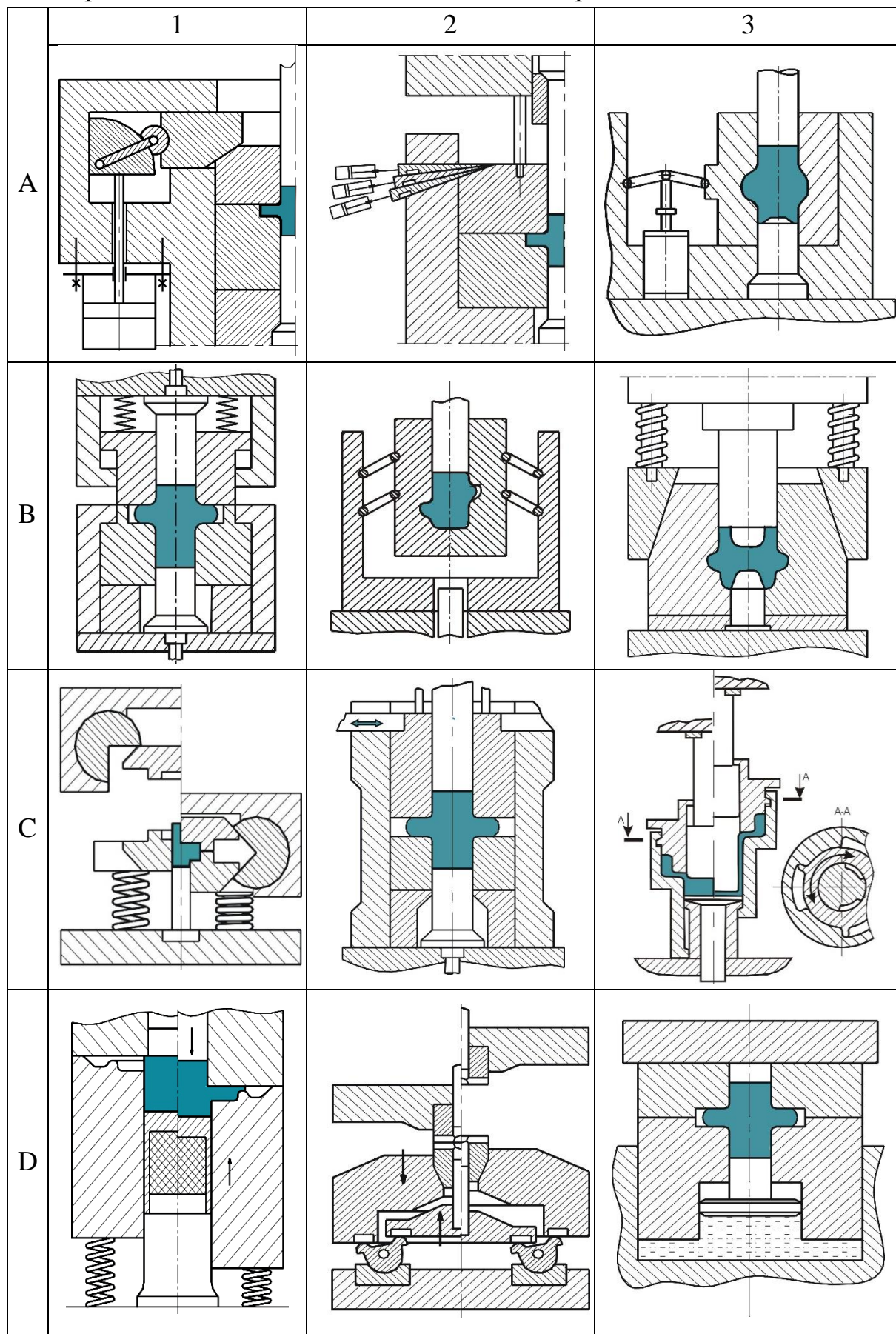


Рис. 1.10. Схемы штампов с запирающими элементами

Перемещение полуматриц может быть осуществлено за счет взаимодействия клиньев (схемы А1, В1) [104, 105], при помощи рычажных механизмов (Б1) [59], а также за счет гидравлического привода (схемы А2, Б2) [104]. При этом скорость перемещения полуматриц может быть регулируемой и определяется соотношением углов клиньев, плеч рычагов и площадей полостей гидроцилиндров.

Оригинальное устройство для деформирования в подвижных полуматрицах (В2) основано на полезном использовании дефекта типа утяжины, который появляется при раздвинутых полуматрицах, т.е. при значительной высоте приемной радиальной полости. Последующее сближение полуматриц позволяет получить втулки с объемными фланцами [106].

Принципиальные схемы штампов для поперечного выдавливания



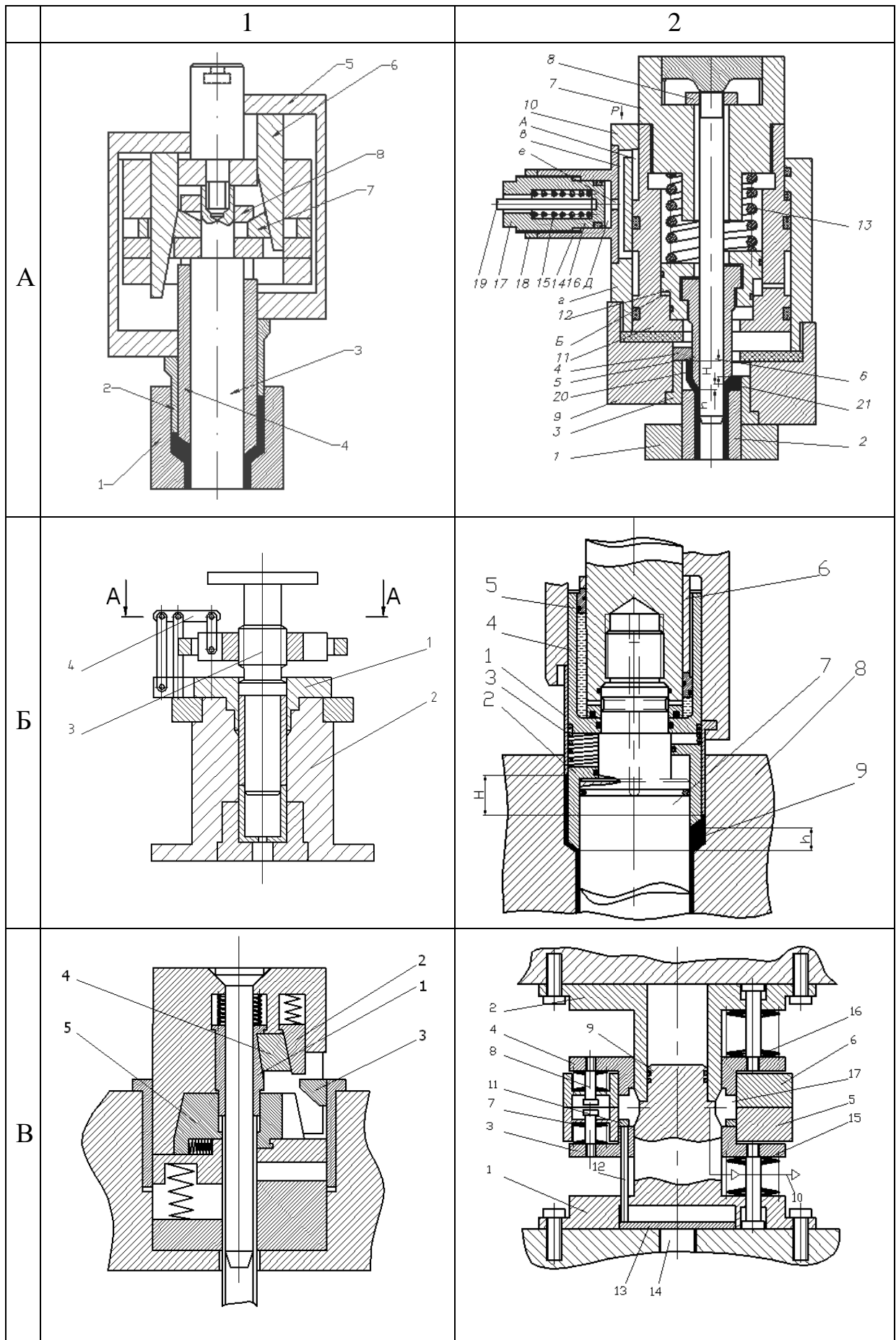


Рис. 1.11. Конструкции штампов с подвижными полуматрицами

Конструкции специализированных прессов двойного действия позволяют значительно упростить используемую технологическую оснастку, а примеры промышленного освоения показывают на их достаточно высокую эффективность [107]. Для производства поковок со сложной наружной поверхностью из сплавов цветных металлов эффективны многоплунжерные прессы [18]. Перспективными являются прессы двойного действия [18], в том числе разработанные на базе прессы для выдавливания полостей [108], а также специализированные прессы для выдавливания в режиме активного трения [109]. Исследование закономерностей изменения силовых и кинематических параметров процессов выдавливания и накопление данных по технологическим режимам являются необходимыми условиями для составления технологических требований и разработки принципиально новых конструктивных схем прессов [9, 10, 84]. Применительно к новым технологическим схемам поперечного и комбинированного продольно-поперечного выдавливания необходима разработка технологического оборудования, позволяющего реализовать различные кинематические режимы выдавливания, осуществлять раздельное перемещение матриц, пуансонов и их частей.

Оригинальные схемы штампов и установок для точной штамповки холодным выдавливанием деталей с фланцем запатентованы в Германии, России, Японии [18, 70, 103, 110]. Интеллектуальные машины в виде управляющих обрабатывающих центров могут найти применение, как в массовом, так и в серийном и мелкосерийном производствах [107].

1.3. Моделирование процессов выдавливания

В настоящее время теория пластичности располагает рядом методов для определения силовых и деформационных параметров процессов деформирования [1–16]. К их числу относятся такие методы, как энергетический, метод верхней оценки, метод полей линий скольжения, метод конечных элементов (МКЭ), а также экспериментально-аналитические методы.

Из традиционных теоретических методов для исследования выдавливания наибольшее распространение получили энергетический метод баланса мощностей [1–4], а также метод верхней оценки (МВО) [1, 4, 8], являющийся по сути развитием энергетического метода для задач плоского деформированного состояния.

Наиболее изученным процессом можно считать продольное выдавливание, причем интерес к способам прямого и обратного выдавливания не снижается и в последние годы. Оработаны как теоретические аспекты, так и практические рекомендации применительно к расчетам технологических режимов. Следует отметить работы А.М. Дмитриева и А.Л. Воронцова [16, 52], а также работы по анализу новых схем деформирования [111–123]. Методами теоретического анализа успешно решены задачи учета упрочнения, расчета накопленной деформации, прогнозирования свойств и неравномерности деформаций и др.

Влияние степени и скорости деформации на упрочнение учитывается эмпирическими формулами или установлением средней степени деформации по объему пластической зоны [12–14].

Повышению оперативности энергетического метода, снижению трудоемкости вычислений технологических режимов по сопоставляемым схемам или этапам деформирования может служить используемый в ДГМА модульный подход, основанный на подборе и использовании унифицированных кинематических модулей (блоков) (табл. 1.2), предназначенных для описания различных преобладающих схем деформаций в пластических зонах [113, 122].

Используя энергетический метод, выполнены расчеты деформаций, температур и продемонстрирована возможность оценки условий нарушения сплошности и отклонения формы штампуемых изделий [113, 118–122].

Процессы поперечного и комбинированного продольно-поперечного выдавливания следует отнести к менее изученным и потому недостаточно распространенным в производстве. Первые работы по исследованию напряженного состояния при боковом выдавливании были выполнены при помощи метода линий скольжения А. Грином, У. Джонсоном [4] и Л.А. Шофманом [5]. Е.М. Макушок с соавторами предложил решение задачи бокового выдавливания, найденное для полей линий скольжения, начинающихся с дуг равного радиуса [10].

Задачи выдавливания цилиндрических и конических утолщений рассмотрены в работах, выполненных в МГТУ им. Н.Э. Баумана [2] и ЭНИКМАШе [91].

Моделированию процесса радиального выдавливания фланцев посвящено сравнительно небольшое число работ, выполненных с использованием таких методов, как энергетические методы баланса мощностей [1, 111, 112] и верхней оценки [8, 114, 120], а также метод решения уравнений функций тока, позволивший выявить вихревой характер течения металла [2].

Кинематические модули

Модули осесимметричного деформирования		
№	Схема модуля	Кинематически возможное поле скоростей
1		$V_z = -\frac{V_{ex}}{h} z;$ $V_r = +\frac{V_{ex}}{2h} r;$
2		$V_z = 0;$ $V_r = \frac{V_{ex} R_0}{r};$
3		$V_z = 0;$ $V_r = -\frac{V_{ex} R}{r};$
4		$V_z = -\frac{V_{вых}}{h} z;$ $V_r = -\frac{V_{ex} R_m}{r} \frac{r^2 - R_0^2}{R_m^2 - R_0^2};$

5		$V_z = \frac{V_{\text{вблх}}^{\uparrow} / V_{\text{ex}}^{\uparrow}}{h} (z - z_1) + V_{\text{ex}}^{\uparrow};$ $V_r = + \frac{V_{\text{вблх}}^{\uparrow} / V_{\text{ex}}^{\uparrow}}{2hr} (r^2 - R_1^2) + \frac{V_{\text{ex}}^{\rightarrow} R_1}{r}$
6		$V_z = - \frac{V_{\text{ex}}^{\uparrow}}{h} z + V_{\text{ex}}^{\rightarrow} \frac{R_1}{r} \text{tg} \theta +$ $+ \frac{V_{\text{ex}}^{\uparrow}}{2h} \left(3r - 2R_1 - \frac{R_1^2}{r} \right) \text{tg} \theta;$ $V_r = \frac{V_{\text{ex}}^{\uparrow}}{2h} \left(\frac{r^2 - R_1^2}{r} \right) + V_{\text{ex}}^{\rightarrow} \frac{R_1}{r}$

Модули плоского деформирования

№	Схема блока	Наименование воздействия	Кинематически возможное поле скоростей	Примечание
Блок осадки полосы				
7		a	$\bar{p} = 1 + \frac{\mu_1}{4} \left(\frac{2L}{h} - \frac{h}{2L} \right) + \frac{\mu_2}{4} \left(\frac{2L}{h} - \frac{h}{2L} \right)$	$\frac{h}{L} \leq 0.6$
Блок редуцирования				
8		a b d	$\bar{p} = \frac{1 + \lambda^2 + 2\mu(1 - \lambda) - 2\lambda \cos 2\alpha - \lambda(1 - \lambda) \sin 2\lambda}{\lambda(1 - \cos 2\alpha + \sin 2\alpha)}$ $\lambda = \frac{h}{H};$ $\bar{p}_b = \bar{p} / (1 - \lambda);$ $\bar{p} = \bar{p}_b - 2\mu / \sin 2\alpha$	
Блок осадки клина				
9		d-1 b-1	$\bar{p} = \frac{\ln H/h}{\ln(1 + 2\text{tg} \alpha)} \bar{p}_{(b1a)} + \mu(1 - \lambda + \frac{L}{H}) \frac{H}{H - h}$ $\bar{p} = \bar{p}_{(d-1)} - \frac{\mu}{\sin \alpha}$	

В табл. 1.3 по итогам информационного поиска [25, 121–126] приведены некоторые примеры применения классических методов теории ОМД и полученные результаты в виде расчетных формул. Среди первых исследований радиального выдавливания фланцев можно выделить работу Р.М. Когана [121], который рассматривал процесс, как обратный способу прямого выдавливания. Это не позволило учесть в расчете давлений деформирования влияние таких важных технологических параметров, как толщина фланца и радиус кромки. Решение Г.В. Виккерса [125] имеет такой же недостаток, так как не описывает влияния относительной толщины фланца.

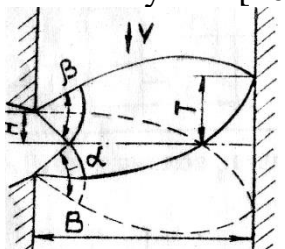
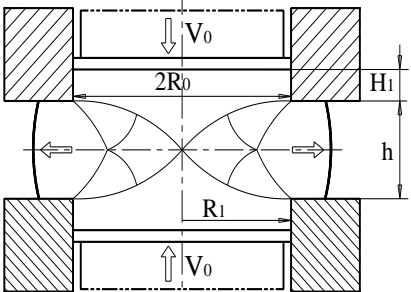
Переходя к рассмотрению задач деформации осесимметричного тела, Л.А. Шофман [53] принимает допущение, что результаты анализа плоской деформации остаются приближенно справедливыми, если в соответствующих уравнениях заменить значения вытяжки, которые вытекают из отношения площадей исходной заготовки и выходного отверстия.

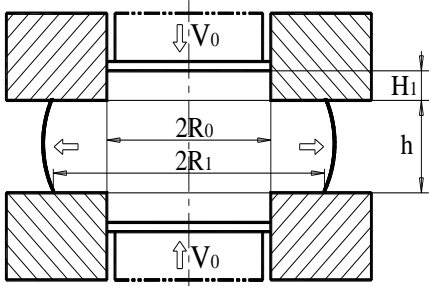
Решения Е.М. Макушка (для задач доштамповки и выдавливания) [10] и Н.М. Золотухина с соавторами [111] дают близкие значения приведенных давлений \bar{p} при значениях относительной толщины фланца $h/R_0 = 0,25$. Значительно меньшие расчетные величины \bar{p} получаются по формуле Л.А. Шофмана для плоской и осесимметричной деформации [5]. Характер изменения удельных усилий с уменьшением толщины фланца одинаковый для большинства зависимостей, но решение Л.Д. Оленина [15, 20] (формула 5) при значениях $h/R_0 > 0,6$ показывает значительно завышенные (в 3–4 раза) расчетные данные давления выдавливания p .

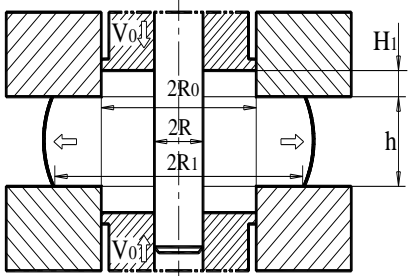
Известны также решения и других авторов [23, 113, 125] для радиального выдавливания утолщений. Их особенность в том, что рассматриваются случаи упрощенного симметричного радиального выдавливания с двусторонней подачей металла в очаг деформации. Соответственно, расчетная схема основана на допущении о симметричной форме очага деформации относительно координатных осей, в силу чего решение получается менее трудоемким. В то же время из работы А.Г. Овчинникова [2] известно, что более распространенная и реализуемая в штампах схема с односторонней подачей металла требует значительно больших (на 30–35%) сил деформирования. Это является достаточным основанием для решения задач нахождения силовых параметров деформирования для схем деформирования – радиального выдавливания с односторонней подачей. Важно также следование экспериментально наблюдаемой картине течения и форме очага деформации при решении задач анализа деформационных процессов и формоизменения.

Таблица 1.3

Расчетные формулы для определения относительного удельного усилия поперечного выдавливания

№ п/п	Автор, источник и расчетная схема процесса	Формулы	Метод решения и основные допущения	Примечания
1	2	3	4	5
1	Е. М. Макушок [10] 	$\frac{P}{2k} = \frac{1}{2} - \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot \frac{H}{B} \cdot \sin\left(\frac{\pi}{4} - \alpha\right) +$ $\sqrt{2} \cdot \frac{H}{B} \cdot \alpha \cdot \cos\left(\frac{\pi}{4} + \alpha\right) + \frac{H}{B} \cdot F_y \cdot (\alpha + \beta)$	Метод линий скольжения. Плоская деформация	Значения F_y определяют по вспомога- тельным таблицам
2	Л. А. Шофман [5] 	$\frac{P}{\sigma_s} = 1.22 \left(\ln \frac{2R_0}{h} + \frac{h}{2R_0} - 0.18 \right)$	Метод линий скольжения. Плоская деформация Условие максимального трения	Двухсто- роннее деформи- рование
3	Р.М. Коган [124]	$\frac{P}{\sigma_s} = 1 + 1,5m \ln \left(\frac{R_1}{R_0} \right)^2$	Использование решения для прямого выдавливания на основании аналогии между процессами и вывода о сходимости деформаций с противоположным знаком	

1	2	3	4	5
4	Г.В. Виккерс и др. [125]	$\bar{p} = \frac{2H_0}{3S(G-1)} \left[G^3 \left(\ln G - \frac{1}{3} \right) + \frac{1}{3} \right],$ $G = \sqrt{\frac{9}{4} + 3 \frac{S}{H_0}} - \frac{1}{2}$	Энергетический метод. Принято условие отсутствия контактного трения	
5	Л.Д. Оленин [15]	$\frac{P}{\sigma_s} = 1 + \left(\frac{D_0}{h} + \ln \left 1 + \frac{S}{h} \right \right) e^{4\mu \frac{H_1}{D_0}}$	Совместное решение уравнений равновесия с приближенным условием пластичности	
6	<p>Н. М. Золотухин [111]</p> 	$\frac{P}{\sigma_s} = 1 + \frac{1}{\sqrt{3}} \left[\frac{2}{3} \cdot \frac{R_0}{h} + \frac{h}{R_0} + 2 \ln \frac{R_1}{R_0} \right] + \frac{4}{\sqrt{3}} \cdot \mu \cdot \frac{H_1}{R_0}$	Энергетический метод. Очаг деформации установлен по экспериментальным данным.	Формула пригодна при значениях $\frac{R_1}{R_0} \leq 1.65$

1	2	3	4	5
7	<p>Н. М. Золотухин [111]</p> 	$\frac{P}{\sigma_s} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[\frac{k^2}{1-k^2} \left(\sqrt{\frac{3}{k^4} + 1} - \frac{\ln k^2 + \sqrt{3+k^4}}{3} - 2 \right) + \frac{k^2}{1-k^2} \left(\frac{1}{3k^2} + \frac{2}{3}k - 1 \right) \frac{R_0}{h} + \frac{1}{1-k^2} \frac{h}{R_0} + 2 \ln \frac{R_1}{R_0} \right] + \frac{2}{\sqrt{3}} \mu \left[\frac{2}{1-k^2} \frac{H_1}{R_0} + \frac{k}{1-k^2} \frac{h}{R_0} + \frac{2k}{1-k^2} \frac{H_2}{R_0} \right]$ $k = R/R_0$	<p>Энергетический метод. Очаг деформации установлен по экспериментальным данным. Полая заготовка</p>	<p>Формула пригодна при значениях $\frac{R_1}{R_0} \leq 1.65$</p>
8	<p>А.М. Дмитриев, А.Л. Воронцов [52]</p>	$p = \beta \left[\frac{1 + \ln R + \frac{r^2}{3\beta^2} \left(1 + \frac{2 \ln r}{1-r^2} \right) + (0,5 + \mu_2)(1 + 3r^4 - r^2 - 4r^4 \ln r)}{4h(1-r^2)^2} \right]$	<p>Метод линий скольжения. Условие отсутствия контактного трения</p>	
9	<p>П. Д. Чудаков и др. [17]</p>	$\frac{P}{\sigma_s} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[\frac{3.75 - \sqrt{4-C^2} + \frac{R_1 \sqrt{4+C^2-2R_0}}{R-R_0} - \ln \frac{R_1}{R_0}}{\frac{2R_0^2 + 6h^2 + 3R_0 C^2}{6R_0 h} + \frac{(R_1 + R_0)^2 C(1+C^2) - (R_1 - R_0) C h}{h[R_1 - R_0] C}} \right] + \frac{2}{\sqrt{3}} \mu \left[\frac{2H}{R_0} + \frac{R_0}{3h} + \frac{R_1 - R_0}{h - (R_1 - R_0) C} + \frac{R_1 - R_0}{h \sin^2 \alpha} \right]$ $C = \operatorname{ctg} \alpha$	<p>Энергетический метод. Форма очага деформации принята, исходя из кинематической возможной формы течения металла</p>	
10	<p>И.Я. Тарновский и др. [17]</p>	$\bar{p} = 1 + 0,25 \frac{2R_0}{h} - 0,019 \left(\frac{2R_0}{h} \right)^{1,5}$	<p>Энергетический метод баланса работ</p>	

1	2	3	4	5
11	С.С. Соловцов[15]	$P=1,1 \left[\left(1 + \frac{4\mu}{\pi} \right) \ln \frac{l}{2} + 2\mu \left(\frac{d-d_0}{2l} - 1 \right) + \frac{1}{2} \left(\frac{d_0}{l} + \frac{4l}{3d_0} \right) + \ln \frac{d-d_0}{2l} + 2\mu \frac{(H-l)}{1,1d_0} + 1 \right]$	Метод баланса работ	
12	Л.А. Шофман [26]	$\bar{p} = 1,2 \ln \frac{2R_0}{h} - 1,0$	Метод скольжения линий	Осесимметричная задача
13	Е.М. Макушок [5]	$\bar{p} = 1,15 \frac{h}{2R_0} + 1,19 \ln \frac{2R_0}{h}$	Метод верхней оценки	
14	А.И. Подгаецкий [17]	$\bar{p} = \sqrt{\frac{2R_0}{h}}$	Метод скольжения линий	
15	Э. Зибель [1]	$\bar{p} = 1 + 0,25 \frac{2R_0}{h}$	Энергетический метод	

В работах Д.П. Кузнецова и других авторов [90, 126] приведены численные и экспериментальные результаты по сопоставлению силовых режимов и формоизменения при штамповке высадкой и радиальным выдавливанием внутренних и наружных фланцев.

Следует отметить, что рекомендации для расчета энергосиловых параметров холодного поперечного выдавливания полых деталей типа втулок с фланцами, особенно с внутренними, крайне ограничены.

В последние годы к изучению процессов поперечного выдавливания также привлечено внимание довольно широкого круга специалистов как в странах содружества, так и за рубежом. Экспериментальное изучение силового режима процессов поперечного выдавливания позволило оценить особенности изменения усилий деформирования по ходу протекания процесса и установить наличие характерных участков интенсивного роста усилий в начальной и заключительной (несвободной) стадиях выдавливания [2, 16, 90, 127]. Сведения о плавном возрастании усилий выдавливания на промежуточной установившейся стадии [2] в некоторых работах [15, 125] опровергаются. На рост усилий выдавливания при уменьшении толщины выдавливаемого фланца указывают различные исследователи [1, 91]. Это связано с увеличением степени деформации. При боковом выдавливании уменьшение числа отростков и их диаметра также сопровождается увеличением нагрузок на пуансон [2].

Теоретический анализ процессов течения с несколькими степенями течения, то есть комбинированного выдавливания в нескольких направлениях представляет трудность ввиду сложности определения направления преимущественного течения металла. Для таких процессов предложено различать три разновидности схем очага деформации (ОД) – объединенный ОД, разъединенный ОД и присоединенный ОД (рис. 1.12) [61]. Установление положения границы раздела течения металла и скорости вытекания металла в одном из направлений или скорости перемещения промежуточной жесткой зоны позволяют прогнозировать силовой режим и формообразование детали.

Изучение полей напряженно-деформированного состояния (НДС) при радиальном выдавливании показало значительную неравномерность деформации и упрочнения металла в пластической зоне [91, 126].

Для поперечного выдавливания характерны отклонения форм выдавливаемых фланцев [59, 91] и появление зажимов на поверхности отверстия полый заготовки. Общеизвестным и характерным дефектом для радиального выдавливания и высадки является отклонение формы в виде утяжин, которые образуются в зоне формирования фланца [119–120].

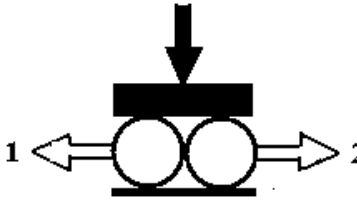
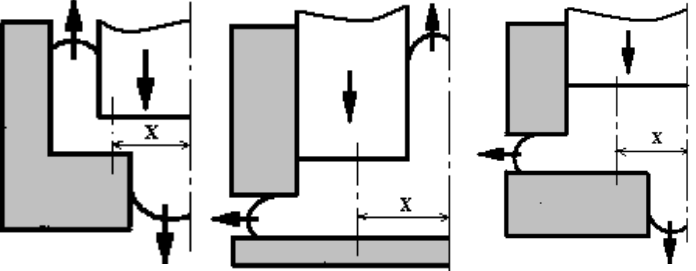
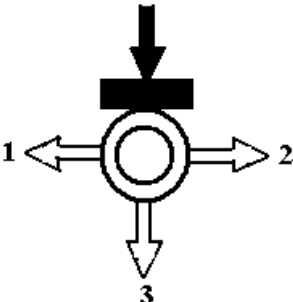
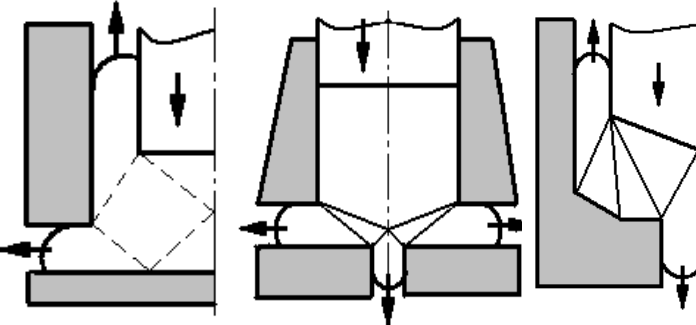
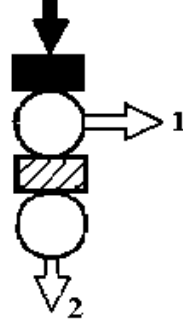
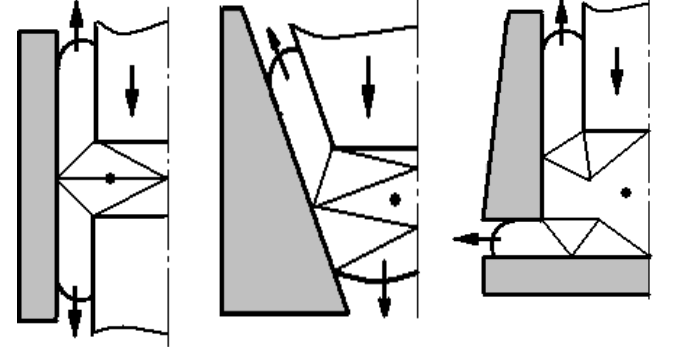
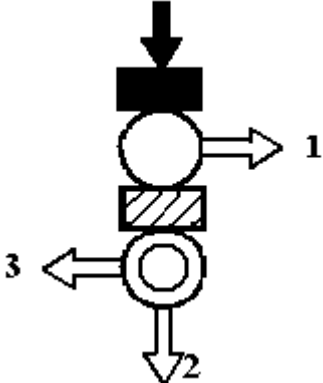
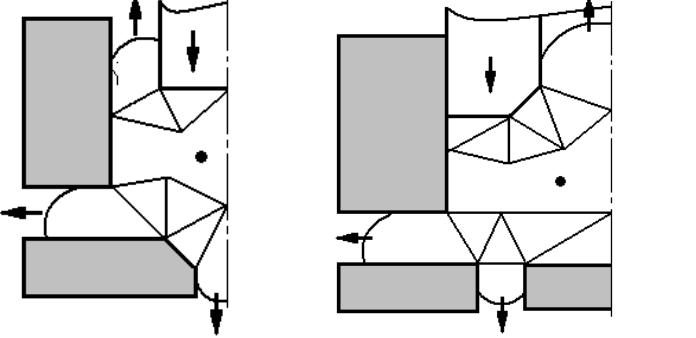
№	Условная схема	Схема выдавливания
1		
2		
3		
4		

Рис. 1.12. Разновидности очагов пластической деформации и расчетных схем при комбинированном выдавливании

Для получения информации о напряжённо-деформированном состоянии (НДС) материала заготовки могут быть использованы методы математического моделирования [127–131], экспериментального исследования [2, 126, 132–134], а также их комбинация.

Альтернативой экспериментальному исследованию и теоретическому анализу является использование имитационного моделирования процессов объёмной штамповки с помощью метода конечных элементов (МКЭ) [2, 135–137]. В основу МКЭ положено разбиение сплошной среды (в частности объёма деформируемого тела) на множество простых геометрических элементов. Метод конечных элементов (МКЭ) в настоящее время является наиболее распространённым численным методом решения технологических задач. Известны успешные примеры применения метода в самых различных технических и технологических приложениях, в том числе при анализе процессов обработки давлением [96, 136]. Корректная модель в МКЭ максимально приближена к реальному физическому процессу и позволяет учитывать весьма тонкие физические эффекты (рис. 1.13 и 1.14) [136].

В настоящее время существует достаточно много специализированных и общеинженерных пакетов (программных комплексов) конечно-элементного анализа. Для моделирования и исследования процессов объёмной штамповки в комбинации с другими видами физического анализа (тепловой, динамический и т.д.) целесообразно использовать «тяжёлые» общеинженерные конечно-элементные пакеты (Q-Form, ANSYS, LS-DYNA) [135–137].

Однако широкое использование МКЭ в обработке давлением наталкивается на ряд проблем, одной из которых является устойчивость и точность решений [137]. Поэтому, основной сложностью при применении пакетов, использующих МКЭ – анализ, является постановка задачи, адекватной физической природе и условиям протекания (факторы температуры, скорости, трения, упрочнения и т.п.) исследуемого процесса. Это положение в полной мере относится и к исследованию пластической деформации, в том числе и процессов выдавливания и, в особенности, к учету условий контактного трения. Л.Г. Степанский отмечает, что и МКЭ является методом, основанным на принятии ряда упрощающих гипотез, что делает необходимым обязательную проверку полученных решений [137].

Для количественной оценки достоверности применения МКЭ к анализу процессов выдавливания было проведено сравнение распределения параметров НДС в меридиональном сечении деформированных образцов [119–120]. Сравнение расчётных и экспериментальных значений показало, что отличие находится в пределах погрешности метода делительной сетки.

(рис. 1.13). Применение МКЭ при исследовании процесса выдавливания позволяет рассчитать большое число вариантов. Оптимальные варианты процессов при необходимости можно исследовать и отработать с помощью экспериментального метода. Кроме того, отладка технологии на компьютере позволяет избежать материальных и временных затрат на изготовление дорогостоящей технологической оснастки и доводки технологии, а в ряде случаев отказаться от применения ошибочного или неэффективного технологического процесса [120]. Примеры решения при помощи МКЭ технологических разработок ДГМА показаны на рис 1.14.

Контактное трение при обработке давлением оказывает существенное влияние на напряженно-деформированное состояние материала заготовки и силу формоизменения. Однако учитывать влияние контактного трения при ХОШ весьма затруднительно ввиду воздействия множества факторов [1, 2, 11, 138, 139].

Поэтому для анализа либо применяют простейшие формулы (Кулона и Зибеля). При теоретическом анализе процессов комбинированного выдавливания с двумя или несколькими степенями свободы течения металла такой подход снижает точность решения задачи и во многих случаях приводит к получению неадекватной математической модели, несмотря на использованный метод (МКЭ, МВО и др.) [2, 70, 136].

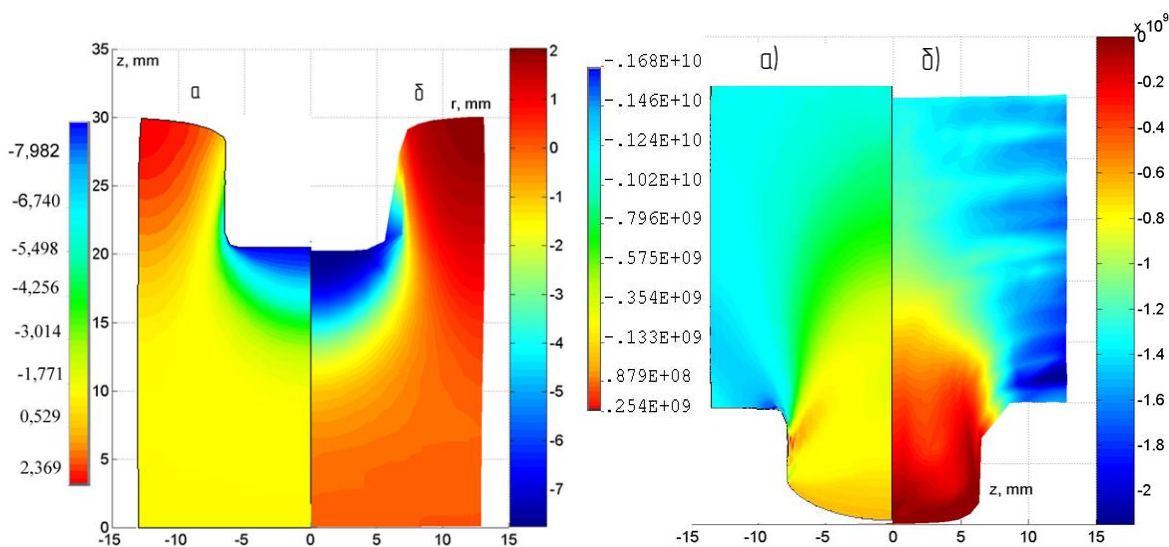


Рис. 1.13. Поля НДС при продольном выдавливании, полученные МКЭ

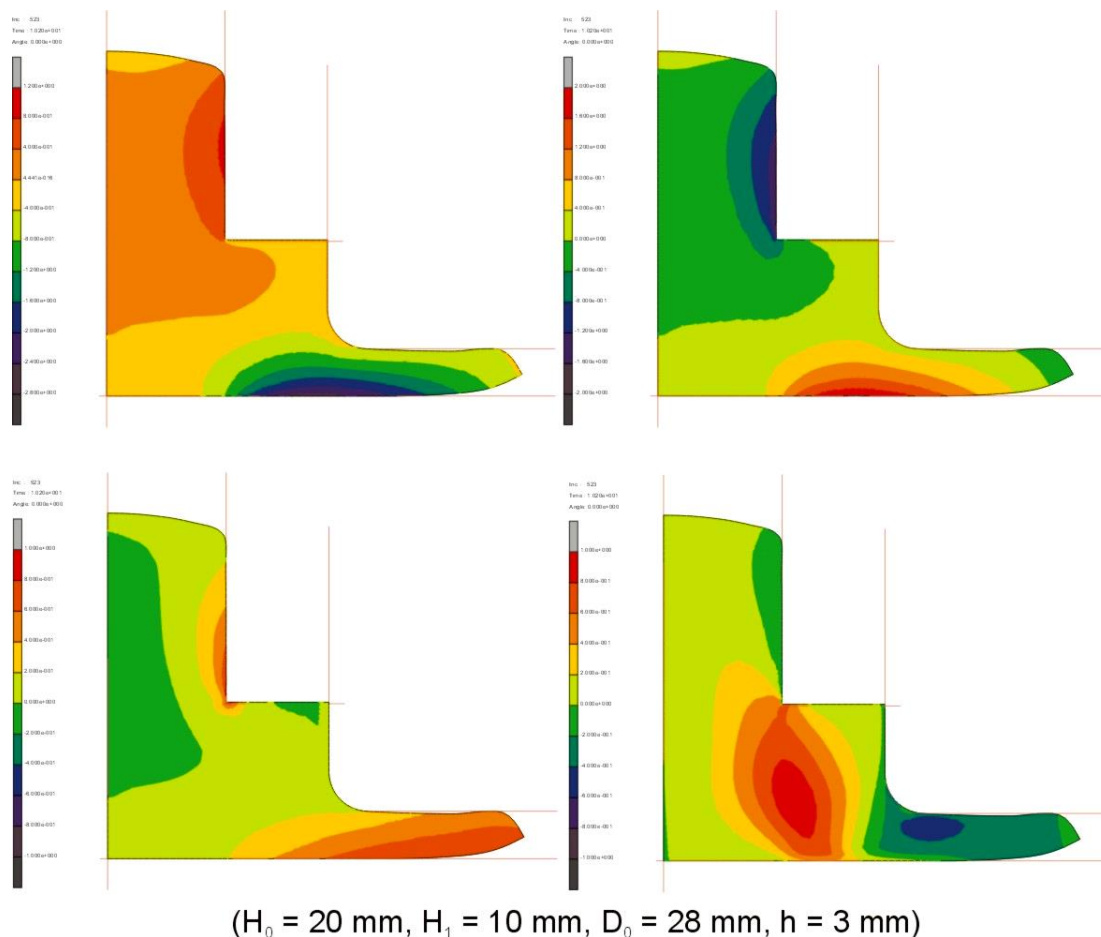


Рис. 1.14. Распределение степени деформации при комбинированном выдавливании на последовательных этапах деформирования

За последние годы интенсифицировались исследования в направлении оценки ресурса пластичности и свойств изделий, получаемых холодным деформированием, а также условий пластического деформирования и в особенности условий контактного трения. Знание величины трения (коэффициента трения μ) важно для расчета основных параметров процесса (нагрузки, энергии), для выбора подходящей смазки, а также для численного моделирования формовки МКЭ. Во многих работах [64] указывается о чрезвычайном влиянии и о необходимости правильного учета условий трения в процессе изучения пластического деформирования.

Существует ряд экспериментальных методов определения констант трения в процессах обработки металлов давлением. Используются такие косвенные методы, как осадка кольца [140], деформирование Т-образной детали [64], контурная осадка [141], прямое или обратное выдавливание [142], выдавливание стакана с двумя полостями (штулки с перемычкой) [143], сжатие со сдвигом [64] и др.

Однако в данных исследованиях по оценке условий трения используются косвенные данные по силовым параметрам и параметрам изменения размеров деформируемых образцов. И более новые по мнению авторов методы [142] также предусматривают пересчеты размеров по результатам испытаний.

Например, работа [144] содержит интересные результаты по оценке условия трения четырьмя методами: прямая экструзия, экструзия с двумя полостями, испытание на осадку-скольжение и деформирование Т-образного образца. Испытания проводились в четырех лабораториях параллельно. Отмечено, что измерение трения при промышленной обработке металлов представляет собой сложную проблему, потому что испытание на трение должно наложить на границе раздела инструмент–металл условия, аналогичные тем, что в промышленных операциях. И так, эксперименты продемонстрировали, какие контактные параметры имеют значительное влияние на трение, но обеспечение подобных условий контактного трения для каждого способа тестирования и промышленного (реального) процесса холодного выдавливания невозможно.

В связи с этим весьма перспективным являются обеспечение возможности непосредственного измерения сил пластического контактного трения в процессах пластического деформирования при помощи пластотрибометров, разрабатываемых в ДГМА [139, 145], и уточнения на этой основе математических моделей процессов штамповки. Конструкции некоторых устройств для измерения сил трения даны на рис. 1.15 [139].

При поперечном выдавливании силы трения в контейнере являются направленными величинами и могут быть зарегистрированы при скольжении металла, перемещающегося в зону интенсивной деформации. В работе [139] на примере радиального выдавливания показана принципиальная возможность регистрации интегральных сил трения в вертикальной полости матрицы, чему в немалой степени способствуют благоприятные особенности данного процесса.

Большое значение для решения технологических задач объемного деформирования имеет теория деформируемости, получившая развитие в работах А.А. Богатова, Г.Д. Деля, В.Л. Колмогорова, Ю.Г. Калпина, В.А. Матвийчука, В.М. Михалевича, В.А. Огородникова, И.О. Сивака, Ю.К. Филиппова. Проблема оценки технологической деформируемости (ТД) на стадии проектирования является важной для процессов выдавливания, протекающих в экстремальных энергосиловых и деформационных режимах. Применение феноменологических критериев разрушения [1, 6, 49, 40, 146–148] возможно, если известны характеристика

пластичности исследуемых материалов и напряженно-деформированное состояние (НДС) в пластической области деформируемых заготовок.

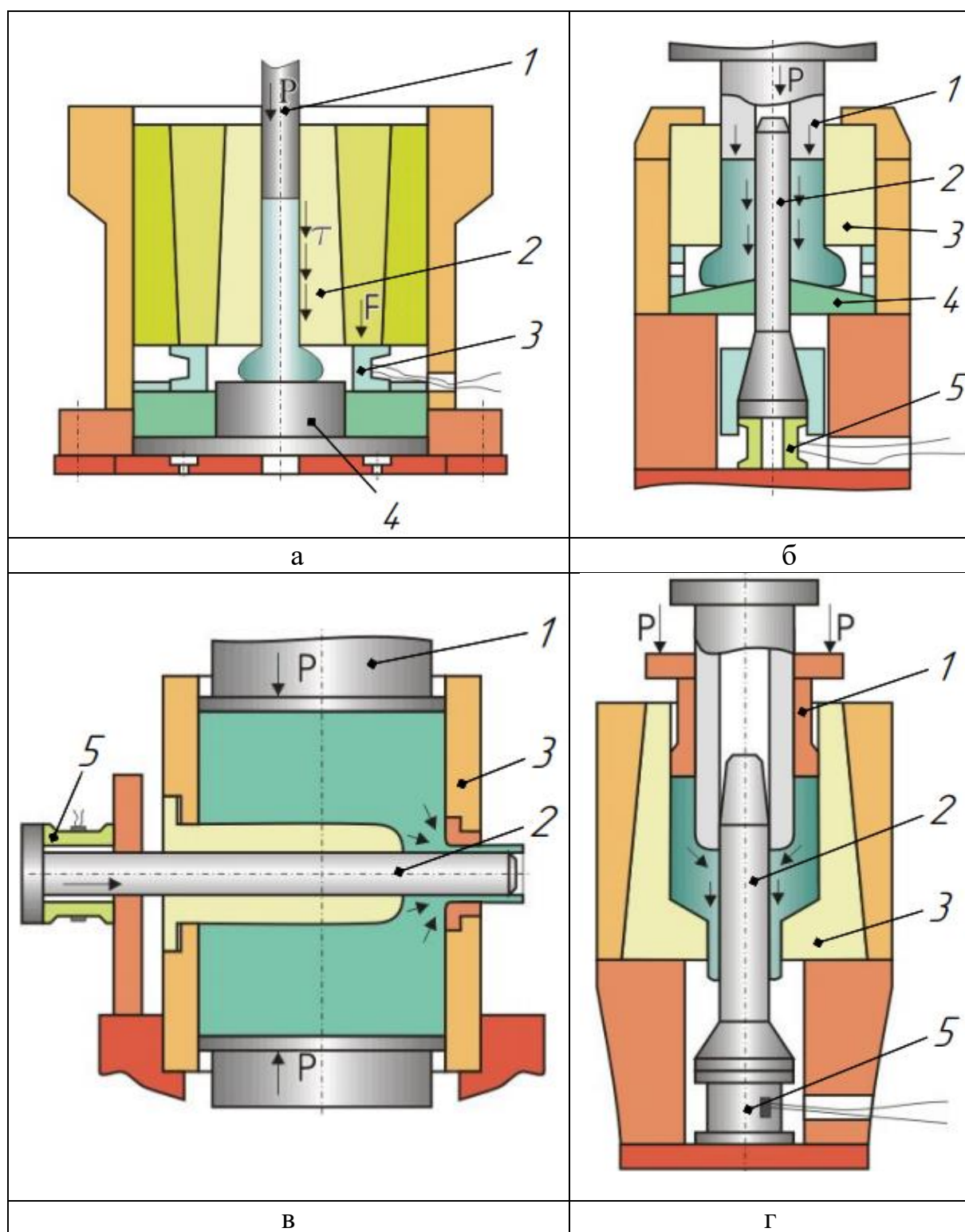


Рис. 1.15. Схемы устройств для измерения сил контактного пластического трения непосредственно в процессе деформирования: 1- пуансон, 2- оправка, 3- матрица, 4- полуматрица, 5- мессдоза

В последние годы предложены также критерии разрушения, учитывающие влияние инвариантов объемного напряженного состояния [148–152], восстановление пластичности при промежуточных отжигах холоднодеформированного металла [70] и характер деформирования при сложном немонотонном нагружении [146, 148, 150]. Надежная оценка предельных технологических параметров зависит как от точности расчета НДС, так и от точности представления пластичности материала с помощью диаграмм или поверхностей пластичности [146, 148]. При построении диаграмм пластичности материалов в качестве параметра, который однозначно определяет пластичность, используется предельное значение накопленной пластической деформации [2, 6, 146–149]. Поскольку материал при пластическом формоизменении становится анизотропным, такое определение меры пластичности, при котором все приращения деформаций «равноправны», кажется неполным.

Физически может быть более оправдан выбор в качестве параметра пластичности такого показателя, как значение работы пластической деформации до разрушения. О возможности использования энергетического аналога диаграммы пластичности для записи критерия деформации без разрушения упрочняемого металла отмечено в работе [147]. В работе Л.Г. Степанского [153] прогнозирование разрушения металла при его деформировании основано на предположении о постоянстве предельной работы главных растягивающих напряжений, совершаемой ими в единичном объеме материала на интенсивности конечных деформаций. Этот критерий достаточно простой, так как не описывает разрушение металлов, деформируемых в условиях всестороннего сжатия, когда все нормальные компоненты тензора напряжений отрицательны. Если учет только работы растягивающих напряжений без оценки влияния истории нагружения не приводит к значительным погрешностям прогнозируемой предельной степени формоизменения, то критерий возможно найдет широкое применение в расчетах процессов холодного деформирования. Для развития энергетических подходов к оценке деформируемости металлов необходимы более обширные экспериментальные исследования влияния условий и параметров деформирования на удельную работу разрушения, как при простом, так и при сложном нагружении [154].

Проблемы проектирования технологических процессов ХОШ обусловлены ростом длительности и трудоемкости проектных работ, ограниченностью количества создаваемых и сравниваемых вариантов, трудностью оценки вариантов процессов на стадии проектирования и выбора наиболее предпочтительного варианта [23–24]. Преодоление этих

трудностей технологом возможно при использовании современных ЭВМ и систем автоматизированного проектирования (САПР), путем создания и пополнения информационных банков современных технологий, приемов, конструкций штампов [12, 17, 25, 70]. Базой САПР стало компьютерное моделирование, при котором благодаря совершенствованию средств визуализации решений проектирование вышло на новый уровень, когда процесс формоизменения заготовки можно наблюдать на экране дисплея [135, 136].

На основании проведенного анализа состояния и тенденций развития процессов точной объемной штамповки можно сделать следующие выводы.

Процессы точной объемной штамповки относятся к числу технологий, которые интенсивно развиваются, а область их применения непрерывно расширяется за счет освоения деформирования новых видов изделий и материалов, обеспечения большей экономичности и точности, повышения стабильности технологии и качества штампуемых заготовок. При этом установлена тенденция к устойчивому росту применения способов выдавливания, как по традиционным схемам, так и по новым схемам холодного выдавливания.

В промышленности имеется большая номенклатура полых деталей типа втулок с фланцами (утолщениями), получение которых традиционными методами вытяжки, продольного выдавливания или высадки недостаточно эффективна из-за большого числа переходов, нерационального расхода материала и высоких технологических нагрузок.

Изготовление подобных деталей целесообразно холодным выдавливанием, а для получения деталей более сложной формы с высокой степенью завершенности и с меньшими рабочими нагрузками перспективно применение новых способов поперечного (радиального и бокового) и комбинированного выдавливания в разъемных и подвижных матрицах.

Решения этой задачи является актуальным и требует развития методов прогнозирования формообразования деталей и деформируемости металла при холодном выдавливании, уточнения расчетных зависимостей для определения силовых параметров с учетом схемы выдавливания и реальной формы очага деформации и условий штамповки.

2. ВЫБОР НАПРАВЛЕНИЙ И МЕТОДИК ПРОВЕДЕНИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ

2.1. Классификация способов холодного выдавливания

Анализ литературных источников показал, что изготовление полых деталей типа стаканов и втулок холодным выдавливанием отличается многообразием возможных вариантов процесса формообразования деталей.

Для сопоставления максимально возможного числа альтернатив, оценки технологических режимов деформирования возможных вариантов формообразования и принятия приемлемого варианта выдавливания требуется расширить границы поиска и систематизировать способы выдавливания.

Основные или традиционные способы выдавливания полых деталей типа втулок и колец предусматривают применение преимущественно способа обратного выдавливания (см. рис. 1.6). При необходимости утонения стенки и увеличения длины втулки обратное выдавливание дополняют операцией прямого выдавливания на оправке или протяжки (вытяжки с утонением стенки). В первом случае втулка получается с фланцем, а в последнем случае втулка получается гладкой и пробивка доньшка полуфабриката выполняется на заключительной операции.

Применение способов поперечного выдавливания должно способствовать существенному расширению возможностей процессов точной объемной штамповки [4, 81, 84, 155]. Поэтому в классификацию необходимо включить и варианты, основанные на сочетании схем продольного и поперечного выдавливания, то есть способов комбинированного поперечно-продольного выдавливания.

На рис. 2.1 приведены варианты изготовления деталей типа «втулка с фланцем» выдавливанием в неподвижной и подвижной матрицах. Схемы 2 (А и В) направлены на получение наружных или внутренних буртов или утолщений. Совмещение способов радиального выдавливания (схема А1) способствует получению как наружных, так и внутренних фланцев. Общеизвестным и характерным дефектом для радиального выдавливания полых деталей является отклонение формы в виде утяжины, которые образуются в зоне формирования фланца. Выдавливание в штампе с подвижной полуматрицей (В1) целесообразно для предотвращения дефектов формы в виде утяжин [70, 88, 156–158]. Для этого же используют создание технологических буртов в зоне формирования фланцев [156]. А подвижные матрицы служат для предотвращения отрыва фланцев при

комбинированном радиально-прямом выдавливании [157] и повышения сложности наружного профиля штампуемых деталей [158]. Из-за низких давлений, характерных для радиального выдавливания и недостаточной деформации стержневой части детали, ее качество не всегда удовлетворяет уровню холоднодеформированных заготовок. Для расширения возможностей процесса эффективны способы выдавливания с дополнительными очагами деформации, создаваемыми последовательно или параллельно с основным очагом деформации. По технологическим схемам 3 выдавливание дополнено протяжкой и обжатием [14], позволяющим получить детали с переменной толщиной стенки, с высокой точностью размеров и качественной поверхностью.

Осадкой полученного фланца можно устранить характерное искажение формы (грибовидность) фланца [70, 159, 160].

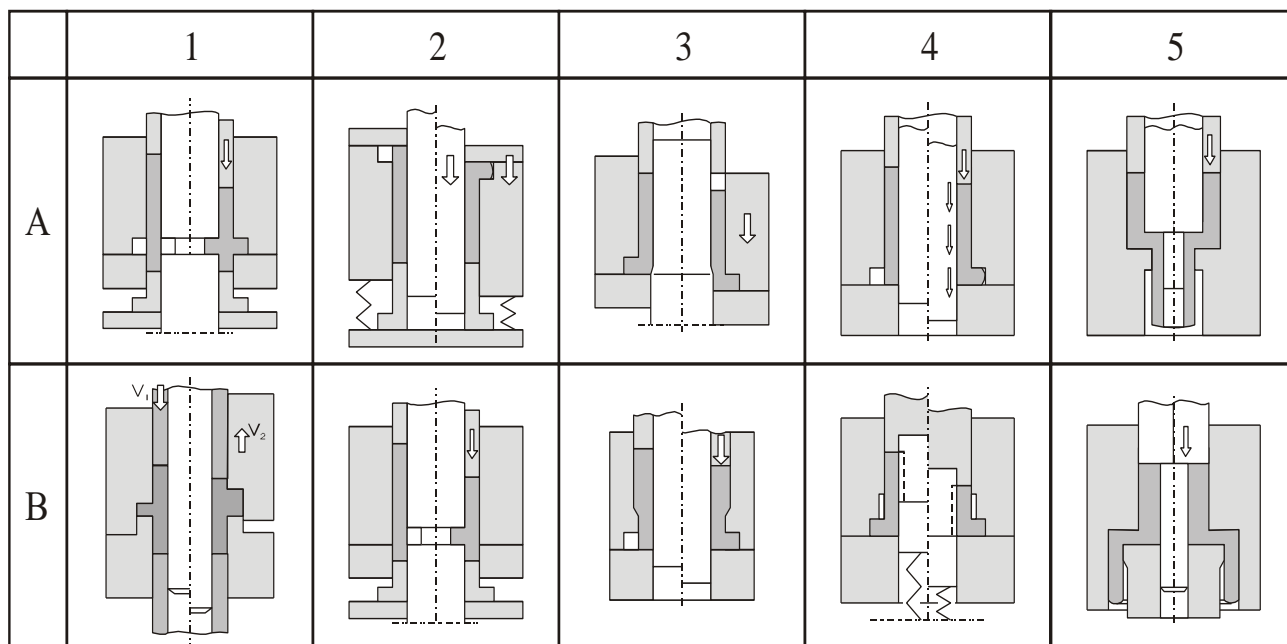


Рис. 2.1. Способы выдавливания деталей типа втулок с фланцем

Выдавливание с применением управляемых сил трения посредством подвижной оправки (схемы 4) способствует повышению устойчивости деформируемой заготовки и профилированию (резьбы и т.д.) боковых поверхностей [61]. Дополнение поперечного течения элементами продольного течения необходимо для усложнения конфигурации ступенчатых полых деталей (схемы 5).

Малоотходный процесс сквозной прошивки заключается в том, что пуансон с коническим торцом прошивает из нескольких заготовок верхнюю насквозь, образуя втулку со сквозным отверстием (рис. 2.2, схемы а, б).

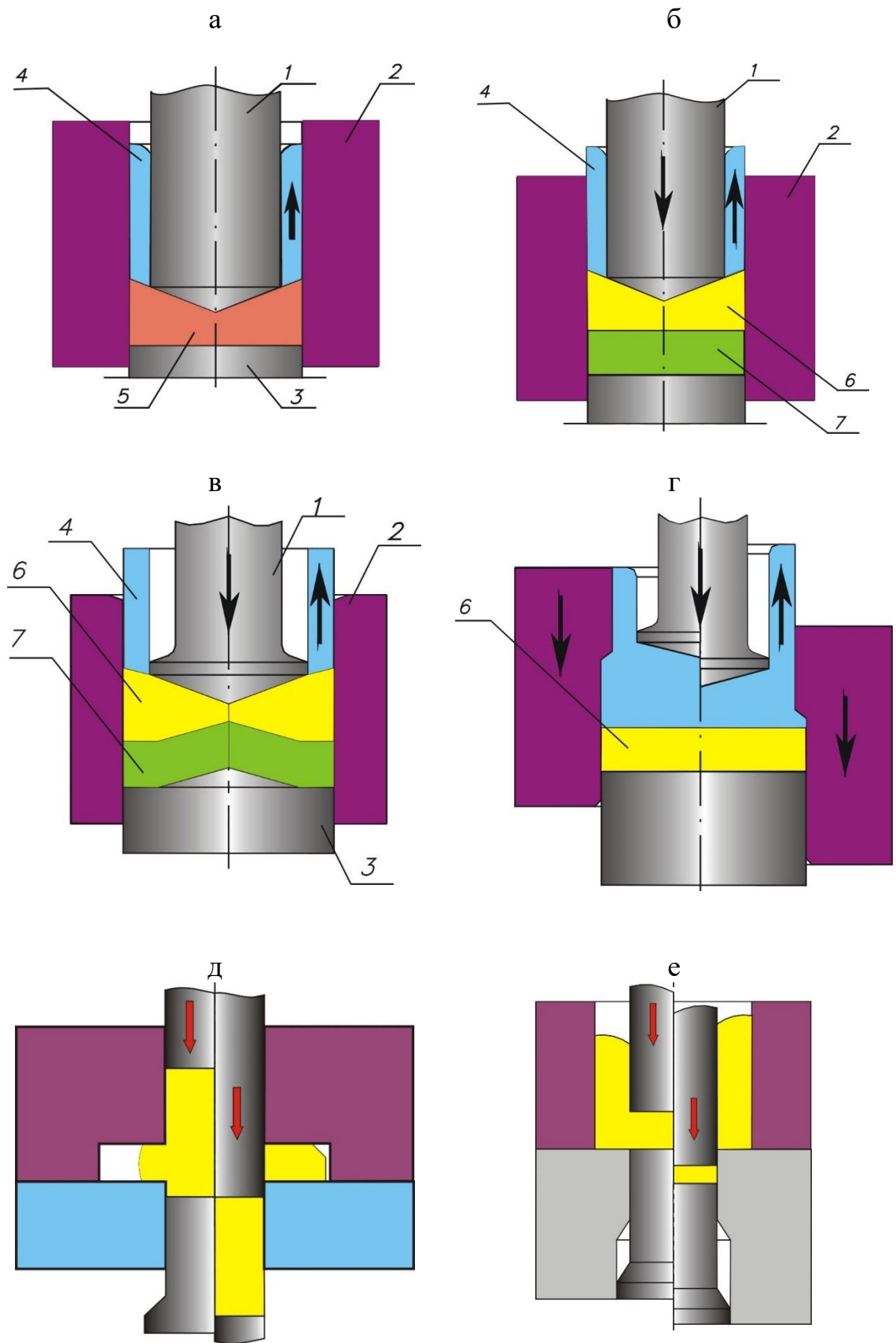


Рис. 2.2. Схемы комбинированной обработки методом выдавливания – сквозной прошивки

Полуфабрикаты, полученные радиально-прямым выдавливанием, также могут быть отделены от исходной заготовки, что также дает возможность изготовить полые детали типа втулок из сплошной прутковой многоштучной заготовки [161–163]. Выравниванию деформированного состояния по сечению стенки втулки способствует дополнение сквозной прошивки (обратного выдавливания) прямым выдавливанием на оправке полученного полуфабриката, предварительно перевернутого на 180° [164].

Способ сквозной прошивки, предусматривающий фасонирование исходных заготовок с выпукло-вогнутыми коническими торцами (рис. 2.2, в) способствует снижению утяжин на торцах и повышению качества втулок [101]. Для этой же цели предложен способ сквозной прошивки с обжатием в подвижной матрице (рис. 2.2, г) [102]. Достоинством способа является и возможность получения втулок с буртами. На рис. 2.2 даны также оригинальные, но малоизученные схемы 5 и 6, предусматривающие комбинирование формоизменяющих и разделительных методов для полунепрерывной штамповки деталей типа втулок и колец [15, 30, 96].

Полученные радиальным выдавливанием полуфабрикаты (фланцы) могут быть отделены от исходного прутка, что позволяет получить готовые детали в виде колец (рис. 2.2, д) [165, 166]. Для использования исходной многоштучной заготовки в виде прутка эффективно применение цанговых зажимных узлов [167]. Эти способы направлены на совершенствование процессов холодного выдавливания полых деталей и требуют детального изучения.

Традиционный метод получения втулок способом обратного выдавливания с последующей пробивкой донной перемычки развивают за счет совмещения этих операций на одной и той же позиции (см. рис. 2.2, е). В работе [30] приводятся результаты исследования возможностей комбинированного процесса изготовления полых деталей типа втулок из сплошной заготовки, в котором поэтапное деформирование (выдавливание стакана и пробивка дна) в одной и той же матрице позволяет повысить точность размеров и формы детали.

При изготовлении полых деталей способами комбинированного или обратного выдавливания важно обеспечить достаточную стойкость пуансона, как наиболее нагруженного инструмента в штампе. По способу выдавливания полых деталей [168], предусмотрено изменение принципа нагружения пуансона в рабочем цикле. Удаление пуансона из готовой детали или ее съем с пуансона осуществляется только после выталкивания детали (вместе с пуансоном) из матрицы.

2.2. Методика проведения теоретических исследований

Для моделирования силового режима и формоизменения в процессах пластического деформирования используются различные теоретические и экспериментально-аналитические методы [1–16].

Для процессов точной объемной штамповки выдавливанием требуется разработка математических моделей, которые позволили бы оценить не только поэтапное развитие энергосилового режима, включающего активную деформирующую нагрузку, но и прогнозировать характер и особенности заполнения полости, нарастание размеров и формирование контура штампуемой детали. Разработка и оптимизация процессов выдавливания требует анализа значительного числа их возможных вариантов, в том числе и новых способов, с определением кинематики истечения, последовательности формообразования, силовых режимов в зависимости от формы инструмента, контактных условий и других технологических параметров.

Одним из эффективных методов решения подобных задач пластического деформирования является энергетический метод (ЭМ) [1–4, 8, 16].

Достоинством энергетических методов баланса мощностей и верхней оценки следует считать их наглядность, гибкость, оперативность, возможность эффективного применения ЭВМ для выбора подходящих функций и варьируемых параметров, описывающих кинематику течения [1, 4]. Привлекательной особенностью метода является то, что он позволяет использовать и опытные данные для уточнения граничных условий, кинематических полей скоростей, размеров и формы зон интенсивной деформации [1, 4, 113]. Это свойство делает обоснованным применение комплексного подхода к исследованию технологических режимов процессов выдавливания, включающего проведение предварительных установочных экспериментов, необходимых для получения исходных данных и разработки математических моделей процессов деформирования, адекватность которых впоследствии также проверяется опытными результатами.

Согласно энергетическому методу в деформируемой заготовке выделяют ряд пластических зон – кинематических элементов. Для каждого элемента находят кинематически возможное поле скоростей (КВПС) и на его основе полную мощность деформирования, минимизация которой позволяет оптимизировать параметры процесса деформации и уточнить оценки силового режима и картину пластического течения [1, 3].

Допущения, характерные для энергетического метода:

а) материал неупрочняем, несжимаем, упругими деформациями пренебрегают;

- б) материал изотропен;
- в) скорость движения инструмента постоянна $V_o = const$;
- г) напряжения трения на контакте постоянны и изначально заданы (по закону Зибеля).

Условия и ограничения, характерные для метода:

- а) условие несжимаемости (условие постоянства объема);
- б) кинематические граничные условия;
- в) условие сплошности материала – условие неразрывности нормальных компонент скорости течения.

Основное для ЭМ уравнение энергетического баланса мощностей внешних и внутренних сил на КВПС связывает мощность внешних активных сил $N_a = p \cdot F \cdot V_o$ с мощностью внутренних сил:

$$p \cdot F \cdot V_o = \sum N_{oi} + \sum N_{Tj} + \sum N_{ck}, \quad (2.1)$$

где N_{oi} – мощность сил трения, затраченных на деформирование;

N_{Tj} – мощность сил трения;

N_{ck} – мощность сил среза.

$$p \cdot F \cdot V_o = \iiint_V \sigma_s \cdot \dot{\varepsilon}_i dV + \iint_{F_T} \tau_k \cdot [V_k] dF_T + \iint_{F_c} \tau_s \cdot [V_c] dF_c$$

Из уравнения энергетического баланса мощностей, получено значение давления выдавливания p :

$$p = \frac{\sum N_{oi} + \sum N_{Tj} + \sum N_{ck}}{F \cdot V_o},$$

для простоты расчетов давление деформирования приведем к безразмерной величине, то есть к приведенному давлению \bar{p} :

$$\bar{p} = \frac{p}{2k} = p/\sigma_s; \quad , \quad (2.2)$$

где σ_s – напряжение текучести материала заготовки, МПа;

k – постоянная пластичности, МПа, $k = \sigma_s / \sqrt{3}$.

Мощности, входящие в уравнение баланса (2.1) определяются по интегральным зависимостям [1, 3, 111].

Мощность сил деформирования N_δ

$$N_\delta = \iiint_{V_\delta} \sigma_s \dot{\varepsilon}_i dV_\delta, \quad (2.3)$$

где σ_s – напряжение текучести, МПа;

$\dot{\varepsilon}_i$ – интенсивность скоростей деформации;

V_δ – объем пластической зоны;

dV_δ – бесконечно малый объем деформирования.

Для процессов осесимметричного деформирования интенсивность скорости деформации определяется по зависимости [1, 3]:

$$\dot{\varepsilon}_i = \sqrt{\frac{2}{3} \left(\dot{\varepsilon}_z^2 + \dot{\varepsilon}_r^2 + \dot{\varepsilon}_\theta^2 + \frac{1}{2} \dot{\gamma}_{rz}^2 \right)}, \quad (2.4)$$

где $\dot{\varepsilon}_z = \frac{dV_z}{dz}$, $\dot{\varepsilon}_r = \frac{dV_r}{dr}$, $\dot{\varepsilon}_\theta = \frac{V_r}{r}$, $\dot{\gamma}_{rz} = \frac{dV_r}{dz} + \frac{dV_z}{dr}$ – малые

относительные линейные и угловые скорости деформаций.

При этом должно выполняться условие несжимаемости материала:

$$3\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}_z + \dot{\varepsilon}_r + \dot{\varepsilon}_\theta = 0.$$

Для упрощения вычислений при определении мощности сил деформирования производят линеаризацию интенсивности скоростей деформации $\dot{\varepsilon}_i$. Если при выбранном распределении скоростей в пластической зоне возможно установить наибольшую из компонент скоростей деформаций, то с некоторой погрешностью можно использовать линеаризованное выражение [3]:

$$\dot{\varepsilon}_i = 1,08 |\dot{\varepsilon}_{\max}|, \quad (2.5)$$

$\dot{\varepsilon}_{\max}$ – максимальная по абсолютной величине компонента скорости деформации.

Мощность сил среза N_c

$$N_c = \iint_{F_c} \tau_s [V_c] dF_c, \quad (2.6)$$

где τ_s – напряжение текучести на сдвиг, МПа; $\tau_s = k = \sigma_s / \sqrt{3}$;

$[V_c]$ – относительная скорость среза на границе двух соседних зон (величина разрыва скорости);

F_c – площадь поверхности среза;

dF_c – бесконечно малая площадь среза.

Мощность сил трения N_T :

$$N_T = \iint_{F_k} \tau_k V_k dF_k, \quad (2.7)$$

$$\text{где } \tau_k \text{ – контактное напряжение, МПа; } \tau_k = \frac{2\sigma_s}{\sqrt{3}} \mu_s, \quad (2.8)$$

μ_s – коэффициент трения по Зибелю ($0 \leq \mu_s \leq 0,5$);

V_k – относительная скорость движения заготовки вдоль контакта с инструментом;

F_k – площадь контактной поверхности;

dF_k – бесконечно малая площадь контакта.

Приведенное давление является критериальной величиной, позволяющей рассчитать независимо от марки материала для определенной схемы деформации величину давления деформирования p и силу деформирования P :

$$p = \bar{p} \cdot \sigma_s, \text{ МПа; } \quad P = p \cdot F, \text{ Н}$$

где F – площадь сечения активного деформирующего инструмента [23].

Значение напряжения текучести материала заготовки σ_s для учета деформационного упрочнения можно получить из диаграмм упрочнения для используемых материалов [133] в зависимости от средней степени деформации по Р. Хиллу [1, 8]:

$$\dot{\epsilon}_i = \bar{p}. \quad (2.9)$$

Повышению оперативности энергетического метода, снижению трудоемкости вычислений технологических режимов по сопоставляемым схемам или этапам деформирования может служить модульный подход, основанный на подборе и использовании унифицированных кинематических модулей (элементарных полей скоростей) [1, 113, 169–173], предназначенных для описания преобладающих схем деформаций в пластических зонах (см. табл.1.2).

Решение задач методом верхней оценки (МВО).

При решении задач по методу МВО объемная или осесимметричная задача сводится к плоскому деформированному состоянию (ПДС). Очаг деформации разбивается на ряд жестких зон. Деформация сводится к перемещению этих зон (элементов) относительно друг друга. Соблюдение кинематических граничных условий проверяется построением годографа скоростей.

Приведенное давление \bar{p} рассчитывается по упрощенной формуле энергетического баланса [4, 8]:

$$\bar{p} = \frac{1}{2bV_0} \left[\sum l_{ij} V_{ij} + 2\mu_s \sum l_{ik} V_{ik} \right], \quad (2.10)$$

где b – длина линии контакта заготовки и активного инструмента (по сечению);

l_{ij}, V_{ij} – длина границы контакта и скорость относительного движения блоков, между которыми происходит срез. Величины l_{ij}, V_{ij} определяются из принятого поля скоростей и соответствующего ему годографа скоростей;

l_{ik}, V_{ik} – длина границы контакта и скорость относительного движения инструмента и заготовки.

Оптимальное число жестких элементов n , дающее минимум верхней оценки удельной силы непостоянно, а зависит от формы и размеров очага деформации.

С использованием годографа скоростей может быть вычислена накопленная степень деформации сдвига γ_{ij} [1, 8, 173], проанализировано нарастание степени деформации по ходу течения и распределение степени формоизменения по сечению деформируемого образца. Используя сведения о напряжениях и деформациях можно оценить степень расхода (использования) ресурса пластичности [6, 146], а также прогнозировать тепловыделение [1, 8].

Главным достоинством метода является его оперативность, геометрическая наглядность и возможность определения границ деформируемых и жестких зон. Возможность минимизации верхнеграницных значений усилий и энергии деформирования по варьируемым (оптимизирующим) параметрам процесса, предусмотренные в МВО, является мощным инструментом оптимизации и уточнения технологических решений. Вариационный подход в методах ЭМ и МВО позволяет, используя простые разрывные поля скоростей, прогнозировать характерные отклонения и дефекты типа утяжин, незаполнений полости и разрывов сплошности [1, 8, 118–122].

Применение метода конечных элементов для исследования технологических режимов холодного выдавливания.

Метод конечных элементов (МКЭ) обладает широкими возможностями и универсальностью. МКЭ нашел широкое применение для решения задач анализа упругих деформаций штампов, пластической деформации заготовок, расчета напряженно-деформированного состояния и температурных полей в технологических задачах обработки металлов давлением [135–137, 174, 175]. МКЭ – это обобщение вариационного метода. Его отличие от вариационного метода состоит в том, что

координатные функции выбирают в виде кусочно-линейных функций. Это расширяет возможности метода и значительно упрощает решение задачи. Линейность координатных функций позволяет свести решение системы сложных интегро-дифференциальных уравнений к системе линейных уравнений [175]. Метод позволяет решать, как плоские и осесимметричные, так и объемные задачи пластического течения. Результаты численного анализа можно представить в удобном для восприятия виде, например, линий тока частиц металла, изолиний распределения температур, деформаций, напряжений. Зная эти результаты, можно прогнозировать образование дефектов формы и появление зон преждевременного разрушения [135, 174].

В настоящее время для моделирования процесса выдавливания методом конечных элементов (МКЭ) используют как различные общеинженерные пакеты, так и программы, разработанные под реальную технологическую задачу.

В основу МКЭ положено разбиение объёма деформируемого тела на множество простых геометрических элементов (плоские и объёмные элементы: прямолинейные и криволинейные, правильные и произвольные треугольники и четырёхугольники и др.). Элементам в целом и каждому узлу в частности придают определённые степени свободы, а каждый элемент обладает свойствами материала дискретизированной среды. Для упругопластических материалов это, прежде всего, механические свойства деформируемой среды. Основные соотношения МКЭ, применительно к процессам ОМД, основаны либо на теории пластического течения, либо на деформационной теории пластичности [136].

Существует множество специализированных и общеинженерных пакетов конечно-элементного анализа. Для моделирования и исследования процессов объёмной штамповки в комбинации с другими видами инженерного анализа (тепловой, динамический и т. д.) целесообразно использовать «емкие» общеинженерные конечно-элементные пакеты (ANSYS, LS-DYNA). Более простые в использовании пакеты, такие как Deform, DaynaForm, специально адаптированы к процессам холодной штамповки. Расчёт процесса формоизменения при выдавливании с большими деформациями требует, в основном, использования специализированных программ, например, AutoForm, Qform [135–137].

Процессы выдавливания характеризуются, как правило, большой величиной деформаций, наличием застойных зон и значительной неоднородностью деформации по объёму заготовки. Для новых схем поперечного и комбинированного выдавливания характерна сложность конфигурации штампуемых деталей и наличие нескольких степеней

свободы истечения металла. Эти факторы затрудняют моделирование с помощью МКЭ в случае, если используется подход Лагранжа к описанию движения материала (лагранжева формулировка элемента) [175].

Один из методов устранения этого ограничения – адаптивное построение сетки с уменьшенным характерным размером элементов в зонах с предполагаемым значительным градиентом деформации (зоны со значительной неоднородностью деформации). Наиболее эффективным в этом случае является так называемое r -адаптивное перестроение сетки с установленным постоянным характерным размером элемента [136, 175]. Существенным недостатком указанного способа является перестроение в строго определённые моменты времени вне зависимости от текущего искажения формы элементов. Модификация метода с установленной чувствительностью к форме элементов позволяет устранить этот недостаток [175]. В этом случае оценивать адекватность параметров КЭ модели предлагается по некоторым качественным и количественным критериям, описывающим такие специфические явления как потеря устойчивости процесса деформирования и искажение формы выдавливаемого полуфабриката при наличии свободных поверхностей.

Таким образом, использование имитационного моделирования процессов объёмной штамповки с помощью метода конечных элементов (МКЭ) является реальной альтернативой экспериментальному исследованию и теоретическому анализу и может быть весьма эффективной при анализе процессов холодного выдавливания и решении поставленных задач. Но, КЭ – модели процессов выдавливания, как и всякие решения, основанные на упрощающих гипотезах, требуют окончательного подкрепления полученных результатов опытными данными [136, 137]. С другой стороны, нет противоречия и в том, что исходные данные для постановки задач по МКЭ целесообразно и полезно уточнить при помощи физического моделирования.

Методика определения напряженно-деформированного состояния

Большинство экспериментальных методик вычисления напряженно-деформированного состояния основаны на соотношениях теории конечных деформаций. Параметры деформированного состояния определяются из сопоставления конечной формы и размеров ячейки делительной сетки с её исходной формой и исходными размерами.

При этом вводятся допущения о монотонном протекании процесса формоизменения материальной точки, как условие существования связи между напряженным и деформированным состоянием. Направляющий тензор весьма

малой деформации всегда равен соответствующему по времени направляющему тензору напряженного состояния этой частицы [149].

Для определения напряженно-деформированного состояния (НДС) в данной работе использован метод координатных делительных сеток [132, 133]. За исходные и конечные направления главных осей принимаются направления, с которыми в плоскости нанесения сетки совпадают материальные волокна, получившие наибольшую и наименьшую степень деформации. Делается допущение, что направления главных осей совпадают с направлениями одних и тех же материальных волокон только на данном этапе. Путь деформирования представляется ломаной линией.

Последовательность расчета компонент деформации на последовательных этапах деформирования и расчетная схема приведена в табл. 2.1. Расчет параметров напряженно-деформированного состояния производился с использованием ЭВМ.

Для расчетной оценки деформируемости, заготовки с делительной сеткой, накатанной на боковую поверхность, подвергали радиальному выдавливанию в штампе со сменными вставками, имеющими те же величины геометрических параметров, что и при исследовании методом планирования эксперимента.

По искажению сетки на свободной боковой поверхности утолщения рассчитывали значения компонент и интенсивности деформации для нескольких последовательных стадий выдавливания

$$\begin{aligned}
 e_r &= -(e_\theta + e_z); \\
 e_i &= 1,155\sqrt{e_z^2 + e_\theta^2 + e_z e_\theta} \\
 e_\theta &= \ln\left(\frac{2a}{d_0}\right); \quad e_z = \ln\left(\frac{2b}{d_0}\right)
 \end{aligned}
 \tag{2.11}$$

Показатель жесткости напряженного состояния в опасной зоне на свободной боковой поверхности (где нормальное напряжение $\sigma_r = 0$) фланца можно определить по приближенной зависимости [1, 146, 148].

$$\eta = \frac{-2e_r}{e_u}
 \tag{2.12}$$

Полученные кривые характеризуют историю деформирования частиц металла в опасной зоне с неблагоприятной схемой напряженного состояния и практически не зависят от марки материала заготовки.

Таблица 2.1

Расчетные формулы для определения компонент деформаций
по методике И.П. Ренне

№	Этап	Формулы
1	Ввод исходных данных	$X_0, Y_0, X_a, Y_a, X_c, Y_c,$ a_0, b_0, δ_0
2	Углы искажения ячеек	$\psi_1 = \arctg \frac{X_0 - X_a}{Y_0 - Y_a}$ $\beta_1 = \arctg \frac{Y_0 - Y_c}{X_0 - X_c}; \quad \delta_1 = \beta_1 - \psi_1$
3	Длина стороны параллелепипеда	$a_1 = \sqrt{(X_0 - X_a)^2 + (Y_0 - Y_a)^2}$ $b_1 = \sqrt{(X_0 - X_c)^2 + (Y_0 - Y_c)^2}$
4	Параметры к расчету главных деформаций	$A = a_0 \cdot b_0 \cdot a_1^2 \cdot \cos \delta_0 - a_1 \cdot b_1 \cdot a_0^2 \cdot \cos \delta_1$ $C = a_0 \cdot b_0 \cdot b_1^2 \cdot \cos \delta_0 - a_1 \cdot b_1 \cdot b_0^2 \cdot \cos \delta_1$ $B = a_0^2 \cdot b_1^2 - a_1^2 \cdot b_0^2$ $n_{1,2} = \frac{B \pm \sqrt{B^2 + 4 \cdot A \cdot C}}{2 \cdot A}$
5	Приращения главных деформаций	$\Delta \varepsilon_1 = \frac{1}{2} \ln \frac{b_1^2 + n_1^2 \cdot a_1^2 + 2 \cdot n_1 \cdot a_1 \cdot b_1 \cdot \cos \delta_1}{b_0^2 + n_1^2 \cdot a_0^2 + 2 \cdot n_1 \cdot a_0 \cdot b_0 \cdot \cos \delta_0}$ $\Delta \varepsilon_2 = \frac{1}{2} \ln \frac{b_1^2 + n_2^2 \cdot a_1^2 + 2 \cdot n_2 \cdot a_1 \cdot b_1 \cdot \cos \delta_1}{b_0^2 + n_2^2 \cdot a_0^2 + 2 \cdot n_2 \cdot a_0 \cdot b_0 \cdot \cos \delta_0}$ $\Delta \varepsilon_3 = -(\Delta \varepsilon_1 + \Delta \varepsilon_2)$

№	Этап	Формулы
6	Углы наклона главных осей	$\varphi_1 = \arctg \frac{b_1 \cdot \sin \psi_1 + n_1 \cdot a_1 \cdot \cos(\frac{\pi}{2} - \beta_1)}{b_1 \cdot \cos \psi_1 + n_1 \cdot a_1 \cdot \sin(\frac{\pi}{2} - \beta_1)}$
7	Сдвиговые деформации	$\Delta \tau_{rz} = (\Delta \varepsilon_1 - \Delta \varepsilon_2) \cdot \sin(\varphi_1)$
8	Приращение интенсивности деформации	$\Delta \varepsilon_i = \frac{2}{3} \sqrt{\frac{1}{2} \cdot (\Delta \varepsilon_1 - \Delta \varepsilon_2)^2 + \frac{1}{2} \cdot (\Delta \varepsilon_2 - \Delta \varepsilon_3)^2 + \frac{1}{2} \cdot (\Delta \varepsilon_3 - \Delta \varepsilon_1)^2}$
9	Приращение компонент деформаций	$\Delta \varepsilon_z = \frac{1}{2} \cdot [\Delta \varepsilon_1 + \Delta \varepsilon_2 + (\Delta \varepsilon_1 - \Delta \varepsilon_2) \cdot \cos \varphi_1]$ $\Delta \varepsilon_r = \frac{1}{2} \cdot [\Delta \varepsilon_1 + \Delta \varepsilon_2 - (\Delta \varepsilon_1 - \Delta \varepsilon_2) \cdot \cos \varphi_1]$ $\Delta \varepsilon_\theta = -(\Delta \varepsilon_z - \Delta \varepsilon_r)$
10	Суммарное значение параметров деформации	$\varepsilon_i = \sum \Delta \varepsilon_i; \quad \varepsilon_z = \sum \Delta \varepsilon_z;$ $\varepsilon_r = \sum \Delta \varepsilon_r; \quad \varepsilon_\theta = \sum \Delta \varepsilon_\theta$

где a и b – полуоси эллипса деформированной ячейки сетки;

d_0 – исходный диаметр кружка делительной сетки ($d_0 = 2$ мм).

Эти пути необходимо сопоставить с кривыми предельной пластичности, т.е. с диаграммами пластичности для исследуемого металла [1, 146, 176–180]. Диаграмма пластичности $e_p = f(\eta)$ в первом приближении может быть построена по двум-трем точкам. Одна из точек определяется по данным испытания образцов на кручение ($\eta = 0$), вторая точка – на простое растяжение и третья – по испытанию на сжатие. Построение диаграммы в жестких областях ($\eta = 1$) для пластичных материалов, разрушение которых при растяжении происходит с образованием шейки, остается достаточно трудной задачей.

Для построения диаграмм пластичности материалов, не разрушающихся при сжатии, целесообразно привлекать уравнение, предложенное Г.Д. Делем [133].

Г

Д

Для прогнозирования предельных деформаций в основных процессах ОМД используются различные критерии. Согласно критерию Г.А. Смирнова-Аляева [9], материал деформируется без разрушения, если критическая степень деформации e_{ikp} (определенная при радиальном выдавливании по критическому диаметру D_k) меньше значения интенсивности деформации $\bar{e}_p(\eta)$, соответствующей данному показателю η на диаграмме пластичности, то есть

Влияние истории деформирования частиц до момента разрушения учитывается критерием В.Л. Колмогорова [1, 6]

$$\bar{e}_p(\eta)$$

$$e_p \leq e_{ikp}$$

Г

$B(\tau)$

– коэффициент, учитывающий историю деформирования и x Критерий В.А. Огородникова [146] позволяет учесть влияние различных путей деформирования на степень использования запаса пластичности

$$e_p \leq e_u^\Phi$$

где

$$\Phi = a \arctg \frac{d\eta}{de_u};$$

a – константа, для металлических материалов, равная 0,2 [146].

В деформационных критериях как количественная характеристика пластичности принята предельная деформация e_p [5, 146].

$$e_p = \int_0^{t_p} \dot{\varepsilon}_u d\tau, \quad (2.17)$$

где $\dot{\varepsilon}_u$ – интенсивность скоростей деформаций;

t_p – время деформации до разрушения.

При холодной пластической деформации значения e_p зависят, в основном, от напряженного состояния и его изменения в процессе пластической деформации.

При объемном напряженном состоянии для количественной оценки влияния силового поля на e_p необходимо использовать не менее трех инвариантных характеристик напряженного состояния в качестве координат пространства, в котором данное поле исследуется. При практическом использовании такого подхода вид траектории нагрузки зависит не только от условий формоизменения, но и от механических характеристик деформируемого металла. Поэтому нами для исследования пластичности металлов при объемном напряженном состоянии использованы также трехмерные пространства с координатами: показатель напряженного состояния [149, 150, 181].

$$\eta = \frac{I_1(T_\sigma)}{\sqrt{3I_2(D_\sigma)}} = \frac{3\sigma}{\sigma_u}, \quad (2.18)$$

параметр Лоде-Надаи

$$\mu_\sigma = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3}, \quad (2.19)$$

степень деформации

$$e_u = \int_0^t \dot{\varepsilon}_u d\tau, \quad (2.20)$$

где $\sigma = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}$ – среднее напряжение;

t – время деформирования;

и показатель Огородникова В. А., учитывающий влияние третьего инварианта тензора напряжений

$$\chi = \frac{\sqrt[3]{I_3(T_\sigma)}}{\sigma_u} = \frac{\sqrt[3]{I_3(T_\sigma)}}{\sqrt{3I_2(D_\sigma)}}, \quad (2.21)$$

В общем случае объемного напряженного состояния зависимость пластичности от схемы напряженного состояния определяется поверхностью предельных деформаций $e_p(\eta, \mu_\sigma)$. При построении поверхности $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ необходимо обеспечить условия, при которых $\eta = const$, $\mu_\sigma = const$ на протяжении всего процесса пластической деформации до разрушения. Точки поверхности предельных деформаций, которые соответствуют значениям $\eta = -1, \mu_\sigma = 1, \eta = 0, \mu_\sigma = 0, \eta = 1, \mu_\sigma = -1$, получают в результате опытов на сжатие, кручение и растяжение по известным методикам [6, 9, 146]. Для определения экспериментального значения предельной деформации при растяжении использован способ двустороннего радиального выдавливания [182]. Преимущество этого способа перед исследованиями на растяжение заключается в том, что в области кромки фланца показатель жесткости напряженного состояния $\eta = 1,00 \pm 0,05$, как при чистом растяжении, локализация деформации отсутствует и значение показателя напряженного состояния сохраняется на протяжении всего процесса формоизменения.

Для определения предельных деформаций при других значениях показателей η и μ_σ разработана простая методика построения поверхностей предельных деформаций $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ [178–181]. Для этого использованы результаты экспериментальных исследований пластичности сталей 40Х, Р6М5, Р18 и дюралюминия Д1Т, полученных путем нагружения по специальным программам в камере высокого давления [146]. На основе анализа этих результатов для аппроксимации поверхностей предельных деформаций предложена зависимость [181, 183], подобная аппроксимации В. А. Огородникова для диаграмм пластичности

$$e_p(\eta, \mu_\sigma) = e_p(0,0) \exp(\lambda_2 \mu_\sigma - \lambda_1 \eta) \quad (2.22)$$

$$\text{где } \lambda_1 = \ln \frac{e_p(-1,0)}{e_p(0,0)}, \quad \lambda_2 = \ln \frac{e_p(0,1)}{e_p(0,0)},$$

$e_p(0,0)$, $e_p(-1,0)$, $e_p(0,1)$ – предельные деформации при $\eta = 0, \mu_\sigma = 0$, $\eta = -1, \mu_\sigma = 0$, $\eta = 0, \mu_\sigma = 1$, соответственно.

Для стали 10 и алюминия АД1 значения $e_p(0,0) = 0,78$ и $e_p(0,0) = 1,2$ определяли в опытах на кручение. Для установления величин λ_1 и λ_2 выполняли опыты по свободной осадке цельных цилиндрических образцов

с разными условиями трения на их торцовых поверхностях. В этих опытах нагружение близко к простому, поэтому условие разрушения имеет вид

$$\psi = \int_0^{e_p} \frac{de_u}{e_p(\eta, \mu_\sigma)} = 1 \quad (2.23)$$

При свободной осадке образцов с различными условиями трения в контакте имеет место плоское напряженное состояние, при котором $\sigma_2 = 0$ и, как показано в работе [181], в этом случае $\eta = -\mu_\sigma$. Поэтому формула (2.22) приводится к виду

$$e_p(\eta, \mu_\sigma) = e_p(0,0) \exp(-\lambda \eta) \quad (2.24)$$

$$\text{где } \lambda = \lambda_1 + \lambda_2 \quad (2.25)$$

С учетом (2.24) условие разрушения (2.23) будет иметь вид

$$\int_0^{e_p^*} \exp(\lambda \eta) de_u = e_p(0,0) \quad (2.26)$$

где e_p^* – предельная деформация для заданного пути деформирования.

Уравнение (2.24) было записано для четырех путей деформирования образцов из стали 10 и алюминия АД1. Полученные уравнения решали методом последовательных приближений и для каждого пути деформирования определяли среднее значение λ ; для стали 10 получили равным $\lambda = 1,30$, а для АД1 – $\lambda = 0,92$.

Для получения других точек поверхности, проводили опыты по осадке цилиндрических образцов в обоймах из стали 10 различной толщины. Нами использовались образцы: $d_0 = 12$ мм, $h_0 = 18$ мм, толщина обоймы 3 мм; $d_0 = 12$ мм, $h_0 = 22$ мм, толщина обоймы 5 мм; $d_0 = 12$ мм, $h_0 = 26$ мм, толщина обоймы 7 мм [183]. На поверхности образцов и обоймы с помощью твердомера «Виккерс» наносили делительную сетку. Для определения компонентов логарифмических деформаций и показателя жесткости напряженного состояния на поверхности образца использовали формулы (2.11) и (2.12).

Образцы деформировали в несколько этапов до появления первой макротрещины на их поверхности. Для определения истории нагружения значение η рассчитывали по формуле (2.11) на промежуточных этапах, которых реализовывали не менее трех. В конце каждого этапа измеряли элементы делительной сетки на поверхностях оболочки и образца. Для

измерения деформаций на поверхности образца оболочки в конце каждого этапа разрезали и определяли параметр Лоде-Надаи μ_σ .

Из уравнений (2.25) и с учетом (2.24) методом последовательных приближений было определено среднее значение $\lambda_2=0,59$ для стали 10 и $\lambda_2=0,42$ для АД1. В результате для аппроксимации поверхностей предельных деформаций и для алюминиевого сплава АД1 получили следующую формулу

$$e_p(\eta, \mu_\sigma) = 1,20 \exp(0,42\mu_\sigma - 0,50\eta) \quad (2.27)$$

Поверхность предельных деформаций $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ для сплава АД1 приведена на рис. 2.3.

Из сравнения аппроксимации $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ (2.24) и аппроксимации диаграммы пластичности В. А. Огородникова [146, 148]

$$e_p(\eta, \mu_\sigma) = e_p(0,0) \exp(-\lambda \eta) \quad (2.28)$$

где $\lambda = \ln \frac{e_p(-1,1)}{e_p(0,0)}$, $e_p(-1,1)$ – предельная деформация при

$\eta = -1, \mu_\sigma = 1$, следует, что параметры λ и λ_1, λ_2 зависимы [183]. Для исследованных интервалов значений $-2 \leq \eta \leq 2$ и $-1 \leq \mu_\sigma \leq 1$ эти зависимости близки к линейным:

$$\lambda_i = k_i \lambda, \quad (2.29)$$

при этом $k_1 = 0,530$ а $k_2 = 0,435$.

Для получения поверхности предельных деформаций можно использовать предложенную выше методику. При этом значение λ определяется по диаграмме пластичности. По найденному λ и зависимостям $\lambda_1(\lambda)$ и $\lambda_2(\lambda)$ (2.22) определяются значения параметров аппроксимации λ_1 и λ_2 . После подстановки найденных величин λ_1 и λ_2 в формулу (2.22) получим уравнение поверхности $e_p(\eta, \mu_\sigma)$, описывающей зависимость пластичности данного металла от схемы напряженного состояния при объемном напряженном состоянии.

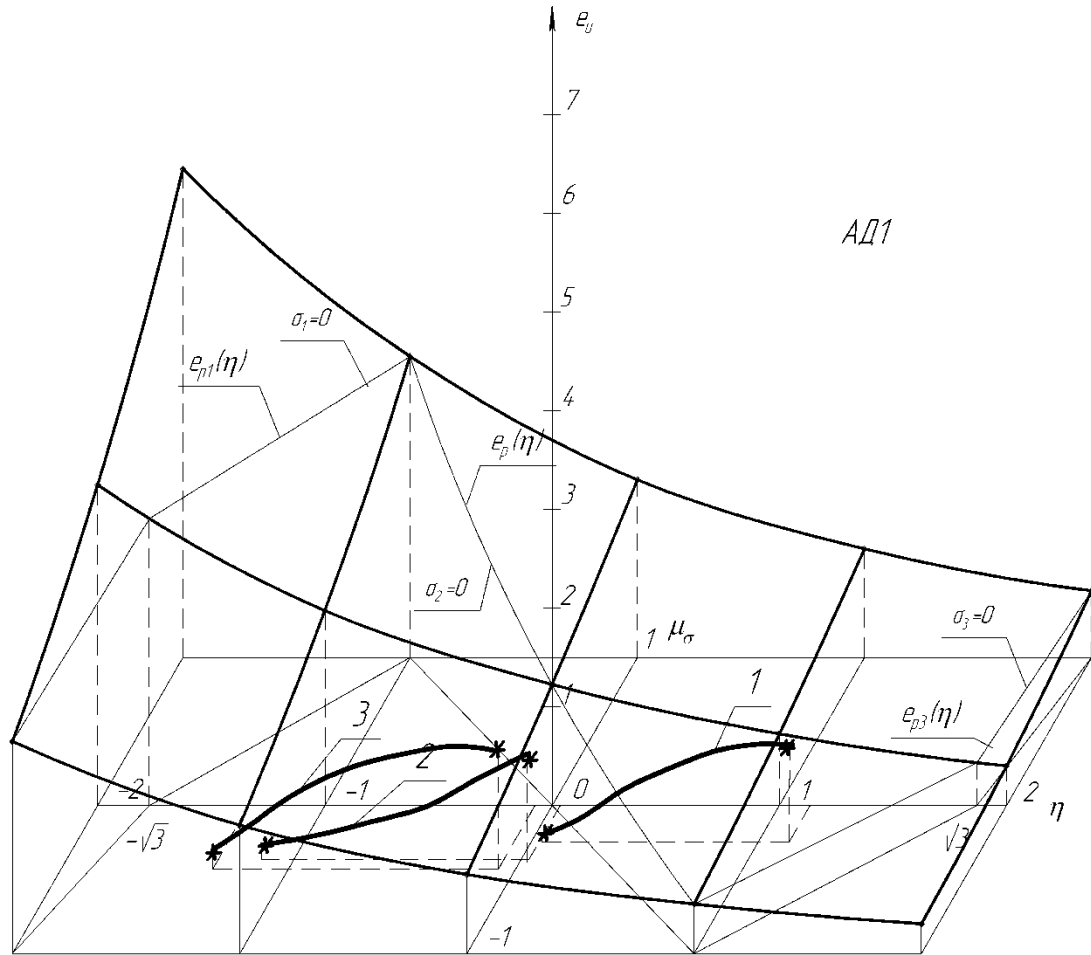


Рис. 2.3. Поверхности предельных деформаций для сплава АД1 и пути деформирования частиц материала при свободном выдавливании (кривая 1) и с противодавлением (2, 3)

Привлекая феноменологические деформационные критерии деформируемости [6, 146, 177, 178] ресурс пластичности в процессах обработки металлов давлением, сопровождающимся объемной схемой напряженного состояния, можно рассчитать по критерию:

$$\psi = \int_0^{e_p^*} \left(1 + 0,2 \operatorname{arctg} \left(\frac{d\eta}{de_u} + \frac{d\chi}{de_u} \right) \right) \frac{e_u^{0,2 \operatorname{arctg} \left(\frac{d\eta}{de_u} + \frac{d\chi}{de_u} \right)}}{\left[e_p(\eta(e_u), \chi(e_u)) \right]^{1+0,2 \operatorname{arctg} \left(\frac{d\eta}{de_u} + \frac{d\chi}{de_u} \right)}} \leq 1 \quad (2.30)$$

В работах [148, 150] показано, что во многих случаях имеется слабое влияние свойств материала на путь деформирования частиц материала в опасной области деформированных заготовок ($\eta = \eta(e_i)$) и для расчета предельных технологических параметров процессов обработки давлением, можно воспользоваться зависимостями $\eta = \eta(e_i)$, найденными на модели из другого материала.

2.3. Методика проведения экспериментальных исследований

При выборе типа оборудования для экспериментальных исследований нужно было исходить из условия наличия необходимой мощности оборудования для осуществления процессов холодного выдавливания, наличия достаточной величины межштампового пространства для размещения в нем экспериментального штампа с регистрирующими датчиками, возможности обеспечения регулировки скорости движения деформирующего инструмента. Исследования были проведены в лабораторных условиях, в основном, на гидравлических прессах ДБ 2428А усилием 630 кН и ДБ 2432 (1600 кН), испытательных машинах МС-500 (рис. 2.4), МС-2000 усилием соответственно 500 и 2000 кН (скорости деформирования 10; 0,05 и 0,01 мм/с) и в промышленных условиях – на кривошипно-коленных прессах для холодного выдавливания.

Цель экспериментальных исследований – получение данных, подтверждающих правильность выбранных расчетных схем и режимов деформирования, а также оценка возможностей новых способов выдавливания.

Для исследований была использована экспериментальная установка с тензометрической аппаратурой на базе аналогово-цифрового преобразователя АЦП L-Card E-440. Схемы подключения тензорезисторов к АЦП и тензоаппаратуры к ЭВМ приведена на рис. 2.5. В комплект тензометрической аппаратуры входили: 32-х канальный аналогово-цифровой преобразователь (АЦП) L-Card E-440 и ЭВМ с пакетом программного обеспечения, включающего осциллограф-спектроанализатор L-Graph. Питание тензорезисторов производилось от аккумулятора напряжением 6,5 В.

Месдозы тарировались по шкале испытательной машины, показания которой предварительно были поверены образцовым динамометром сжатия. Предварительная тарировка силоизмерительных устройств производилась на испытательной машине МС-500, с записью файла с экспериментальными данными программой осциллографом-спектроанализатором L-Graph, входящей в комплект поставки тензометрической платы E 440 и фиксацией эталонных значений усилий по

шкале машины. Пример типовой осциллограммы записи силовых параметров процесса выдавливания с применением ПЭВМ приведен на рис. 2.6. По осциллограммам определяли коэффициенты тензочувствительности, которые затем использовались для расшифровки экспериментальных записей.

Для исследования силового режима процесса обратного выдавливания в качестве датчиков усилия использовались тензометрические месдозы. Месдозы изготавливались из стали Х12М с последующей закалкой HRC 56...60, и наклейкой тензорезисторов и подключением по мостовой схеме с компенсационными плечами. Для регистраций перемещений ползуна прессы (или рабочего хода пуансона) использовался ходограф балочного типа (рис. 2.7).

Экспериментальная часть проведенных исследований основывается на физическом моделировании процессов выдавливания с использованием натуральных экспериментов и метода тензометрии. Тарирование месдоз с последующим построением тарировочных графиков для различных коэффициентов усиления входного сигнала осуществлялось непосредственно на испытательных машинах МС-500 и МС-2000.

Для месдоз и ходографов строили тарировочные графики при определенных значениях коэффициента усиления входного сигнала. Разброс тарировочных точек на кривой составлял +1,5%. Вследствие применения нескольких датчиков общая погрешность составляла +3%. Абсолютная ошибка, даваемая усилителем, составляла +1,5%. С учетом этого статистически обоснованная ошибка равнялась +2,4% при замере усилий деформирования и +3,6% (относительно максимальных значений) при замере усилий раскрытия, выталкивания и сил трения.

Для проведения экспериментов был разработан и изготовлен экспериментальный переналаживаемый штамп, позволяющий определять силовые и деформационные параметры процессов радиального, совмещенного радиального и комбинированного выдавливания деталей с наружными и внутренними фланцами (рис. 2.8 и 2.9).



Рис. 2.4. Установка для исследования силового режима процессов выдавливания

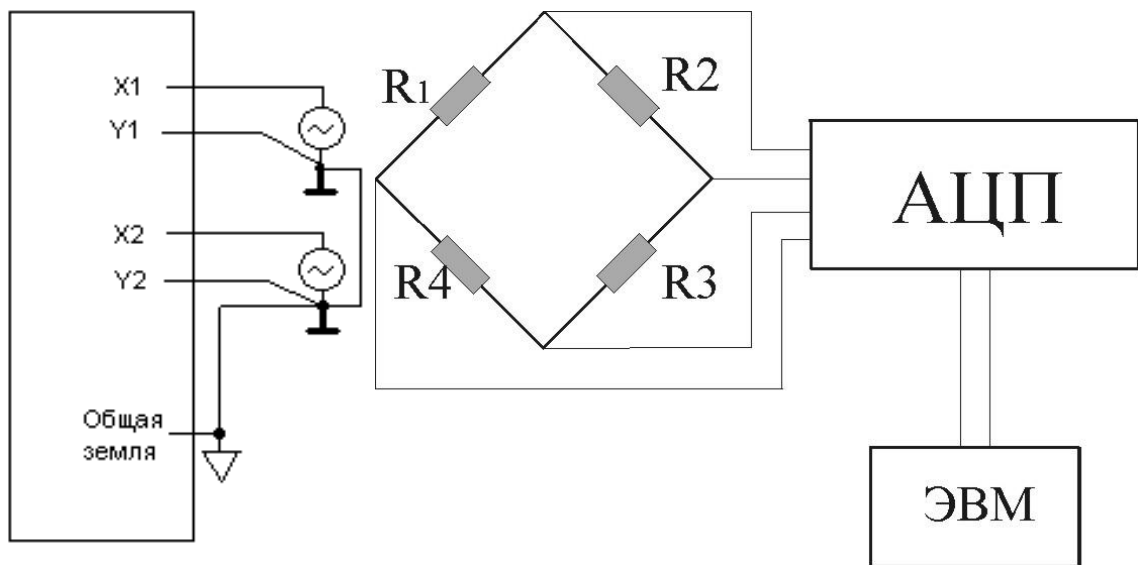


Рис. 2.5. Схемы подключения тензорезисторов к аналогово-цифровому преобразователю (АЦП) и тензометрической аппаратуры к ЭВМ

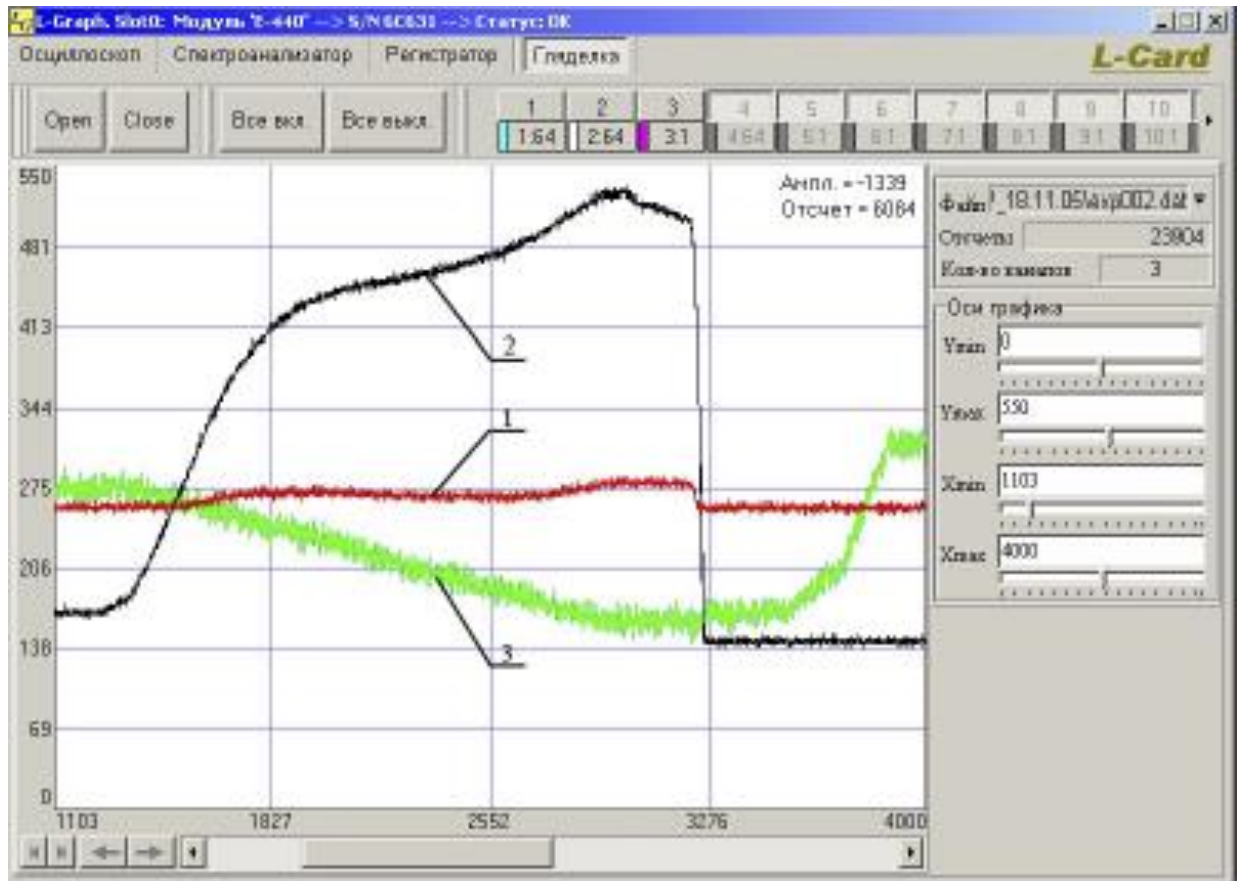


Рис. 2.6. Осциллограмма измерения сил деформирования и трения: 1 – сила трения, 2 – сила выдавливания, 3 – ходограф

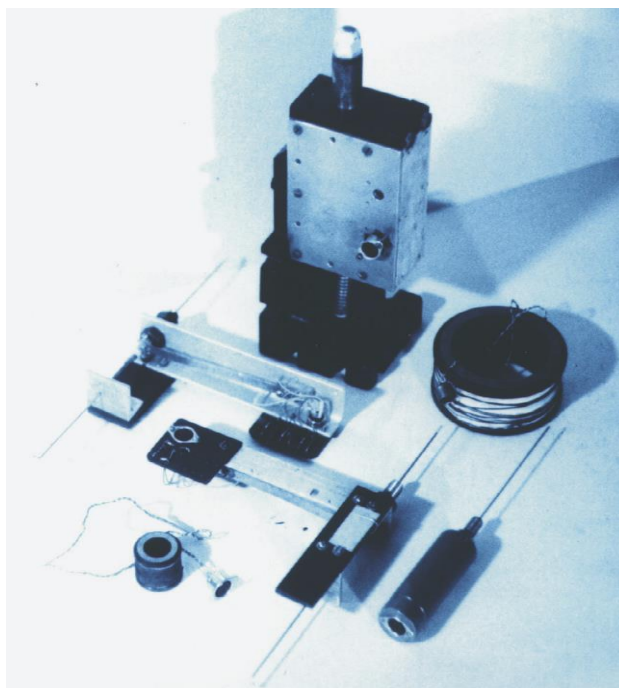


Рис. 2.7. Ходограф с комплектом мездоз (а) и АЦП L-Card E-440 (б)

Штамп (см. рис. 2.8) состоит из контейнера 5, в котором располагается составная матрица 6, опирающаяся через месдозу и прокладку на нижнюю плиту 10. Контейнер жестко прикреплен к нижней плите 10, в котором предусмотрены выталкиватели 11. В матрице неподвижно размещен нижний опорный пуансон 8, опирающийся на месдозу 9, расположенную в нижней части контейнера 5. Пуансон 4 размещен через державку в пуансонодержателе 2, прикреплен к подвижной верхней плите 1 и опирается на месдозу 3, регистрирующую усилие деформирования. Матрица 6 через месдозу, которая регистрирует усилие раскрытия, прижимается болтами и крышкой к контейнеру 5. В пуансоне 4 расположена точно подогнанная оправка 7, способная к взаимодействию с опорным пуансоном 8.

Отличие штампа для радиального выдавливания внутренних фланцев (см. рис. 2.9) на трубчатой заготовке состоит в исполнении оправки 7 в виде сборочного узла, состоящего из двух втулок, закрепленных на одной оси и образующих приемную радиальную полость.

Экспериментальные исследования по измерению сил пластического трения производились в процессах радиального и комбинированного выдавливания полых и сплошных деталей. Для измерения сил контактного трения непосредственно в процессе холодного выдавливания использовались установки, которые были переналажены в соответствии с принципиальными схемами разработанных пластотрибометров (см. рис. 1.15) [139, 184–187].

Экспериментальная установка, позволяющая измерять усилия трения и выдавливания непосредственно в процессе выдавливания и представленная на рис. 2.10, состоит из контейнера 2, в котором закрепляются нижняя полуматрица 6; верхняя полуматрица 3 с радиусом кромки 0 мм. Расстояние между полуматрицами определяет высоту приемной радиальной полости и, соответственно, толщину выдавливаемого фланца. В нижней полуматрице 6 установлена оправка 4, которая опирается на месдозу 7. Месдоза 5 служит для измерения трения по наружной поверхности полый детали, а месдоза 7 по контактной поверхности с оправкой.

Был разработан и изготовлен сменный рабочий инструмент, который позволял изменять в широком диапазоне значения геометрических параметров физических моделей (рис. 2.11, 2.12).

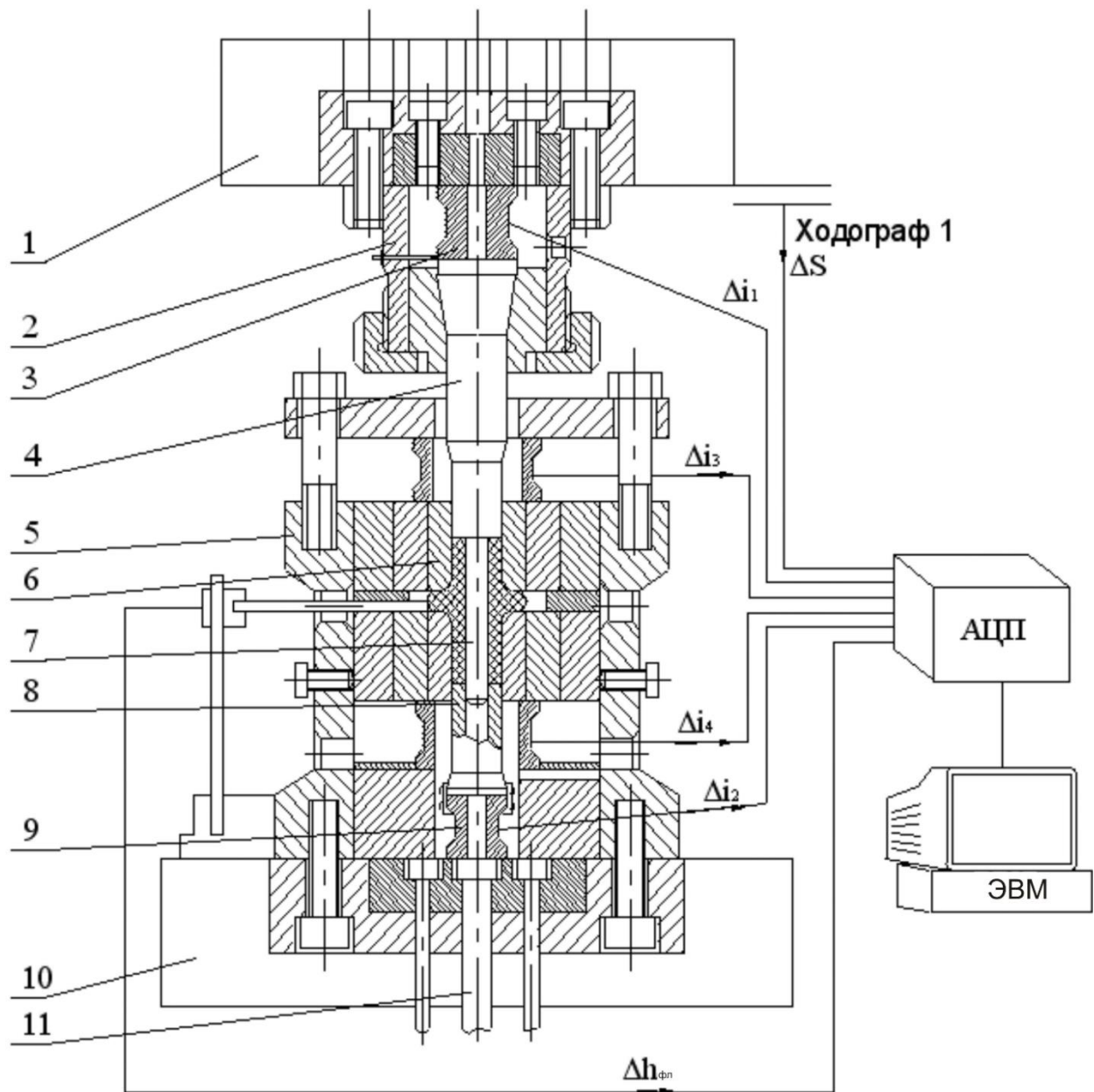


Рис. 2.8. Схема экспериментального штампа для радиального выдавливания наружных фланцев на трубчатой заготовке

В штампах используются сменные матрицы с наружными диаметрами $D_M=110$ мм и $D_M=150$ мм. Внутренние диаметры матриц выбирались из ряда $2R_0=10,1; 15,2; 21,2; 28,2; 36,0; 45,0$ мм. Матрицы и пуансоны изготавливались из стали X12M (HRC_c 56...60), рабочие поверхности шлифовались до $R_a=0,2$. Кромки матриц в переходной (рабочей) части в поперечную полость выполнялись с радиусами закруглений $r=0; 0,2; 1; 2; 5; 6; 8$ и фасками $f=1, 2, 4, 6, 10 \times 45$. Толщина колец $h=1; 2; 2,15; 3; 5; 6; 7; 10; 12; 15; 21$ мм.

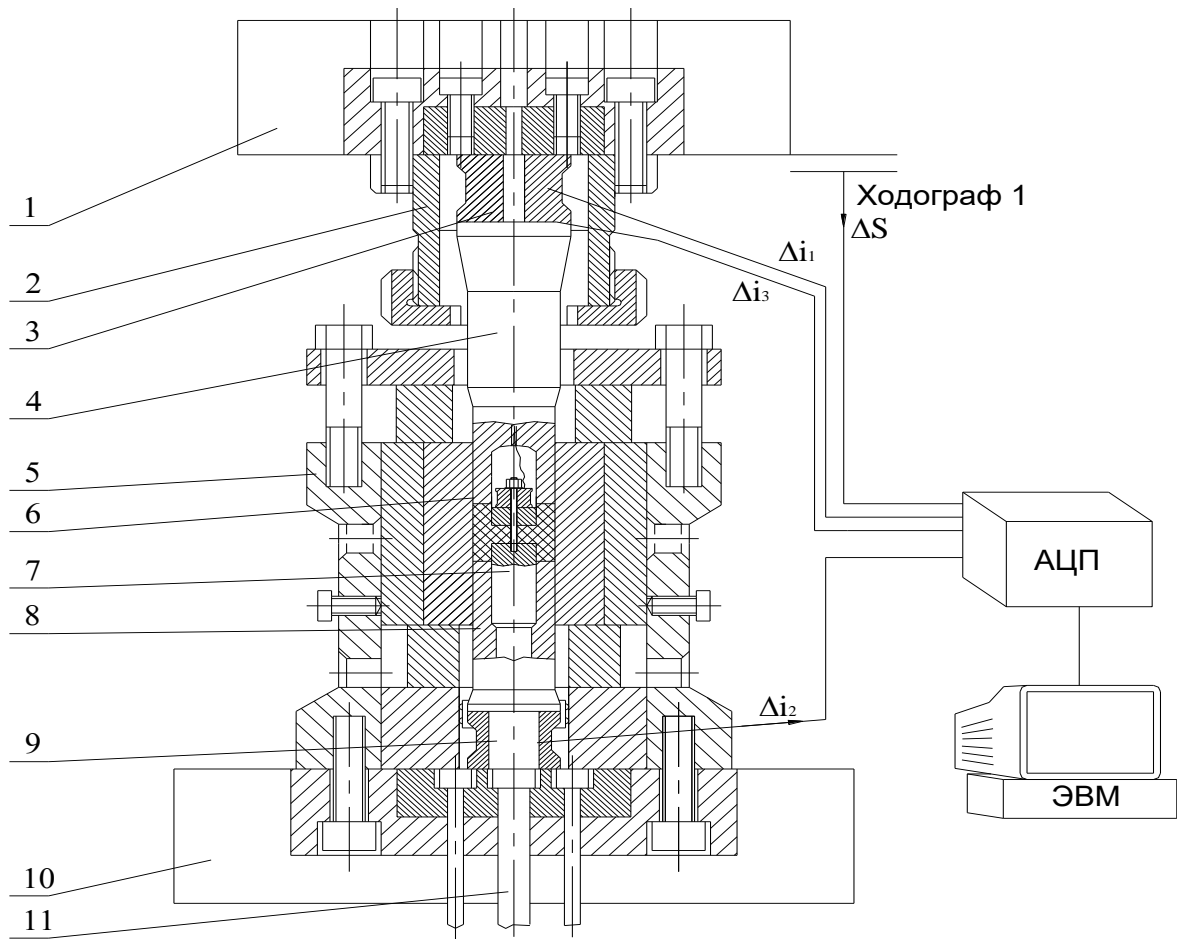


Рис. 2.9. Наладка экспериментального штампа для радиального выдавливания внутренних фланцев

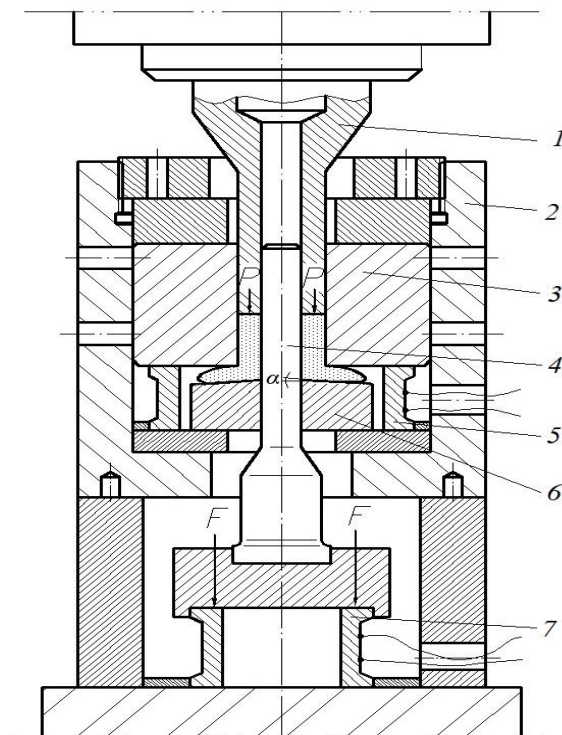


Рис. 2.10. Схема установки для измерения сил трения

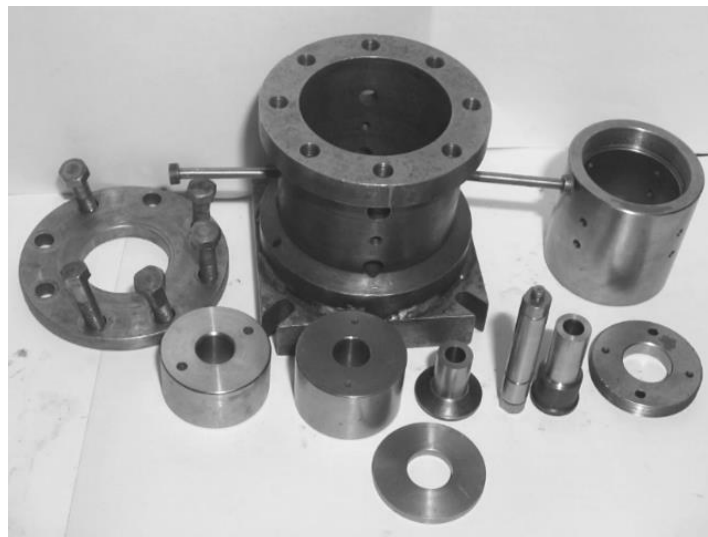


Рис. 2.11. Комплект сменного инструмента для выдавливания



а



б

Рис. 2.12. Набор матриц (а) и пуансонов (б) для экспериментов

Внутренний диаметр матриц выбирается в диапазоне размеров от 15 мм до 45 мм. Кромки матриц в переходной части в поперечную полость выполнены с фасками $5 \times 45^\circ$, $2 \times 45^\circ$, с закруглением по радиусу 1–8 мм и с острой кромкой. Диаметры полых пуансонов выбираются в зависимости от требуемой толщины стенки выдавливаемой полый детали.

При исследовании характера течения металла применялись и составные образцы с координатной сеткой, которую наносили на свинцовые образцы трафаретом, а на образцах из меди и алюминиевых сплавов строганием (рис. 2.13). Для исследования деформируемости использовались образцы с сеткой, накатанной на боковую поверхность типографской краской (рис. 2.14).

Для экспериментального исследования технологических режимов выдавливания и деформируемости сплавов были использованы образцы из алюминиевых сплавов – АД1, АД31, АМцМ, стали 10, латуни – Л63, меди – М1, М2 и свинца С1. Диаграммы упрочнения использованных материалов, построенные испытанием на сжатие, приведены на рис. 2.15.

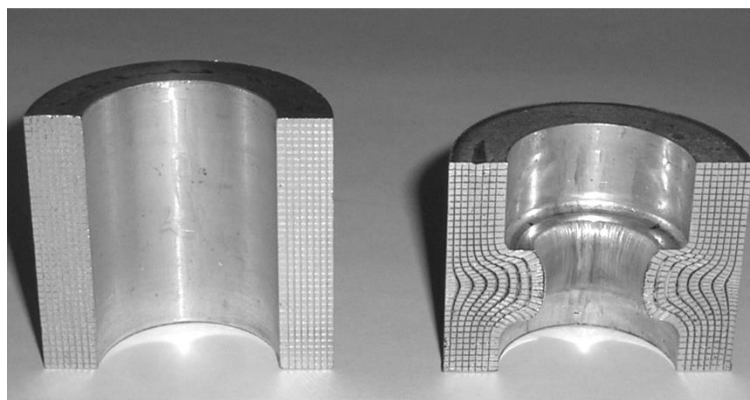


Рис. 2.13. Заготовка с делительной сеткой на последовательных этапах радиального выдавливания внутреннего фланца

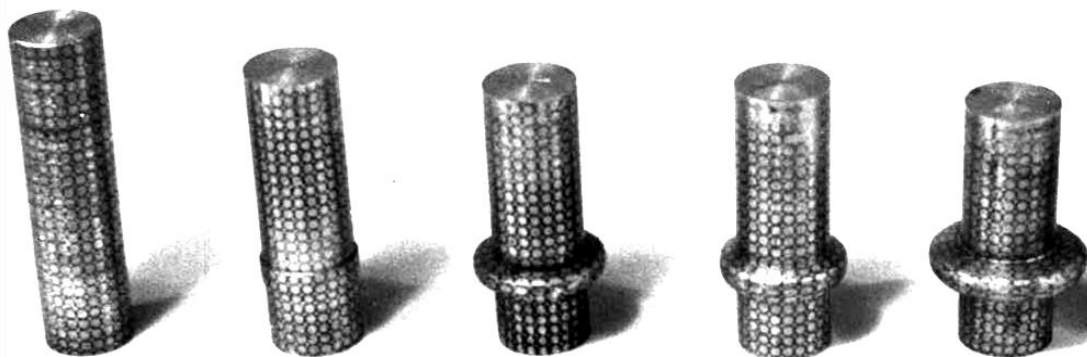


Рис. 2.14. Образцы для исследования напряженно-деформированного состояния заготовок при радиальном выдавливании наружных фланцев

Образцы изготавливались резкой, сдвигом или точением прутков с последующим отжигом по режимам, обеспечивающим равномерную структуру образца с максимальными пластическими свойствами [11, 17]. Диаметр заготовок соответствовал диаметру матриц и составлял $D_0 = (2R_0 - 0,1) + 0,005$ мм. Ошибка при замере размеров заготовок и деталей составляла от +0,001 мм до +0,1 мм.

В качестве смазки при определении силовых параметров применяли: для алюминиевых и медных сплавов – анодирование с нанесением жира, технический вазелин, животный жир, воск с минеральным маслом. Стальные заготовки подвергались фосфатированию и омыливанию в заводских условиях по рекомендуемой в литературе технологии [12–17].

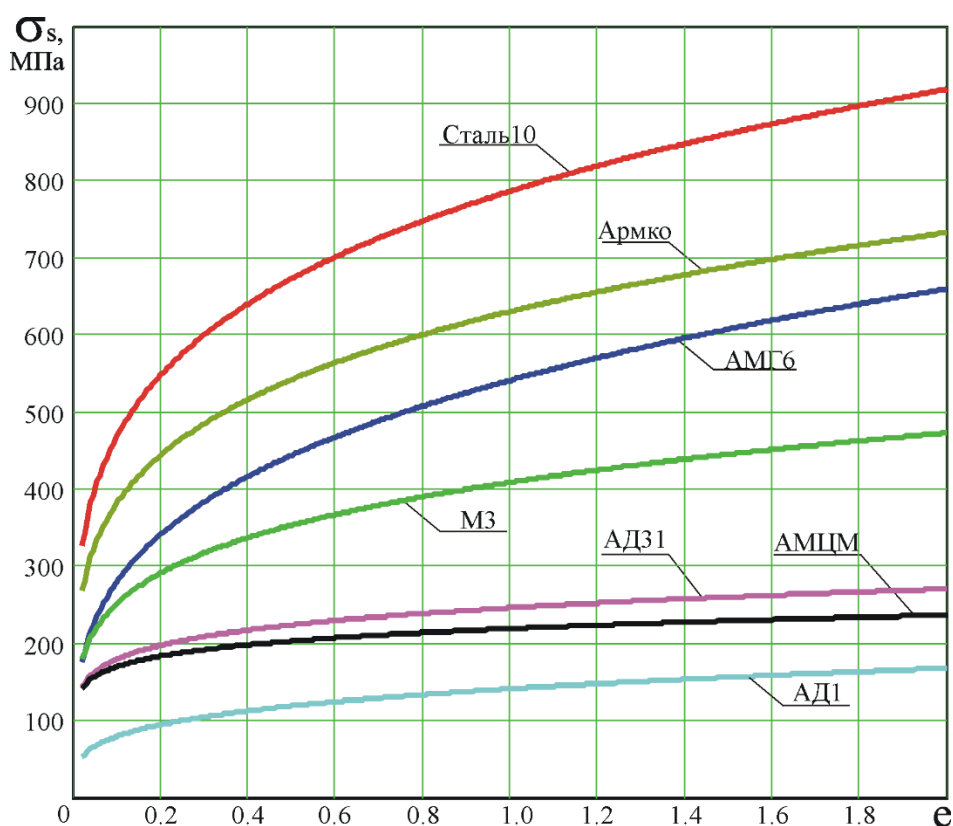


Рис. 2.15. Диаграммы истинных напряжений текучести для материалов, использованных в экспериментальных исследованиях

Обработку экспериментальных данных, оценку нормальности распределения результатов измерения силовых параметров и определение ширины доверительного интервала проводили в соответствии с распространенной методикой [188].

3. ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ПРОЦЕССА ВЫДАВЛИВАНИЯ ОСЕСИММЕТРИЧНЫХ ДЕТАЛЕЙ С ФЛАНЦАМИ

3.1. Моделирование силового режима процесса осесимметричного радиального выдавливания фланцев на полый заготовке

При деформировании трубчатых заготовок совмещенным радиальным выдавливанием (с одновременным истечением металла в направлении от оси и к оси симметрии) достигается формообразование фланцев на внутренней и наружной поверхностях детали (схема А1 на рис. 2.1). Для анализа силового режима деформирования при совмещенном радиальном выдавливании использовался энергетический метод [1, 3, 4, 8].

Расчетная схема процесса, построенная из простых модулей параллельного течения, представлена на рис. 3.1, а. Математическая модель, полученная на основе данной расчётной схемы, демонстрирует расхождение с экспериментальными данными (при $h/R_0 > 0,5$), достигающее 60% [92, 169]. Это объясняется несоответствием упрощенной схемы очага деформации реальной картине деформации, объему и форме пластической зоны, наблюдаемых при выдавливании относительно толстых фланцев.

Для устранения отмеченного недостатка решения необходимо рассмотреть расчётные схемы, которые бы точнее описывали реальную картину течения при радиальном выдавливании относительно толстых фланцев за счёт выбора более сложных полей скоростей. Расчётные схемы с формой кинематических зон в центральной области, приближенных к экспериментально наблюдаемому полю деформаций (анализ картины течения выполнен по установочным экспериментам), приведены на рис. 3.1 и 3.2. В представленных расчётных схемах центральная область заготовки разбита на кинематические модули, соответственно, трапецеидальной и прямоугольной, трапецеидальной, а также треугольной формы. В силу осевой симметрии процесса рассматривалась одна половина трубчатой заготовки. При совмещенном радиальном выдавливании существует некоторая плоскость раздела течения материала в направлении «от» и «к» оси симметрии заготовки. Эта поверхность определена радиусом R_k .

Каждая из областей очага деформации, лежащих наружу и вовнутрь от поверхности раздела течения, состоит из двух кинематических зон: зон осадки 2 и 3 различной формы, оговоренной выше, и фланцевых зон 4 и 5. Кроме этого, расчётные схемы содержат жёсткие зоны 1 и 6. Зонами 7 и 8 являются, соответственно, наружная и внутренняя матрицы (см. рис. 3.1, г).

Одна из уточнённых моделей течения (см. рис. 3.1, г) описывается следующими зависимостями для осевых и радиальных компонент векторов скоростей соответствующих зон:

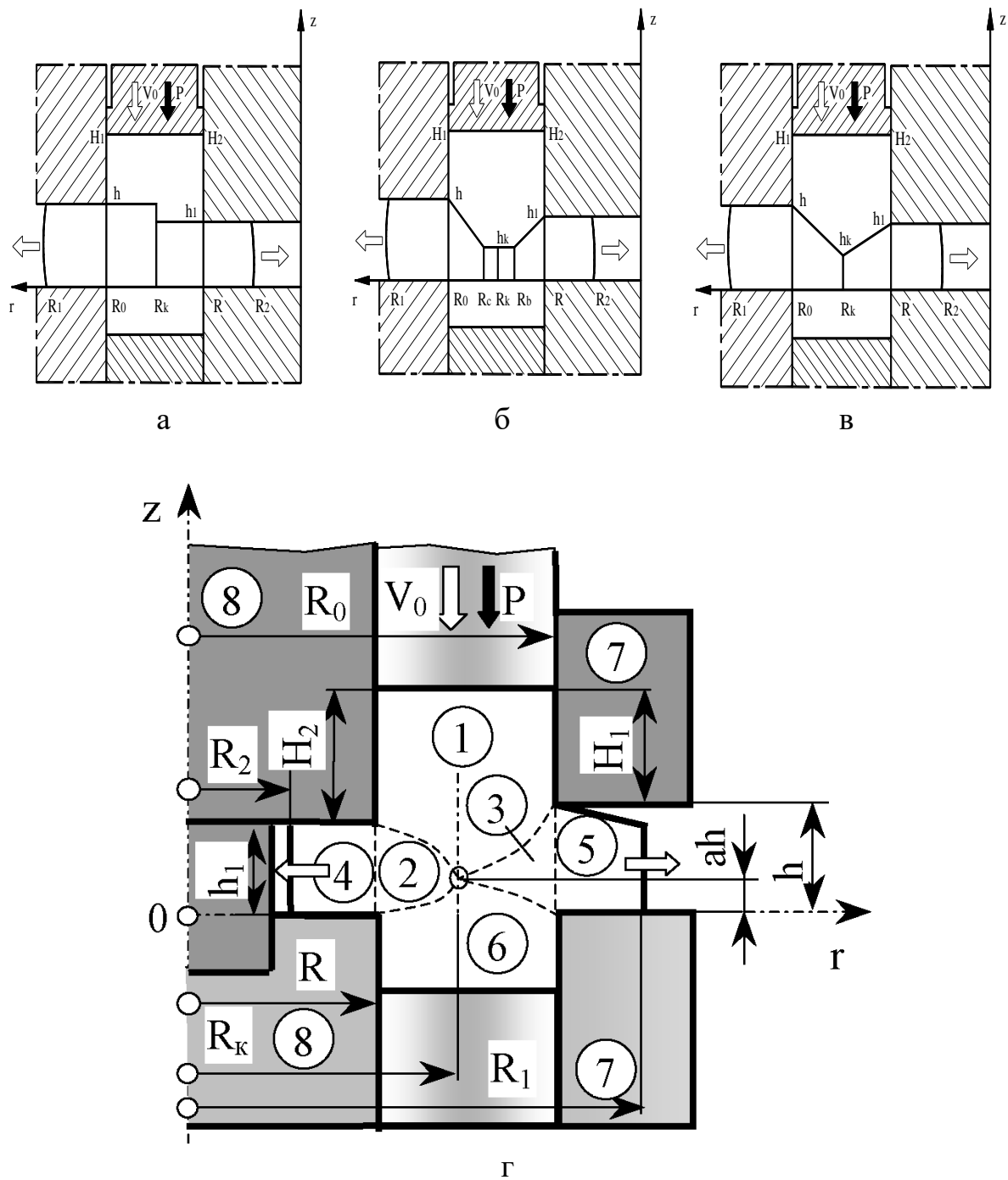


Рис. 3.1. Расчётные схемы процесса совмещённого радиального выдавливания

$$\begin{aligned}
1 - V_z &= -V_0, & V_r &= 0; \\
2 - V_z &= -bV_0, & V_r &= -V_0 \frac{R_k^2 - R^2}{2h_1r}; \\
3 - V_z &= -aV_0, & V_r &= V_0 \frac{R_0^2 - R_k^2}{2hr}; \\
4 - V_z &= 0, & V_r &= -V_0 \frac{R_k^2 - R^2}{2h_1r}; \\
5 - V_z &= 0, & V_r &= V_0 \frac{R_0^2 - R_k^2}{2hr},
\end{aligned} \tag{3.1}$$

где V_0 – скорость перемещения пуансона;

a и b – коэффициенты оптимизации ($a = 0 \dots 1$; $b = 0 \dots 1$);

R_k – радиус раздела течения ($R_k = R \dots R_0$).

Скорости, выраженные формулами (3.1), кинематически возможны, так как они удовлетворяют условию несжимаемости (см. п. 2.2) и кинематическим граничным условиям.

Условие неразрывности нормальной компоненты скорости на границе, разделяющей соседние зоны, будет иметь следующий вид [3]:

$$\frac{dz}{dr} = \frac{[V_z]}{[V_r]}, \tag{3.2}$$

где $[V_z]$ и $[V_r]$ – разрывы соответствующих компонент скорости на границе между зонами.

С учётом кинематически возможного поля скоростей (КВПС), представленного формулами (3.1), и условия неразрывности нормальной компоненты скорости (3.2) были получены уравнения параболических границ между зонами:

$$\begin{aligned}
1 \text{ и } 2 - z &= \left[1 - (1 - b) \frac{r^2 - R^2}{R_k^2 - R^2} \right] h_1; \\
2 \text{ и } 6 - z &= b \frac{r^2 - R^2}{R_k^2 - R^2} h_1; \\
1 \text{ и } 3 - z &= \left[1 - (1 - a) \frac{R_0^2 - r^2}{R_0^2 - R_k^2} \right] h; \\
3 \text{ и } 6 - z &= a \frac{R_0^2 - r^2}{R_0^2 - R_k^2} h.
\end{aligned} \tag{3.3}$$

Если известна наибольшая из скоростей относительных линейных деформаций $|\dot{\varepsilon}_{\max}|$, то интенсивность скоростей деформаций $\dot{\varepsilon}_i$ для пластических зон 2–5 можно определить по упрощённой линеаризованной зависимости (2.5).

Скорости относительных линейных деформаций рассчитывались по формуле (2.4). Среди них была определена наибольшая $|\dot{\varepsilon}_{\max}|$.

В результате было установлено для зон:

$$\begin{aligned} 2 - \dot{\varepsilon}_i &= 1,08 \frac{V_0}{2h_1} \frac{R_k^2 - R^2}{r^2}; \\ 3 - \dot{\varepsilon}_i &= 1,08 \frac{V_0}{2h} \frac{R_0^2 - R_k^2}{r^2}; \\ 4 - \dot{\varepsilon}_i &= 1,08 \frac{V_0}{2h_1} \frac{R_k^2 - R^2}{r^2}; \\ 5 - \dot{\varepsilon}_i &= 1,08 \frac{V_0}{2h} \frac{R_0^2 - R_k^2}{r^2}. \end{aligned} \quad (3.4)$$

Уравнение энергетического баланса (2.1) для рассматриваемой расчётной схемы примет следующий вид

$$N_a = PV_0 = p\pi(R_0^2 - R^2)V_0 = N_\delta + N_c + N_T = (N_1 + N_2 + N_3 + N_4) + (N_5 + N_6 + N_7 + N_8 + N_9 + N_{10}) + (N_{11} + N_{12} + N_{13} + N_{14}), \quad (3.5)$$

где N_1, N_2, N_3, N_4 – мощности сил пластической деформации (N_δ) в зонах 2, 3, 4, 5;

$N_5, N_6, N_7, N_8, N_9, N_{10}$ – мощности сил среза (N_c) на поверхностях разрыва скоростей между зонами 1 и 2, 2 и 6, 1 и 3, 3 и 6, 2 и 4, 3 и 5;

$N_{11}, N_{12}, N_{13}, N_{14}$ – мощности сил контактного трения (N_T) заготовки и инструмента в вертикальной полости матрицы (между зонами 1 и 7, 1 и 8), в области фланцев (между зонами 5 и 7, 4 и 8).

Мощности сил пластической деформации N_δ , сил среза N_c и сил трения N_T рассчитывались по соответствующим формулам (2.3), (2.6) и (2.7).

После подстановки в равенство (3.5) всех найденных значений мощностей $N_1 \dots N_{14}$ была рассчитана мощность внешних активных сил N_a . После подстановки выражения для расчёта мощности N_a также в формулу (3.5) и дальнейших преобразований была получена формула для определения относительного удельного усилия на пуансоне при совмещённом радиальном выдавливании

$$\begin{aligned}
\bar{p} = & 1,08 \left| 0,5 \frac{R_k^2 - R^2}{R_0^2 - R^2} - \frac{R_k^2}{R_0^2 - R^2} \ln \frac{R_k}{R} \right| + 1,08 \left| 0,5 \frac{R_0^2 - R_k^2}{R_0^2 - R^2} - \right. \\
& \left. - \frac{R_k^2}{R_0^2 - R^2} \ln \frac{R_0}{R_k} \right| + 1,08 \frac{R_k^2 - R^2}{R_0^2 - R^2} \ln \frac{R}{R_2} + 1,08 \frac{R_0^2 - R_k^2}{R_0^2 - R^2} \ln \frac{R_1}{R_0} + \\
& + \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{R_k - R}{h_1} \frac{R_k^2 - R^2}{R_0^2 - R^2} + \frac{R_0 - R_k}{h} \frac{R_0^2 - R_k^2}{R_0^2 - R^2} + \left[\frac{bR h_1 + aR_0 h}{R_0^2 - R^2} \right] \right) + \\
& + \frac{4}{3\sqrt{3}} \left[\frac{(1 + 2b^2 - 2b)h_1 (R_k^3 - R^3)}{(R_0^2 - R^2)(R_k^2 - R^2)} + \frac{(1 + 2a^2 - 2a)h (R_0^3 - R_k^3)}{(R_0^2 - R^2)(R_0^2 - R_k^2)} \right] + \\
& + \frac{2}{\sqrt{3}} \mu \left[\frac{2(RH_2 + R_0 H_1)}{R_0^2 - R^2} + \frac{R - R_2}{h_1} \frac{R_k^2 - R^2}{R_0^2 - R^2} + \frac{R_1 - R_0}{h} \frac{R_0^2 - R_k^2}{R_0^2 - R^2} \right], \tag{3.6}
\end{aligned}$$

где μ – коэффициент трения между контактными поверхностями деформируемой заготовки и инструментов.

Для удобства расчётов в формуле (3.6) вместо натуральных обозначений геометрических параметров можно использовать относительные безразмерные геометрические параметры (отнесённые к радиусу заготовки R_0). Тогда формула (3.6) примет следующий вид

$$\begin{aligned}
\bar{p} = & 1,08 \left| 0,5 \frac{\bar{R}_k^2 - m^2}{A} - \frac{\bar{R}_k^2}{A} \ln \frac{\bar{R}_k}{m} \right| + 1,08 \left| 0,5 \frac{1 - \bar{R}_k^2}{A} - \right. \\
& \left. - \frac{\bar{R}_k^2}{A} \ln \frac{1}{\bar{R}_k} \right| + 1,08 \frac{\bar{R}_k^2 - m^2}{A} \ln \frac{m}{\bar{R}_2} + 1,08 \frac{1 - \bar{R}_k^2}{A} \ln \bar{R}_1 + \\
& + \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{\bar{R}_k - m}{\bar{h}_1} \frac{\bar{R}_k^2 - m^2}{A} + \frac{1 - \bar{R}_k}{\bar{h}} \frac{1 - \bar{R}_k^2}{A} + \left[\frac{b m \bar{h}_1 + a \bar{h}}{A} \right] \right) + \\
& + \frac{4}{3\sqrt{3}} \left[\frac{(1 + 2b^2 - 2b)\bar{h}_1 (\bar{R}_k^3 - m^3)}{A(\bar{R}_k^2 - m^2)} + \frac{(1 + 2a^2 - 2a)\bar{h} (1 - \bar{R}_k^3)}{A(1 - \bar{R}_k^2)} \right] + \\
& + \frac{2}{\sqrt{3}} \mu \left[\frac{2(m\bar{H}_2 + \bar{H}_1)}{A} + \frac{m - \bar{R}_2}{\bar{h}_1} \frac{\bar{R}_k^2 - m^2}{A} + \frac{\bar{R}_1 - 1}{\bar{h}} \frac{1 - \bar{R}_k^2}{A} \right], \tag{3.7}
\end{aligned}$$

где $\bar{R}_k = R_k/R_0$; $\bar{R}_1 = R_1/R_0$; $\bar{R}_2 = R_2/R_0$; $\bar{h} = h/R_0$; $\bar{h}_1 = h_1/R_0$;

$\bar{H}_1 = H_1/R_0$; $\bar{H}_2 = H_2/R_0$; $A = 1 - \bar{R}^2 = 1 - m^2$;

$m = R/R_0 = \bar{R}$ – параметр, характеризующий толщину стенки трубчатой заготовки.

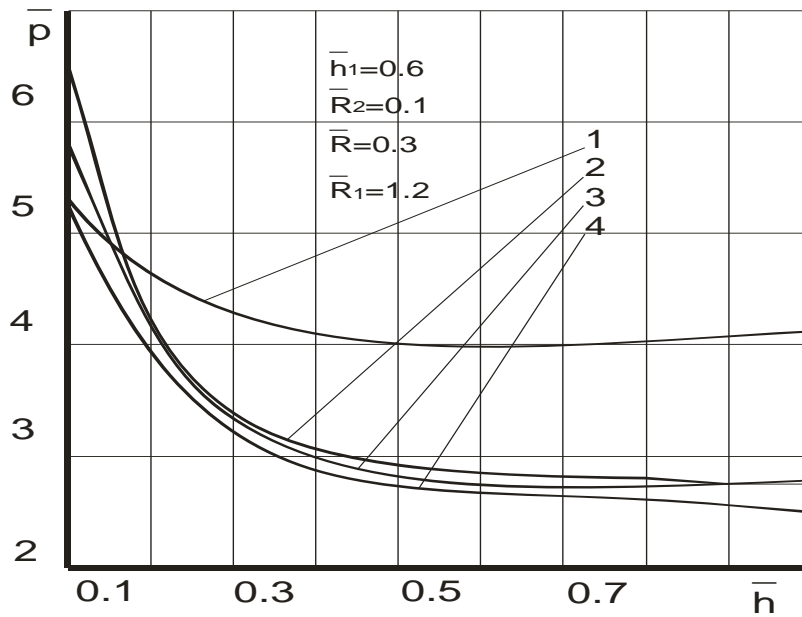
Формулы (3.6) и (3.7) содержат коэффициенты оптимизации a и b , а также неизвестный варьируемый параметр R_k или \bar{R}_k , оптимальные значения которых определены из условия минимума приведенного давления \bar{p} численным методом в среде MathCAD на ПЭВМ. Для того, чтобы координаты z вершин треугольных модулей 2 и 3 в центральной области, имеющие одну координату r (равную R_k или \bar{R}_k), были одинаковыми, коэффициент оптимизации b рассчитывался по формуле $b = ah/h_1$ или $b = a\bar{h}/\bar{h}_1$. После этого можно было определить коэффициент a , затем коэффициент b , а также радиус R_k или \bar{R}_k из условия минимума приведенного давления \bar{p} .

Аналогично для других модулей в составе расчётных схем на рис. 3.1 в соответствии с методикой энергетического баланса (см. п. 2.2) устанавливали поле скоростей перемещений, значения скоростей и интенсивностей скоростей деформаций, мощности сил деформирования, среза и трения. Из уравнения энергетического баланса мощностей (2.1) определяли приведенное давление деформирования \bar{p} .

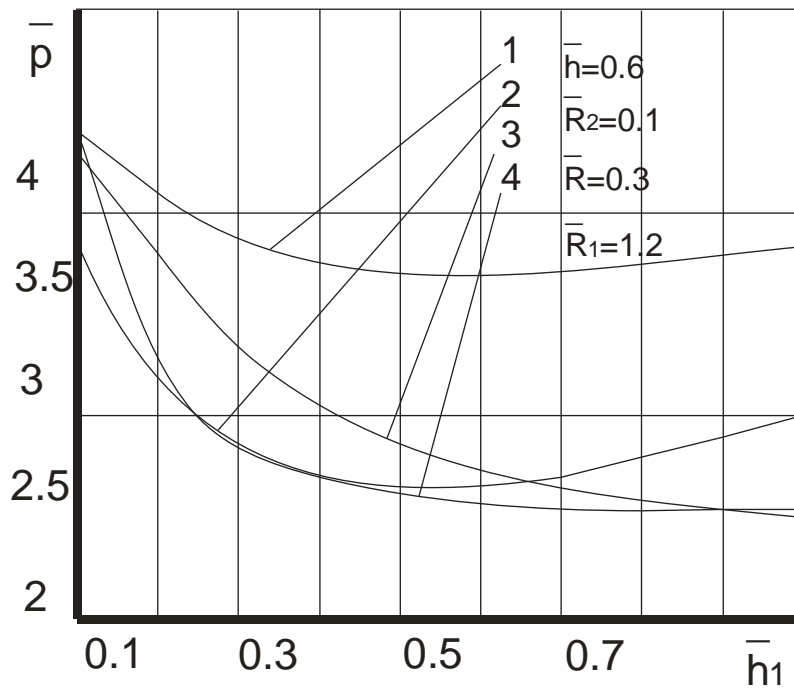
Сравнение приведенных давлений \bar{p} для четырёх представленных на рис. 3.1 расчётных схем демонстрирует уменьшение значений данного параметра до 40% для последних трёх схем по сравнению с расчётной схемой на рис. 3.1,а (рис. 3.2). Кроме этого, расчётная схема с треугольными модулями, верхние и нижние границы которых представляют собой параболы, во всём исследуемом диапазоне геометрического параметра \bar{h} и в большей части рассматриваемого диапазона геометрического параметра \bar{h}_1 даёт наименьшие значения приведенного давления \bar{p} .

На графиках рис. 3.2 и последующих графиках в данном разделе все геометрические параметры представленных расчётных схем являются относительными безразмерными и представлены буквами $\bar{R}_2, \bar{R}, \bar{R}_k, \bar{R}_1, \bar{h}_1, \bar{h}, \bar{H}_2, \bar{H}_1$ (см. формулу (3.7), в отличие от натуральных обозначений параметров, отмеченных большими буквами в расчётных схемах и формулах (3.6), (3.11), (3.12)).

По результатам расчётов построены графики зависимости приведенного давления \bar{p} и оптимального значения радиуса раздела течения \bar{R}_{k0} от параметров процесса и условий трения (рис. 3.3, рис. 3.4 и 3.5).

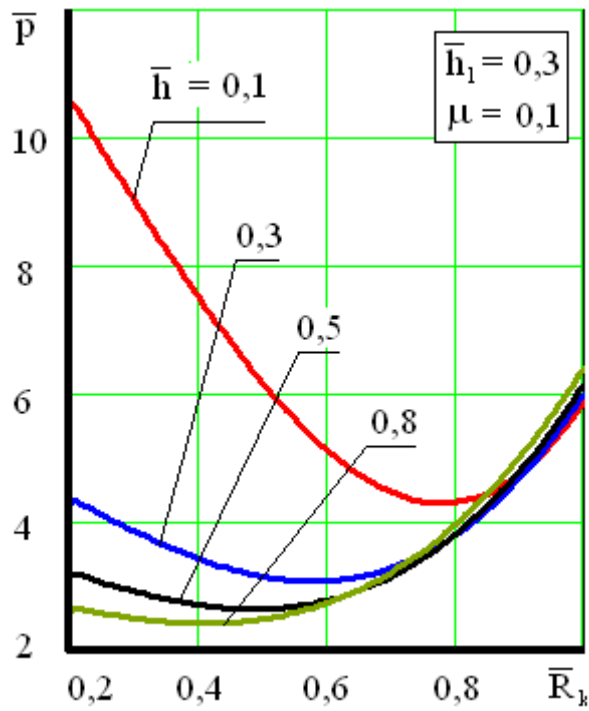


a

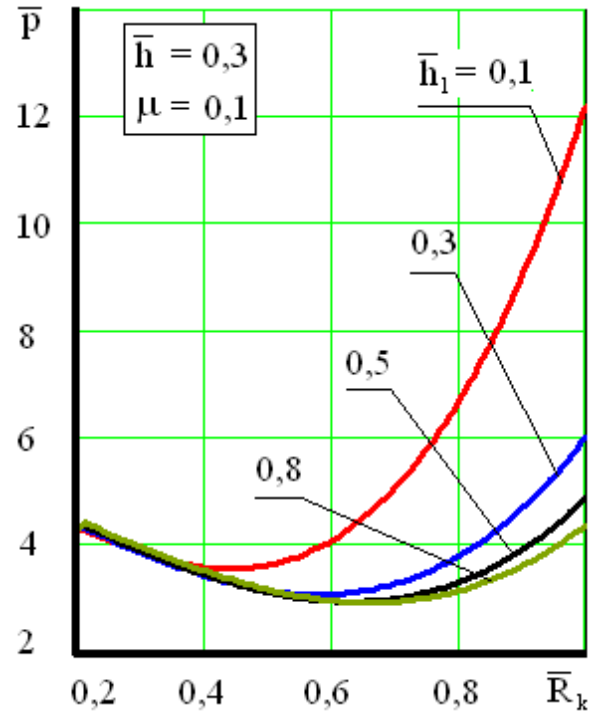


б

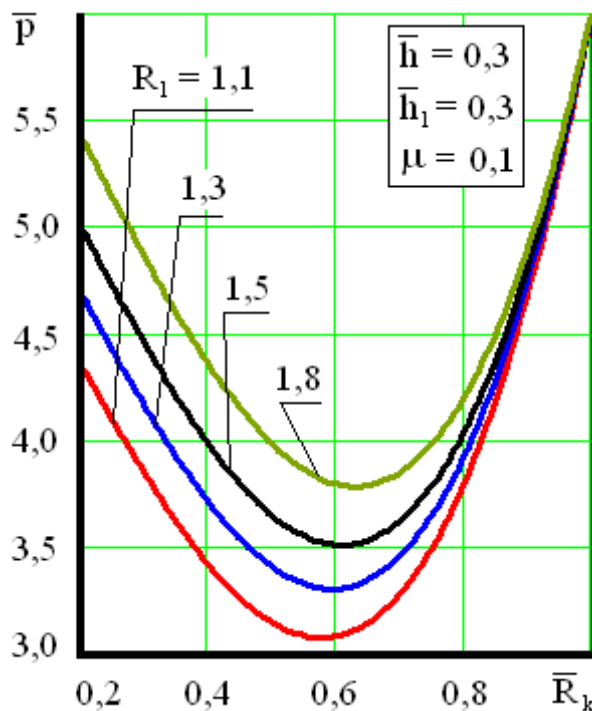
Рис. 3.2. Графики зависимости приведенного давления \bar{p} совмещённого радиального выдавливания от безразмерной толщины фланца \bar{h} и \bar{h}_1 для расчётных схем с модулями: 1 – прямоугольными; 2 – трапецидальными; 3 – комбинированными трапецидально-прямоугольными (см. рис. 3.1, б); 4 – треугольными (см. рис. 3.1, г)



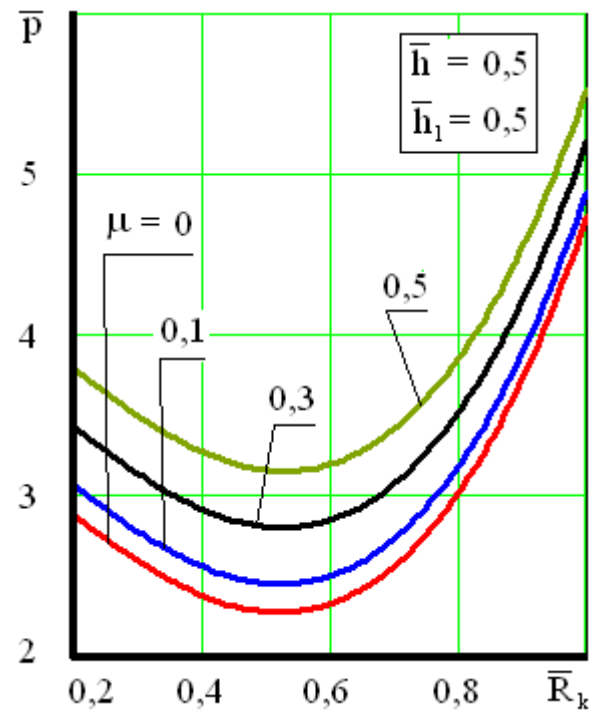
а



б



в



г

Рис. 3.3. Графики зависимости приведенного давления \bar{p} совмещённого радиального выдавливания от безразмерных геометрических параметров и условий трения ($\bar{R} = 0,2$; $\bar{R}_1 = 1,1$; $\bar{R}_2 = 0,1$; $\bar{H}_1 = 1,5 - \bar{h}$; $\bar{H}_2 = 1,5 - \bar{h}_1$)

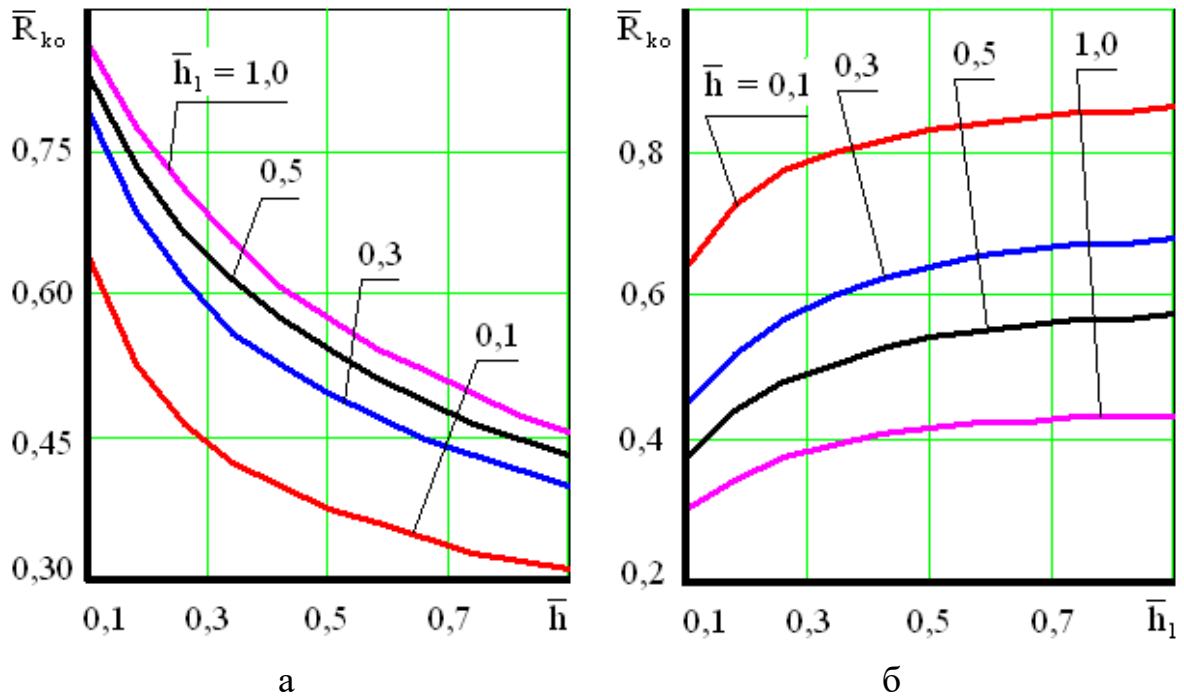


Рис. 3.4. Графики зависимости оптимального значения безразмерного радиуса раздела течения \bar{R}_{ko} от безразмерных геометрических параметров в процессе совмещённого радиального выдавливания ($\bar{R} = 0,2$; $\bar{R}_1 = 1,2$; $\bar{R}_2 = 0,1$; $\bar{H}_1 = 1,5 - \bar{h}$; $\bar{H}_2 = 1,5 - \bar{h}_1$; $\mu = 0,1$)

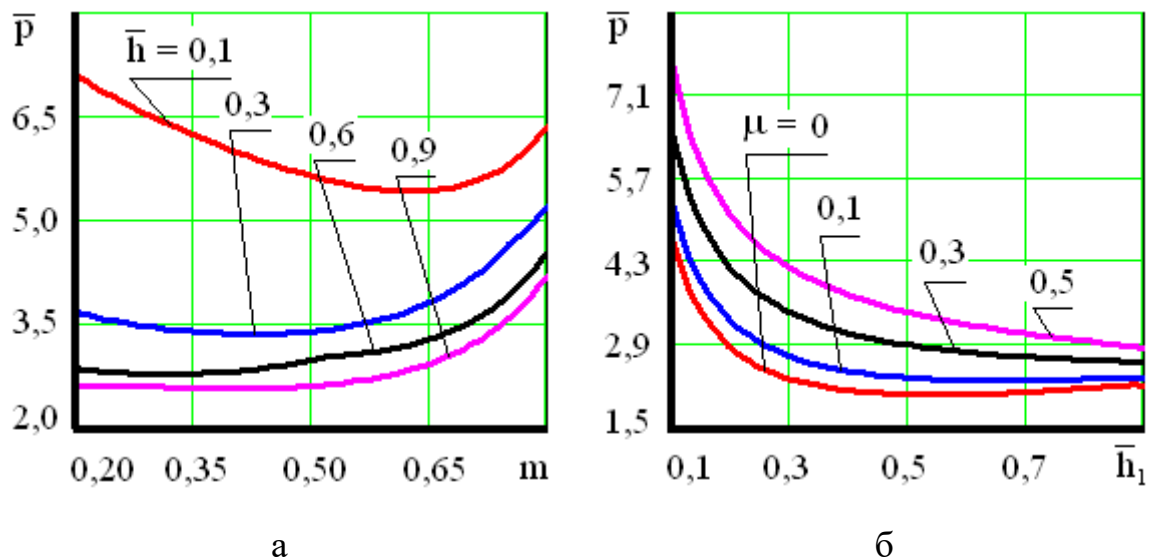


Рис. 3.5. Графики зависимости приведенного давления \bar{p} процесса совмещённого радиального выдавливания от безразмерных геометрических параметров и условий трения ($\bar{R} = 0,3$; $\bar{R}_1 = 1,1$; $\bar{R}_2 = \bar{R} - 0,1$; $\bar{h}_1 = \bar{h}$; $\bar{H}_1 = 1,2 - \bar{h}$; $\bar{H}_2 = 1,2 - \bar{h}_1$; $\mu = 0,3$)

Установлено, что с увеличением геометрического параметра \bar{h} от 0,1 до 0,8 (см. рис. 3.3) и уменьшением геометрического параметра \bar{h}_1 в этих пределах, а также увеличением радиуса внешнего фланца \bar{R}_1 происходит уменьшение оптимального значения радиуса раздела течения \bar{R}_k . Увеличение коэффициента трения μ не приводит к изменению величины параметра \bar{R}_k . Этот результат подтверждают также графики зависимости оптимального значения радиуса раздела течения \bar{R}_{k_o} от геометрических параметров \bar{h} и \bar{h}_1 (см. рис. 3.4).

На графиках рис. 3.5 представлены результаты расчётов с оптимальными значениями радиуса раздела течения \bar{R}_{k_o} и коэффициентов a, b . Установлено, что на величину приведенного давления \bar{p} наибольшее влияние оказывают толщина наружного \bar{h} и внутреннего \bar{h}_1 фланцев, параметр m , коэффициент трения μ . С уменьшением параметров \bar{h}, \bar{h}_1 величина приведенного давления возрастает (см. рис. 3.5), что можно объяснить увеличением степени деформации. В исследуемом диапазоне параметра m (0,2...0,8) наблюдаются его оптимальные значения, соответствующие наименьшему приведенному давлению \bar{p} .

Причём, с увеличением значений безразмерной толщины фланца \bar{h} оптимальные значения параметра m смещаются в область его меньших значений. С увеличением коэффициента трения μ пропорционально возрастает величина приведенного давления \bar{p} .

Зависимости (3.6) и (3.7) являются достаточно общим решением задачи радиального выдавливания и могут быть использованы также для расчета силовых параметров более простых схем выдавливания с односторонним истечением, то есть при радиальном выдавливании как наружных, так и внутренних фланцев.

Расчётные схемы процесса радиального выдавливания внешних фланцев представлены на рис. 3.6. Также, как и в случае ранее рассмотренного процесса совмещённого радиального выдавливания, центральная область заготовки разбита на кинематические модули, соответственно, трапецеидальной, треугольной и комбинированной трапецеидально-прямоугольной формы.

Рассмотрим расчётную схему с комбинированным кинематическим модулем в центральной области заготовки, содержащем модули прямоугольной 3а и трапецеидальной 3б формы, кинематическим

модулем 5, описывающим течение материала заготовки в области внешнего фланца (рис. 3.6, в).

Кинематически возможное поле скоростей (КВПС) имеет следующий вид для рассматриваемых кинематических модулей:

$$\begin{aligned}
 3a - V_z &= -V_0 \frac{z}{h_k}, & V_r &= V_0 \frac{r^2 - R^2}{2h_k r}; \\
 3б - V_z &= -V_0 \frac{[2r F_1 - (r^2 - R^2) \operatorname{tg} \alpha] z}{2F_1^2 r}, & V_r &= V_0 \frac{r^2 - R^2}{2F_1 r}; \\
 5 - V_z &= 0, & V_r &= V_0 \frac{R_0^2 - R^2}{2hr},
 \end{aligned} \tag{3.8}$$

где $F_1 = h_k + (r - R_c) \operatorname{tg} \alpha = h - (R_0 - r) \operatorname{tg} \alpha$ – уравнение наклонной границы трапецеидального модуля 3б.

Все ранее рассмотренные и далее рассматриваемые модули сведены для удобства в табл. 3.1.

Скорости, выраженные формулами (3.8), кинематически возможны, так как они удовлетворяют условию несжимаемости (см. п. 2.2) и кинематическим граничным условиям.

Также выполняется условие неразрывности нормальной компоненты скорости (3.2) на наклонной границе, разделяющей соседние модули 1 и 3б:

$$\begin{aligned}
 \frac{[V_z]_z = F_1}{[V_r]} &= \frac{-V_0 (2F_1^2 r - [2r F_1 - (r^2 - R^2) \operatorname{tg} \alpha] F_1)}{2F_1^2 r} \frac{2F_1 r}{V_0 (r^2 - R^2)} = \\
 &= \frac{dz}{dr} = F_1' = \operatorname{tg} \alpha.
 \end{aligned}$$

Интенсивность скоростей деформаций $\dot{\varepsilon}_i$ для пластических модулей 3а и 5 была определена по упрощённой линеаризованной зависимости (2.5), а для трапецеидального пластического модуля 3б – по формуле (2.4).

Воспользоваться известными линеаризованными зависимостями для определения интенсивности скоростей деформаций модуля 3б не удалось из-за того, что либо не выполнялись рассматриваемые в зависимостях условия, либо для данных геометрических размеров модуля в разных его зонах одновременно выполнялись разные условия.

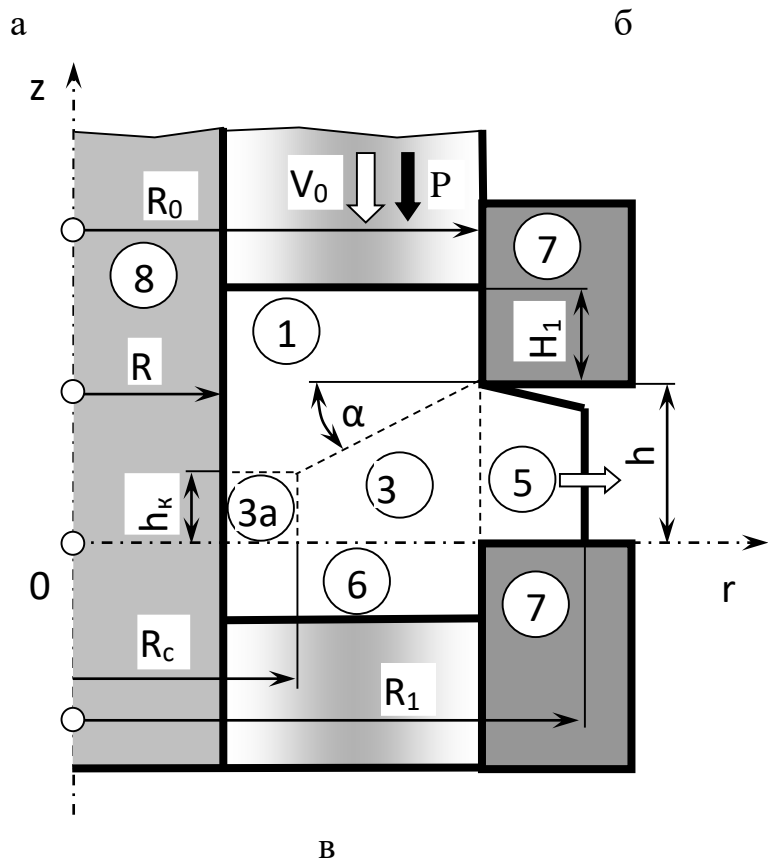
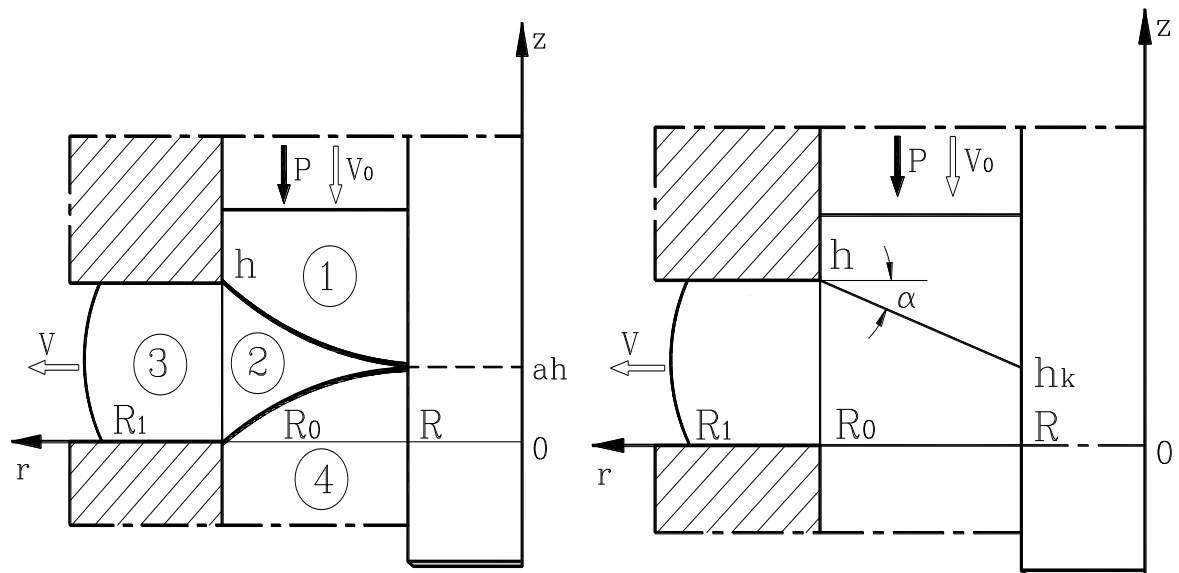


Рис. 3.6. Расчётные схемы процесса центробежного радиального выдавливания

Кинематически возможные поля скоростей
для анализа процессов радиального выдавливания

1	2	3
1		$\begin{cases} V_r = \frac{r^2 - R^2}{2 \cdot h \cdot r} \cdot V_0 \\ V_z = -\frac{V_0}{h} \cdot z \end{cases}$
2		$\begin{cases} V_r = \frac{R_0^2 - R^2}{2 \cdot h} \cdot \frac{V_0}{r} \\ V_z = -a \cdot V_0 \end{cases}$
3		$\begin{cases} V_r = V_0 \cdot \frac{r^2 - R^2}{2 \cdot F_1 \cdot r} \\ V_z = -V_0 \cdot [2 \cdot r \cdot F_1 - (r^2 - R^2) \cdot \operatorname{tg}(\alpha)] \cdot \frac{z}{2 \cdot F_1^2 \cdot r} \end{cases},$ <p style="text-align: center;">Где</p> $F_1 = h_k + (r - R) \cdot \operatorname{tg}(\alpha)$ $\operatorname{tg}(\alpha) = \frac{h - h_k}{R_0 - R}$
4		$\begin{cases} V_r = V_0 \cdot \frac{r^2 - R^2}{2 \cdot F_1 \cdot r} \\ V_z = -V_0 \cdot [2 \cdot r \cdot F_1 - (r^2 - R^2) \cdot \operatorname{tg}(\alpha)] \cdot \frac{z}{2 \cdot F_1^2 \cdot r} \end{cases},$ <p style="text-align: center;">Где</p> $F_1 = h_k + (r - R_c) \cdot \operatorname{tg}(\alpha)$ $\operatorname{tg}(\alpha) = \frac{h - h_k}{R_0 - R_c}$

1	2	3
5		$\begin{cases} V_r = -V_0 \cdot \frac{R_0^2 - r^2}{2 \cdot h_1 \cdot r} \\ V_z = -\frac{V_0}{h_1} \cdot z \end{cases}$
6		$\begin{cases} V_r = -\frac{R_0^2 - R^2}{2 \cdot h_1} \cdot \frac{V_0}{r} \\ V_z = -b \cdot V_0 \end{cases}$
7		$\begin{cases} V_r = -V_0 \cdot \frac{R_0^2 - r^2}{2 \cdot F_2 \cdot r} \\ V_z = -V_0 \cdot \left[2 \cdot r \cdot F_2 - (R_0^2 - r^2) \cdot \operatorname{tg}(\beta) \right] \cdot \frac{z}{2 \cdot F_2^2 \cdot r} \end{cases},$ <p style="text-align: center;">где</p> $F_2 = h_k + (R_0 - r) \cdot \operatorname{tg}(\beta)$ $\operatorname{tg}(\beta) = \frac{h_1 - h_k}{R_0 - R}$
8		$\begin{cases} V_r = -V_0 \cdot \frac{R_0^2 - r^2}{2 \cdot F_2 \cdot r} \\ V_z = -V_0 \cdot \left[2 \cdot r \cdot F_2 - (R_0^2 - r^2) \cdot \operatorname{tg}(\beta) \right] \cdot \frac{z}{2 \cdot F_2^2 \cdot r} \end{cases},$ <p style="text-align: center;">где</p> $F_2 = h_k + (R_b - r) \cdot \operatorname{tg}(\beta)$ $\operatorname{tg}(\beta) = \frac{h_1 - h_k}{R_b - R}$

В результате были получены следующие выражения интенсивности скоростей деформаций для модулей:

$$3a - \dot{\varepsilon}_i = 1,08 \frac{V_0}{h_k}; \quad 3б - \dot{\varepsilon}_i = \frac{V_0 \sqrt{B_1}}{2r^2 F_1^2}; \quad 5 - \dot{\varepsilon}_i = 1,08 \frac{V_0}{2h} \frac{R_0^2 - R_k^2}{r^2}, \quad (3.9)$$

$$\text{где } B_1 = \left(\begin{array}{l} \left[\left[(3r^2 + R^2) F_1 - 2r(r^2 - R^2) \operatorname{tg} \alpha \right]^2 \left(1 + 1,5 \left[\frac{z \operatorname{tg} \alpha}{F_1} \right]^2 \right) \right] + \\ + \left[(3r^2 - R^2) F_1 - r(r^2 - R^2) \operatorname{tg} \alpha \right]^2 + \\ + \left[2R^2 F_1 - r(r^2 - R^2) \operatorname{tg} \alpha \right]^2 \end{array} \right)$$

Уравнение энергетического баланса для расчётной схемы (см. рис. 3.6) будет иметь следующий вид:

$$N_a = PV_0 = p\pi(R_0^2 - R_k^2)V_0 = N_\partial + N_c + N_T = (N_1 + N_2 + N_3) + (N_4 + N_5 + N_6 + N_7 + N_8 + N_9) + (N_{10} + N_{11} + N_{12}), \quad (3.10)$$

где N_1, N_2, N_3 – мощности сил пластической деформации (N_∂) в зонах 3а, 3б, 5;

$N_4, N_5, N_6, N_7, N_8, N_9$ – мощности сил среза (N_c) на поверхностях разрыва скоростей между зонами 1 и 3а, 1 и 3б, 3а и 6, 3б и 6, 3а и 3б, 3б и 5;

N_{10}, N_{11}, N_{12} – мощности сил контактного трения (N_T) деформируемой заготовки об инструменты в вертикальной полости матрицы (между зонами 1 и 7, 1 и 8), в области фланца (между зонами 5 и 7).

Мощности сил пластической деформации N_∂ , сил среза N_c и сил трения N_T определялись по соответствующим формулам (2.3), (2.5) и (2.6).

В итоге была получена следующая формула для определения приведенного давления на пуансоне при радиальном выдавливании внешнего фланца

$$\begin{aligned}
\bar{p} = & 1,08 \left[\frac{R_c^2 - R^2}{R_0^2 - R^2} + \ln \left(\frac{R_1}{R_0} \right) \right] + \frac{2}{3\sqrt{3}} \frac{(R_c - R)(R_c^2 + R_c R - 2R^2)}{(R_0^2 - R^2)h_k} + \\
& + \frac{\sqrt{2}}{3} \int_{R_c}^{R_0} \int_0^{F_1} \frac{\sqrt{B_1}}{r(R_0^2 - R^2)F_1^2} dz dr + \\
& + \frac{1}{2\sqrt{3}} \left| \frac{2R_0 h}{R_0^2 - R^2} - tg \alpha \right| + \frac{1}{\sqrt{3}} \left(\frac{2}{\sin 2\alpha} + \frac{1}{tg \alpha} \right) \left(-\frac{R^2}{R_0^2 - R^2} \ln \frac{h}{h_k} + \right. \\
& \left. + \frac{1}{tg^2 \alpha} \frac{0,5(h^2 - h_k^2) - 2(h - R_0 tg \alpha)(h - h_k) + (h - R_0 tg \alpha)^2 \ln \frac{h}{h_k}}{R_0^2 - R^2} \right) + \\
& + \frac{1}{2\sqrt{3}} \frac{R_c^2 - R^2}{R_0^2 - R^2} tg \alpha + \frac{2}{\sqrt{3}} \mu \left(\frac{2R_0 H_1}{R_0^2 - R^2} + \frac{R(2H_1 + 2h - h_k)}{R_0^2 - R^2} + \frac{R_1 - R_0}{h} \right). \tag{3.11}
\end{aligned}$$

Формула (3.11) с относительными безразмерными геометрическими параметрами (отнесёнными к радиусу заготовки R_0) будет выглядеть следующим образом

$$\begin{aligned}
\bar{p} = & 1,08 \left[\frac{\bar{R}_c^2 - m^2}{A} + \ln \bar{R}_1 \right] + \frac{2}{3\sqrt{3}} \frac{(\bar{R}_c - m)(\bar{R}_c^2 + m\bar{R}_c - 2m^2)}{A\bar{h}_k} + \\
& + \frac{\sqrt{2}}{3} \int_{\bar{R}_c}^1 \int_0^{\bar{F}_1} \frac{\sqrt{B_2}}{r A \bar{F}_1^2} dz dr + \frac{1}{2\sqrt{3}} \left| \frac{2\bar{h}}{A} - tg \alpha \right| + \frac{1}{\sqrt{3}} \left(\frac{2}{\sin 2\alpha} + \frac{1}{tg \alpha} \right) \times \\
& \times \left(\frac{1}{tg^2 \alpha} \frac{0,5(\bar{h}^2 - \bar{h}_k^2) - 2C(\bar{h} - \bar{h}_k) + C^2 \ln \frac{\bar{h}}{\bar{h}_k}}{A} - \frac{m^2}{A} \ln \frac{\bar{h}}{\bar{h}_k} \right) + \\
& + \frac{1}{2\sqrt{3}} \frac{\bar{R}_c^2 - m^2}{A} tg \alpha + \frac{2}{\sqrt{3}} \mu \left(\frac{2\bar{H}_1}{A} + \frac{\bar{R}_k(2\bar{H}_1 + 2\bar{h} - \bar{h}_k)}{A} + \frac{\bar{R}_1 - 1}{\bar{h}} \right), \tag{3.12}
\end{aligned}$$

где $m = \bar{R}$; $A = 1 - m^2$; $C = \bar{h} - tg \alpha$;
 $\bar{F}_1 = \bar{h}_k + (r - \bar{R}_c) tg \alpha = \bar{h} - (1 - r) tg \alpha$;

$$B_2 = \left(\begin{aligned} & \left[\left[(3r^2 + m^2) \bar{F}_1 - 2r(r^2 - m^2) \operatorname{tg} \alpha \right]^2 \left(1 + 1,5 \left[\frac{z \operatorname{tg} \alpha}{\bar{F}_1} \right]^2 \right) + \right. \\ & + \left[(3r^2 - m^2) \bar{F}_1 - r(r^2 - m^2) \operatorname{tg} \alpha \right]^2 + \\ & \left. + \left[2m^2 \bar{F}_1 - r(r^2 - m^2) \operatorname{tg} \alpha \right]^2 \right) \end{aligned} \right).$$

Оптимизация радиуса R_c или \bar{R}_c в формулах (3.11) или (3.12) позволяет минимизировать приведенное давление \bar{p} в среде MathCAD с помощью программы «Energy».

Для радиального выдавливания внешнего фланца из сплошной и полый заготовок (рис. 3.7) в исследуемом интервале значений безразмерной величины толщины фланца \bar{h} наименьшее значение приведенного давления \bar{p} показало решение (3.11), основанное на КВПС, составленном из комбинированного модуля (см. рис. 3.6). Различие между результатами вычислений достигает 100%. Установлено, что уменьшение величины параметра \bar{p} для расчётной схемы, включающей комбинированный модуль, по сравнению с расчётной схемой, включающей модули параллельного течения, достигает 15%. При значениях относительной толщины фланца $\bar{h} \leq 0,2$ результаты, близкие к минимальным, демонстрирует и применение простейшего прямоугольного в сечении кинематического модуля.

Несмотря на снижение давлений деформирования в уточнённой модели радиального выдавливания внешнего фланца (см. рис. 3.6) при $\bar{h} > 0,5$, сопоставление с экспериментальными значениями показывает завышенные расчетные значения приведенных давлений. При значениях $\bar{h} > 0,6$ это превышение достигает 26%. Поэтому обосновано принятие для технологических расчетов процесса выдавливания наружных фланцев аппроксимирующих зависимостей для приведенных давлений выдавливания.

Анализ полученных зависимостей показывает, что влияние геометрических параметров на значения удельных усилий выдавливания наружных фланцев на полых заготовках носит сложный характер. С увеличением относительной толщины фланца \bar{h} до 0,6...0,9 удельные усилия деформирования интенсивно снижаются до некоторого минимума. При дальнейшем возрастании \bar{h} наблюдается заметное увеличение удельных усилий. Также необходимо отметить, что использование модуля с треугольным (криволинейным) сечением приводит к существенно завышенным расчетным значениям давлений выдавливания.

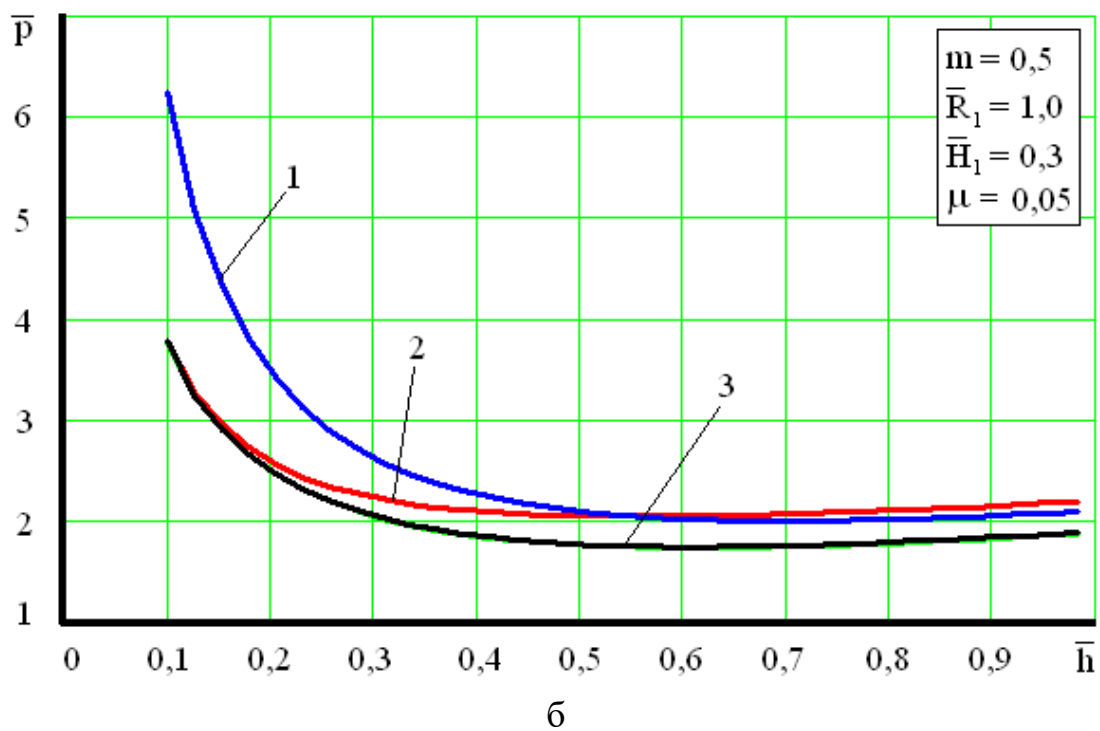
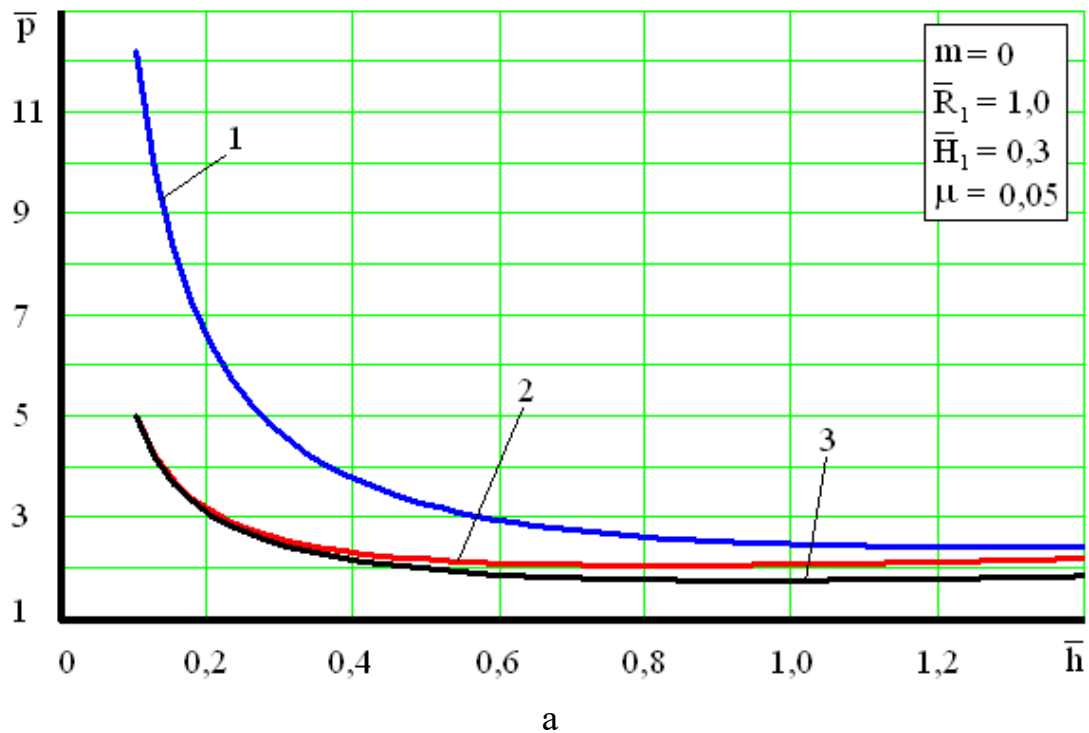


Рис. 3.7. Зависимости приведенного давления \bar{p} процесса радиального выдавливания внешнего фланца от безразмерного параметра \bar{h} для расчётных схем с модулями: 1 – треугольным (см. рис. 3.6,а); 2 – прямоугольными; 3 – трапециидальным (см. рис. 3.6,б) и трапециидальным с прямоугольным (см. рис. 3.6,в)

По результатам расчётов построены графики зависимости приведенного давления \bar{p} (3.11) от геометрических параметров процесса радиального выдавливания наружных фланцев на полой (рис. 3.8, 3.9) и сплошной (рис. 3.10) заготовках, а также условий трения.

Установлено, что на величину приведенного давления \bar{p} наибольшее влияние оказывают (см. рис. 3.8 – 3.10) относительные толщина фланца \bar{h} , радиус фланца \bar{R}_1 , условия трения, выраженные через коэффициент трения μ , а также для полой заготовки – параметр m . С уменьшением толщины стенки трубчатой заготовки наименьшие значения приведенного давления характерны для меньших значений относительного геометрического параметра \bar{h} (см. рис. 3.8). Для сплошной заготовки с уменьшением безразмерного параметра \bar{h} однозначно увеличивается параметр \bar{p} , особенно интенсивно при $\bar{h} \leq 0,6$, что можно объяснить увеличением степени деформации. Увеличение относительного радиуса фланца \bar{R}_1 и коэффициента трения μ приводит к однозначному увеличению безразмерного параметра \bar{p} . С увеличением безразмерного геометрического параметра \bar{H}_1 приведенное давление пропорционально возрастает при увеличении коэффициента трения μ (см. рис. 3.9).

Расчётные схемы процесса радиального выдавливания внутренних фланцев представлены на рис. 3.11. По аналогии с радиальным выдавливанием наружных фланцев, центральная область полой заготовки разбита на кинематические модули, соответственно, треугольной, комбинированной и трапецеидальной формы.

Рассмотрим расчётную схему, в состав которой кроме кинематического модуля треугольной формы 2, также входит кинематический модуль 4.

КВПС и выражения интенсивности скоростей деформаций рассматриваемых кинематических модулей 2 и 4, уравнения параболических границ между зонами 1 и 2, 2 и 6 необходимо выбирать по соответствующим формулам (3.1), (3.3), (3.4) для модулей с такими же номерами в расчётной схеме процесса совмещённого радиального выдавливания (см. табл. 3.1).

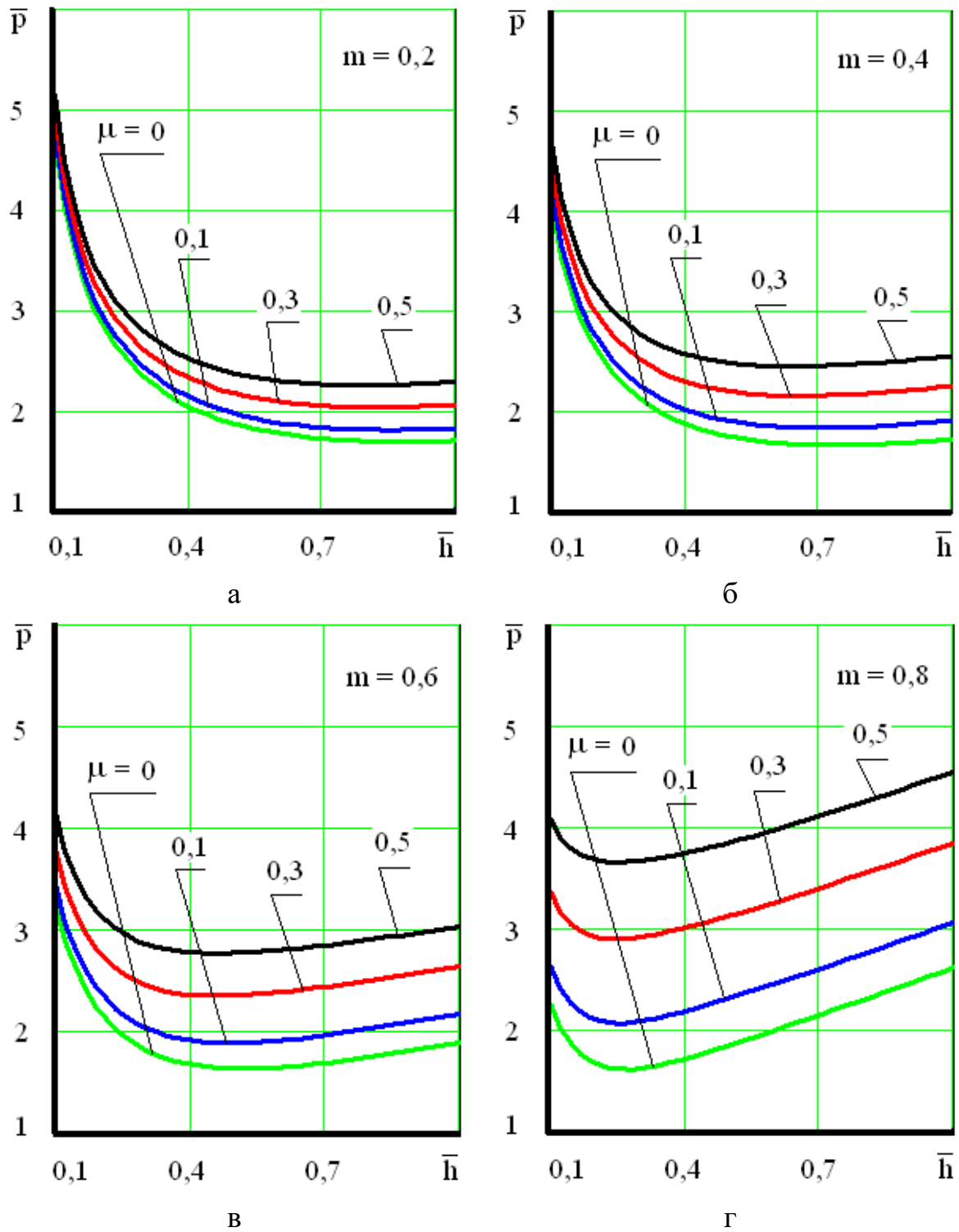


Рис. 3.8. Графики зависимости приведенного давления \bar{p} процесса радиального выдавливания внешнего фланца от безразмерных геометрических параметров и условий трения ($\bar{R}_1 = 1,0$; $\bar{h} = 0,5$; $\bar{H}_1 = 0,3$)

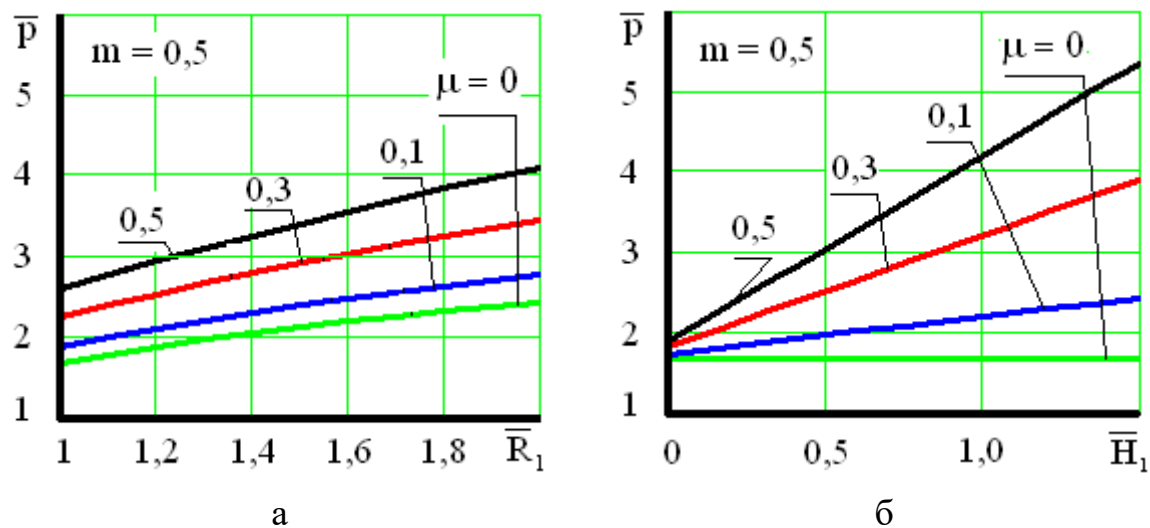


Рис. 3.9. Графики зависимости приведенного давления \bar{p} процесса радиального выдавливания внешнего фланца от безразмерных геометрических параметров и условий трения ($\bar{R}_1 = 1,0$; $\bar{h} = 0,5$; $\bar{H}_1 = 0,3$)

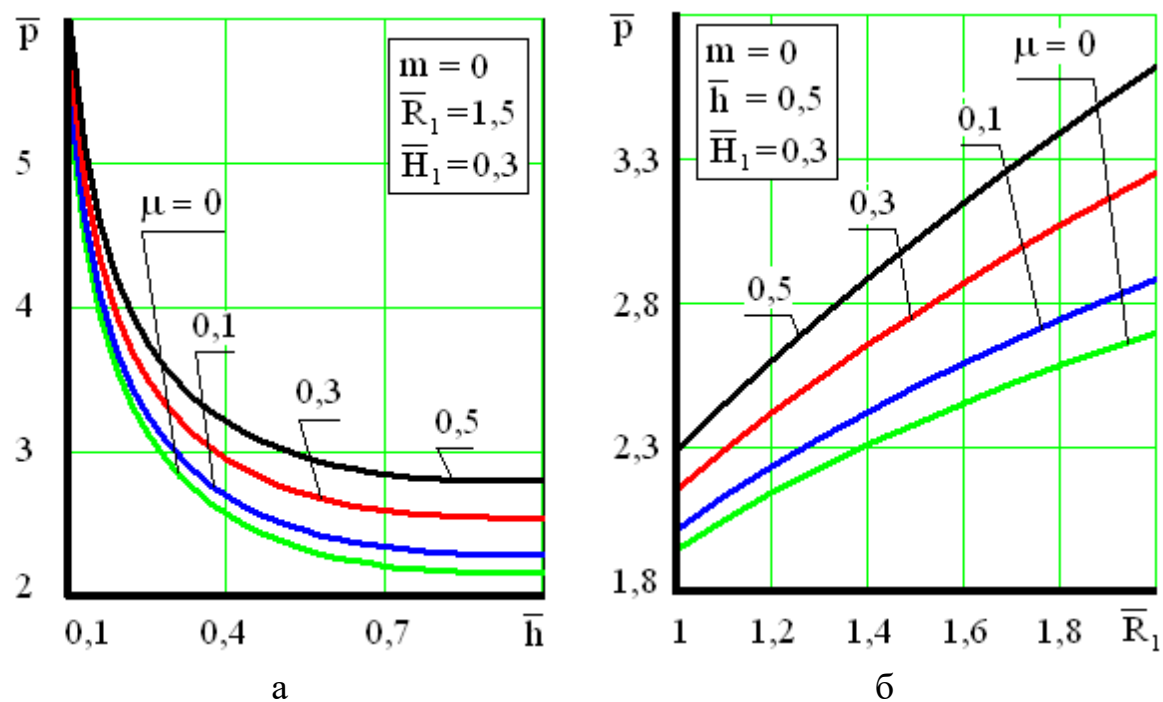
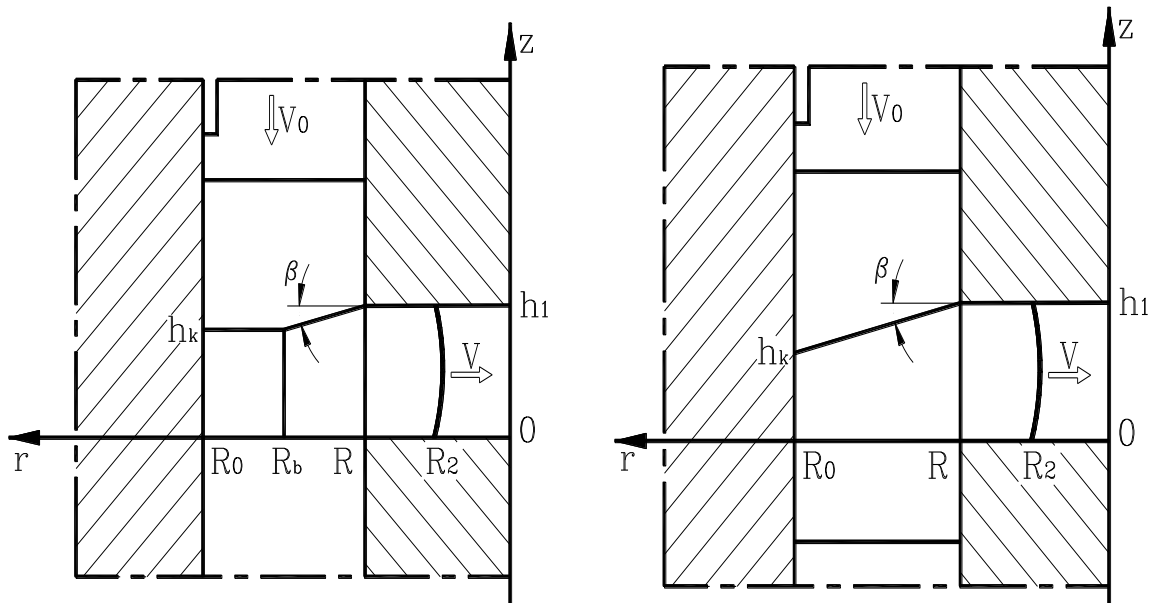
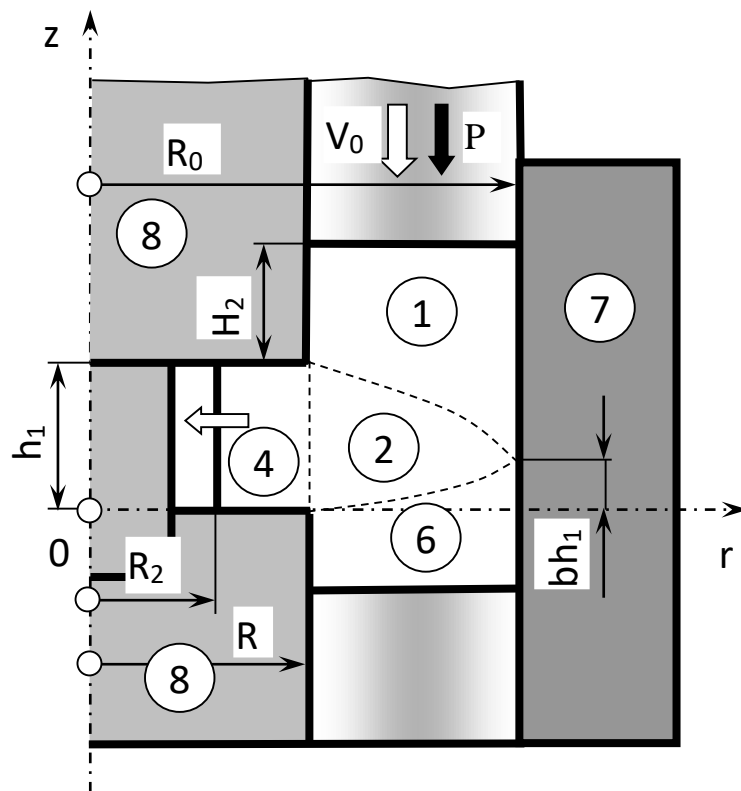


Рис. 3.10. Графики зависимости приведенного давления \bar{p} процесса радиального выдавливания внешнего фланца из сплошной заготовки от безразмерных геометрических параметров и условий трения



a

б



в

Рис. 3.11. Расчётные схемы процесса центростремительного радиального выдавливания

Подставив в формулу (3.6) $R_k = R_0$, $H_2 = H_1$, $a = 0$ и учитывая затраты на преодоление сил трения при перемещении деформируемой заготовки вдоль поверхности инструмента 7, можно получить формулу для определения относительного удельного усилия на пуансоне при радиальном выдавливании внутреннего фланца

$$\begin{aligned} \bar{p} = & \left| 0,54 - 1,08 \frac{R_0^2}{R_0^2 - R^2} \ln \frac{R_0}{R} \right| + 1,08 \ln \frac{R}{R_2} + \\ & + \frac{2}{\sqrt{3}} \left[\frac{R_0 - R}{h_1} + \frac{b R h_1}{R_0^2 - R^2} + \frac{2(1 + 2b^2 - 2b)h_1(R_0^3 - R^3)}{3(R_0^2 - R^2)^2} \right] + \\ & + \frac{4}{\sqrt{3}} \mu \left[\frac{[(1-b)R_0 h_1 + R_0 H_1]}{R_0^2 - R^2} + \frac{R H_1}{R_0^2 - R^2} + \frac{1}{2} \frac{R - R_2}{h_1} \right]. \end{aligned} \quad (3.13)$$

Аналогичную формулу можно получить с безразмерными относительными геометрическими параметрами, подставив $\bar{R}_k = 1$, $\bar{H}_2 = \bar{H}_1$, $a = 0$ в формулу (3.7)

$$\begin{aligned} \bar{p} = & \left| 0,54 - 1,08 \frac{1}{D} \ln \frac{1}{n} \right| + 1,08 \ln \frac{n}{\bar{R}_2} + \\ & + \frac{2}{\sqrt{3}} \left[\frac{1-n}{\bar{h}_1} + \frac{b n \bar{h}_1}{D} + \frac{2(1 + 2b^2 - 2b)\bar{h}_1(1-n^3)}{3D^2} \right] + \\ & + \frac{4}{\sqrt{3}} \mu \left[\frac{[(1-b)\bar{h}_1 + \bar{H}_2]}{D} + \frac{n \bar{H}_2}{D} + \frac{1}{2} \frac{n - \bar{R}_2}{\bar{h}_1} \right], \end{aligned} \quad (3.14)$$

где $n = R/R_0 = \bar{R}$ – параметр, характеризующий толщину стенки трубчатой заготовки; $D = 1 - n^2$.

Формулы (3.13) и (3.14) содержат коэффициент оптимизации b . Оптимальные значения коэффициента b , подставляемые в выражения (3.13) и (3.14), рассчитываются по соответствующим формулам:

$$b_{opt} = 0,5 + 0,75 \frac{R_0^2 - R^2}{R_0^3 - R^3} (\mu R_0 - 0,5 R); \quad (3.15)$$

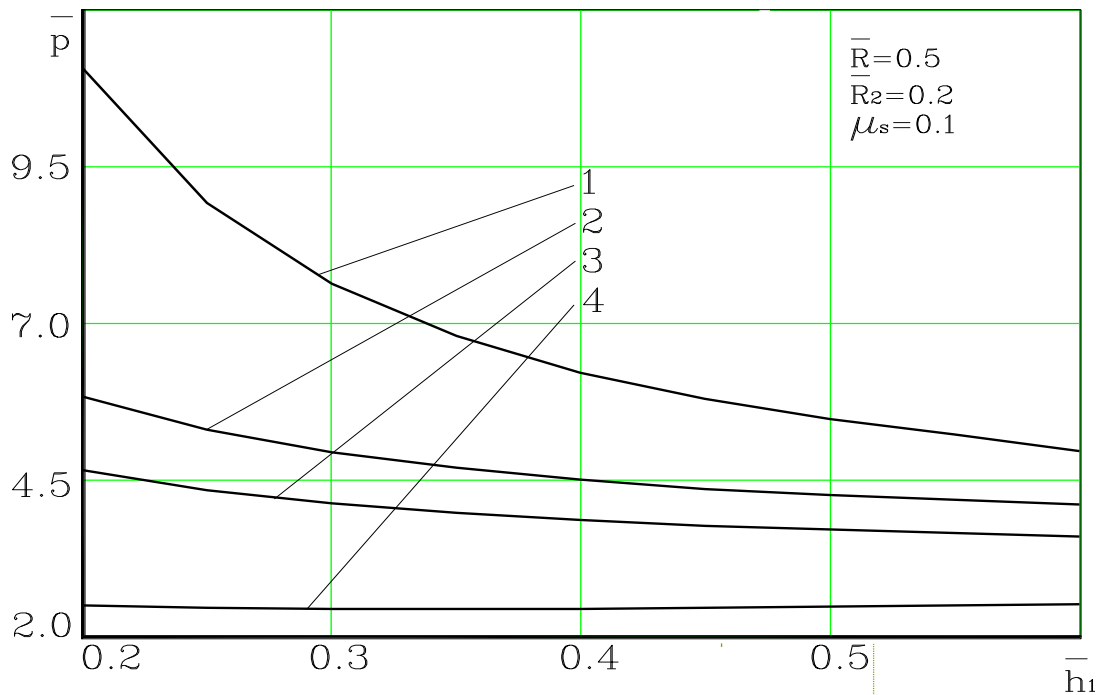
$$b_{opt} = 0,5 + 0,75 \frac{1 - n^2}{1 - n^3} (\mu - 0,5 n). \quad (3.16)$$

Формулы (3.15) и (3.16) были получены при решении дифференциального уравнения $\partial \bar{p} / \partial b = 0$, выражения приведенных давлений \bar{p} для которого брались из соответствующих формул (3.13) и (3.14).

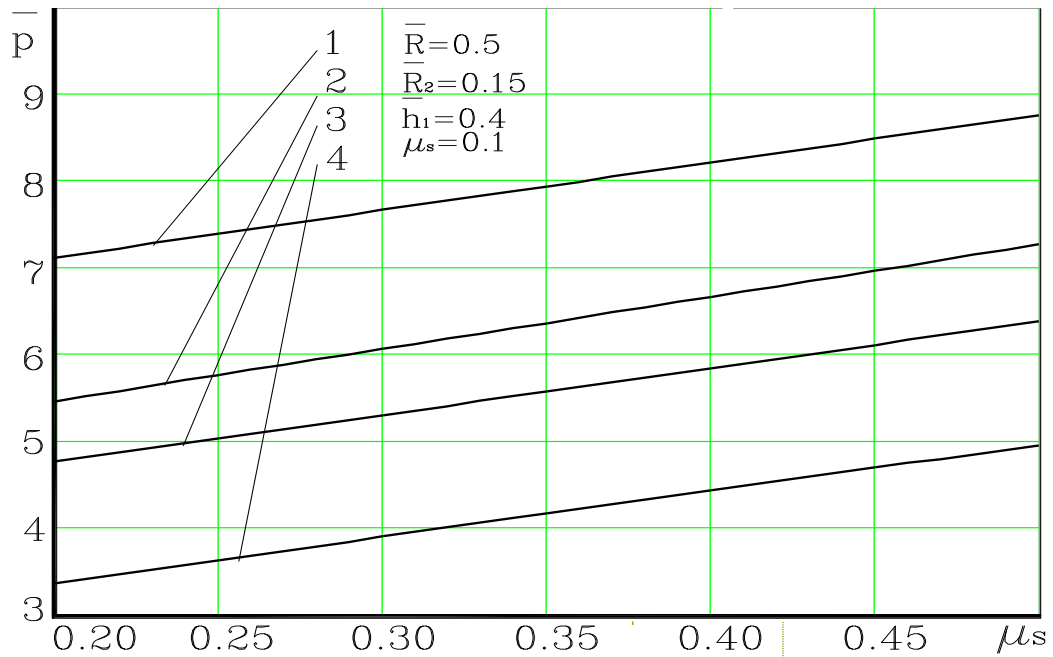
В случае радиального выдавливания внутреннего фланца наилучшим образом описал форму очага деформации в центральной области деформируемой заготовки модуль треугольного сечения с параболическими выпуклыми поверхностями (см. рис. 3.11). Это подтверждают графики зависимости приведенного давления формоизменения от геометрических параметров и условий трения (рис. 3.12). На этих графиках наименьшие значения параметра \bar{p} во всём исследуемом диапазоне относительной толщины фланца \bar{h}_1 и коэффициента трения μ соответствуют кривым, описывающим расчётную схему с треугольными модулями. Снижение приведенного давления для этой расчётной схемы по сравнению с расчётной схемой, состоящей только из прямоугольных модулей, находится в пределах 30–50%.

По результатам расчётов построены графики зависимости приведенного давления \bar{p} (см. формулу (3.14)) от параметров и условий трения процесса выдавливания внутренних фланцев (рис. 3.13).

Установлено, что на величину приведенного давления \bar{p} , как и в случае радиального выдавливания внешнего фланца, наибольшее влияние оказывают относительные толщина фланца \bar{h}_1 , радиус фланца \bar{R}_2 , параметр n , а также условия трения, выраженные через коэффициент трения μ . С уменьшением толщины стенки трубчатой заготовки наименьшие значения приведенного давления характерны для меньших значений относительного геометрического параметра. Уменьшение относительного радиуса фланца \bar{R}_2 и увеличение коэффициента трения μ приводит к однозначному увеличению безразмерного параметра \bar{p} . С увеличением безразмерного геометрического параметра \bar{H}_2 приведенное давление интенсивно возрастает только лишь при значениях коэффициента трения, близких к наибольшим. Уточненные зависимости для определения силовых параметров процесса радиального выдавливания осесимметричных деталей с фланцами (табл. 3.2) показывают лучшее совпадение с опытными данными с расхождением в пределах 5–10% вместо 30–40% (рис. 3.14).



а



б

Рис. 3.12. Графики зависимости приведенного давления \bar{p} процесса радиального выдавливания внутреннего фланца от безразмерного параметра \bar{h} и коэффициента трения μ_s для расчётных схем с модулями: 1 – трапециидальным и прямоугольным (см. рис. 3.11,а); 2 – трапециидальным (см. рис. 3.11,б); 3 – прямоугольным; 4 – треугольным (см. рис. 3.11,в)

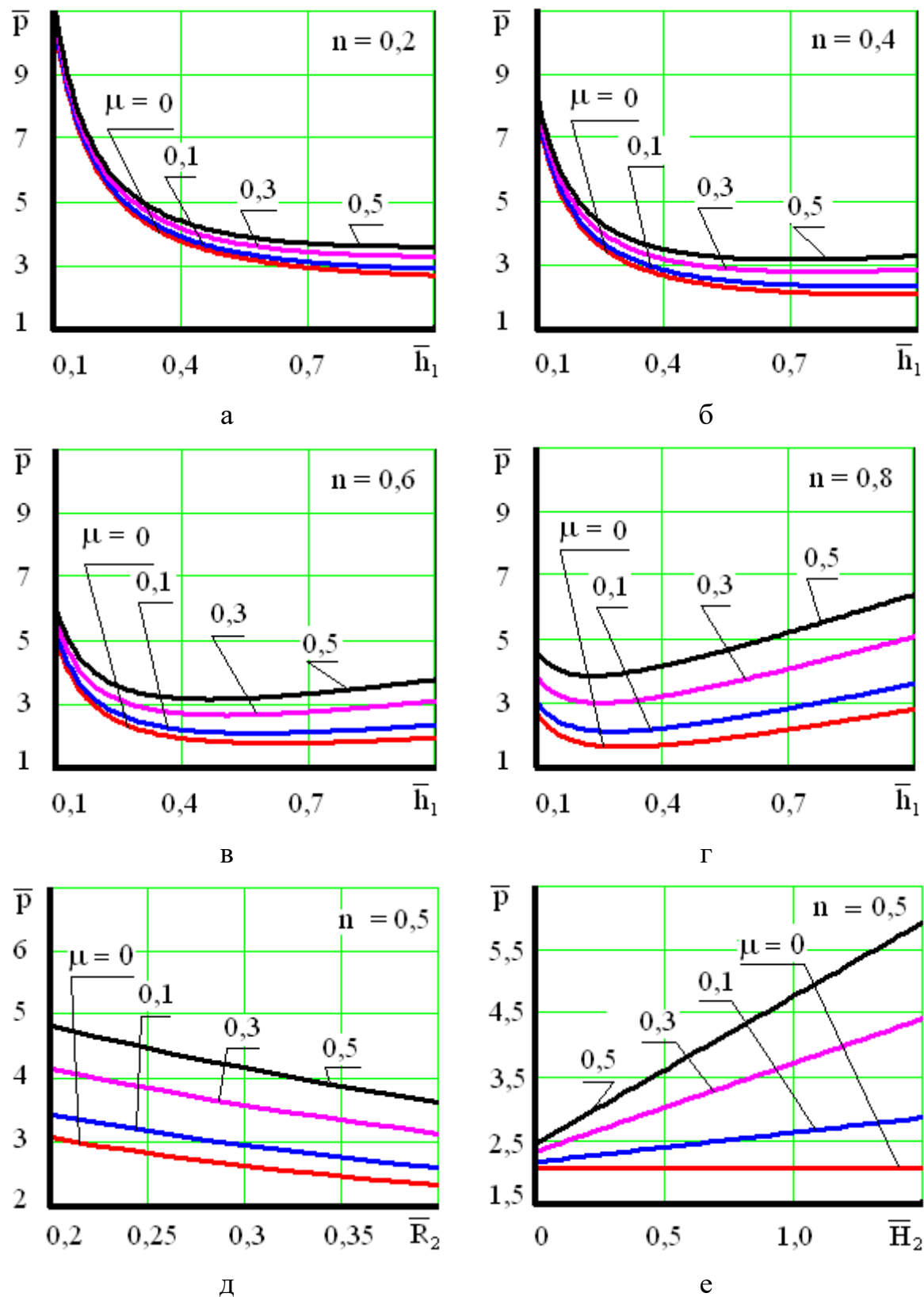


Рис. 3.13. Графики зависимости приведенного давления \bar{p} процесса радиального выдавливания внутреннего фланца от безразмерных геометрических параметров и условий трения ($\bar{R}_2 = \bar{R}$; $\bar{h}_1 = 0,5$; $\bar{H}_2 = 0,3$)

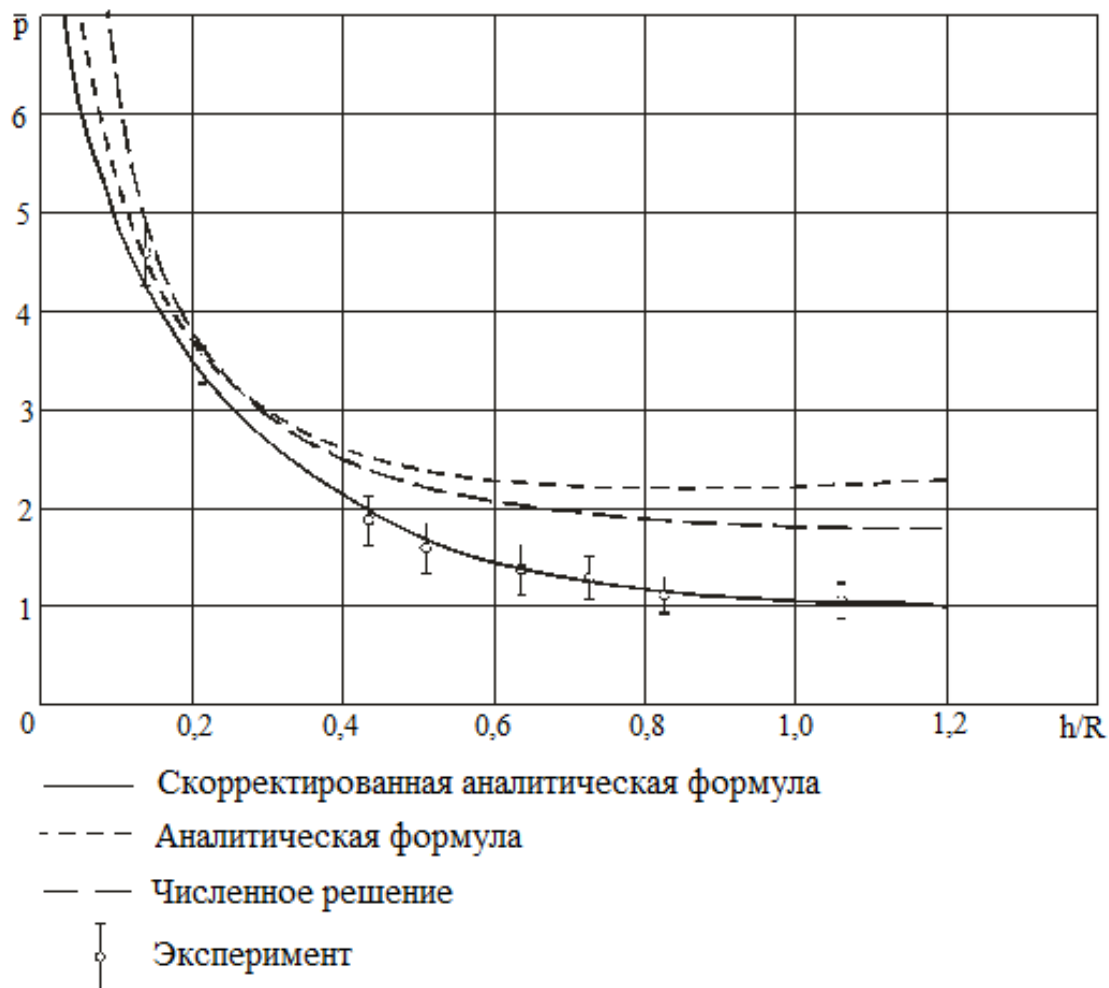


Рис. 3.14. График зависимости приведенного давления от относительной высоты фланца

Один из методов учета упрочнения материала, предложенный Р. Хиллом [1, 8], основан на определении интенсивности деформации и вычислении истинного значения напряжений с использованием кривых упрочнения или эмпирических зависимостей для используемых материалов. Если допустить, что трение по поверхности контакта достаточно мало влияет на распределение деформаций в очаге деформаций, среднюю интенсивность деформации можно определить по формуле (2.9).

Для процессов комбинированного выдавливания за интенсивность деформации можно принять максимальную интенсивность деформации в простой составляющей схеме процесса.

Для радиального выдавливания удовлетворительные средние оценки степени деформации должны учитывать значение хода пуансона, преобладающих компонент деформаций в центральной зоне осадки и во фланцевой зоне раздачи или обжима кольца.

Для расчета степени деформации e_i при радиальном выдавливании можно использовать выражение [59]:

$$e_i = \frac{S}{2(S+h)} \cdot \ln \frac{D_1}{D_0} + \left[\frac{S}{2(S+h)} + \frac{h}{S+h} \right] \cdot \ln \frac{S+h}{h}, \quad (3.17)$$

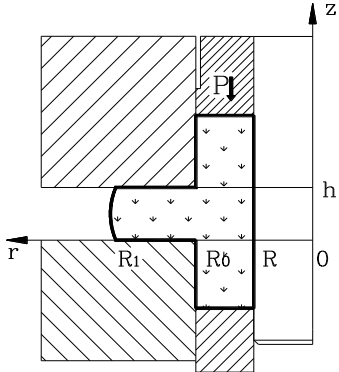
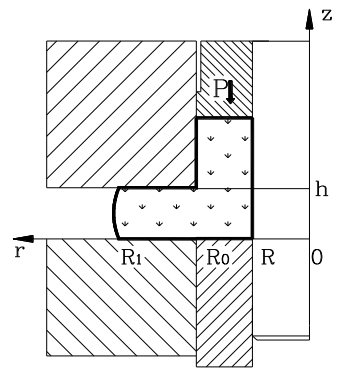
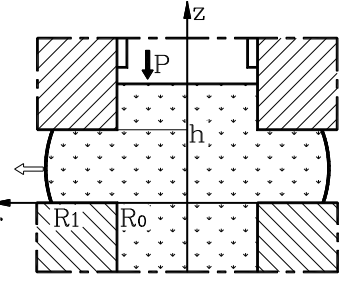
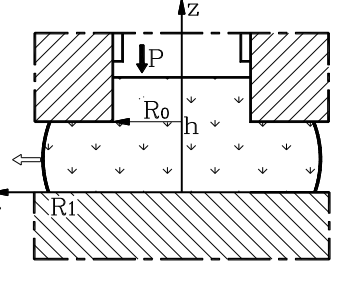
где S – ход активного пуансона при радиальном выдавливании; $D_0 = 2R_0$; $D_1 = 2R_1$ – диаметр заготовки и диаметр фланца.

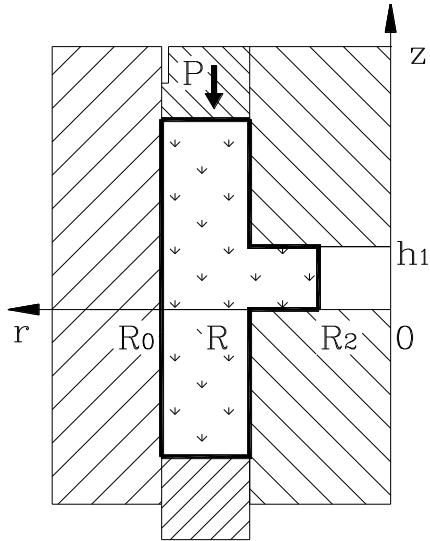
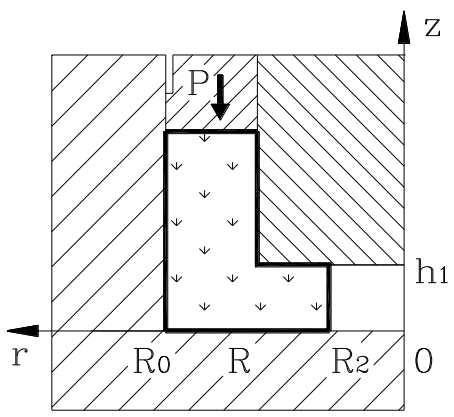
Истинное значение напряжения текучести материала заготовки с учетом деформационного упрочнения можно получить из диаграмм упрочнения для используемых материалов в зависимости от средней степени деформации, которая определяется по зависимости (2.9 или 3.17). Наряду с использованием степенной зависимости типа $\sigma_s = C e^n$ аппроксимацию кривой упрочнения можно производить и полиномом n -й степени [8, 134].

Представляет интерес сравнение известных и полученных решений для начальной стадии (пренебрегая зоной фланца) плоского и осесимметричного выдавливания сплошного изделия с известными решениями задачи процесса доштамповки, приведенными в разделе 1 (таблица 1.3), и также основанными на анализе плоской деформации. Это соответствие объяснимо тем, что процесс поперечного выдавливания при пренебрежении влиянием фланцевой зоны вероятно можно рассматривать как процесс осадки фиктивной полосы (или диска) высотой, равной высоте принятого очага деформации h и диаметром $2R_0$, осаживаемой между плоскими шероховатыми плитами [8, 92, 169].

Как видно из графика (рис. 3.15), имеется лишь незначительное расхождение между величинами удельных усилий, полученными по известным решениям и из анализа кинематически возможного поля скоростей. Как было отмечено в п. 1.3, Л.А. Шофман [5] при переходе к рассмотрению задач деформации осесимметричного тела, принимал допущение о том, что результаты анализа плоской деформации остаются приближенно справедливыми, если в соответствующих уравнениях заменить значения вытяжки, которые вытекают из отношения площадей исходной заготовки и выходного отверстия. Переход к осесимметричной задаче по этой методике приводит к существенному снижению расчетных значений удельных усилий выдавливания (кривые 1 и 5 для осесимметричного течения).

Расчетные зависимости для определения давления
радиального выдавливания фланцев

Схема процесса	Формула приведенного давления
<p>1.</p> 	<p>2</p> $\bar{p} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[A_1 + 2 \cdot A_2 \cdot \frac{R_0}{h} + \frac{1}{1-m^2} \cdot \frac{h}{R_0} + 2 \cdot \ln \frac{R_1}{R_0} \right] +$ $\frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \mu \cdot \left[\frac{2}{1-m} \cdot \frac{(h+H_1)}{R} + \frac{m}{1-m^2} \cdot \frac{h}{R_0} + \frac{R_1 - R_0}{h} \right] - K,$ <p>где</p> $A_1 = \frac{m^2}{1-m^2} \left(\sqrt{1 + \frac{3}{m^4}} - 2 - \ln \frac{m^2 + \sqrt{3+m^4}}{3} \right)$ $A_2 = \frac{1}{1-m^2} \left(\frac{1}{3} + \frac{2 \cdot m}{3} - m^2 \right), m = \frac{R}{R_0}$ $K = 0,2263 \cdot e^{3,0954R}$
	$\bar{p} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[A_1 + A_2 \cdot \frac{R_0}{h} + \frac{1}{1-m^2} \cdot \frac{h}{R_0} + 2 \cdot \ln \frac{R_1}{R_0} \right] +$ $\frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \mu \cdot \left[\frac{A_2 \cdot \frac{R_0}{h} + \frac{2}{1-m} \cdot \frac{h+H_1}}{R_0} + \frac{m}{1-m^2} \cdot \frac{h}{R_0} + \frac{R_1 - R_0}{h} \right] - K$ $A_1 = 1,73 + 0,21 \cdot m, A_2 = 0,4 - 0,38 \cdot m$ $m = \frac{R}{R_0}, K = 0,2403 \cdot R^{-0,2369}$
<p>3.</p> 	$\frac{P}{\sigma_s} = 1 + \frac{1}{\sqrt{3}} \left[\frac{2}{3} \cdot \frac{R_0}{h} + \frac{h}{R_0} + 2 \cdot \ln \frac{R_1}{R_0} \right] +$ $\frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \mu \cdot \left[\frac{2 \cdot h_1}{R_0} + \frac{R_1 - R_0}{h} \right] - A_2,$ <p>где</p> $A_2 = -23.907 \cdot h^5 + 98.324 \cdot h^4 -$ $150.28 \cdot h^3 + 103.05 \cdot h^2 - 28.63 \cdot h + 2.2798$
<p>4.</p> 	$\frac{P}{\sigma_s} = 1 + \frac{1}{\sqrt{3}} \left[\frac{1}{3} \cdot \frac{R_0}{h} + 2 \cdot \ln \frac{R_1}{R_0} \right] +$ $\frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \mu \cdot \left[\frac{2 \cdot h_1}{R_0} + \frac{R_1 - R_0}{h} + \frac{R_0}{3 \cdot h} \right]$

1	2
<p>5.</p> 	$\bar{p} = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{1}{1-n^2} \left[\begin{aligned} &2 \cdot \ln \frac{1}{n} + (1-n^2) \cdot (2 \cdot \ln \frac{B}{n} - 1) + \\ &4 \cdot \mu \cdot (\bar{H}_2 + \bar{h}_1 - b \cdot \bar{h}_1 + \\ &n \cdot \bar{H}_2 + \frac{1-n^2}{\bar{h}_1} \cdot (n-B)) + \\ &\frac{4}{3} \cdot \bar{h}_1 \cdot \frac{1-n^3}{1-n^2} \cdot ((1-b)^2 + b^2) + \\ &2 \cdot b \cdot n \cdot \bar{h}_1 \end{aligned} \right]$ $n = \frac{R}{R_0}, B = \frac{R_2}{R_0}, b = 0.5 - \frac{n \cdot (1-n^2)}{\frac{8}{\sqrt{3}} \cdot (1-n^3)}, \bar{h}_1 = \frac{h_1}{R_0},$ $\bar{H}_2 = \frac{H_2}{R_0}.$
<p>6.</p> 	$\bar{p} = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{1}{1-n^2} \left[\begin{aligned} &2 \cdot \ln \frac{1}{n} + (1-n^2) \cdot (2 \cdot \ln \frac{B}{n} - 1) + \\ &4 \cdot \mu \cdot (\bar{H}_2 + \bar{h}_1 - b \cdot \bar{h}_1 + \\ &n \cdot \bar{H}_2 + \frac{1-n^2}{\bar{h}_1} \cdot (n-B)) + \\ &\frac{4}{3} \cdot \bar{h}_1 \cdot \frac{1-n^3}{1-n^2} \cdot ((1-b)^2 + b^2) + \\ &2 \cdot b \cdot n \cdot \bar{h}_1 \end{aligned} \right]$ $n = \frac{R}{R_0}, B = \frac{R_2}{R_0}, b = 0.5 - \frac{n \cdot (1-n^2)}{\frac{8}{\sqrt{3}} \cdot (1-n^3)}, \bar{h}_1 = \frac{h_1}{R_0},$ $\bar{H}_2 = \frac{H_2}{R_0}.$

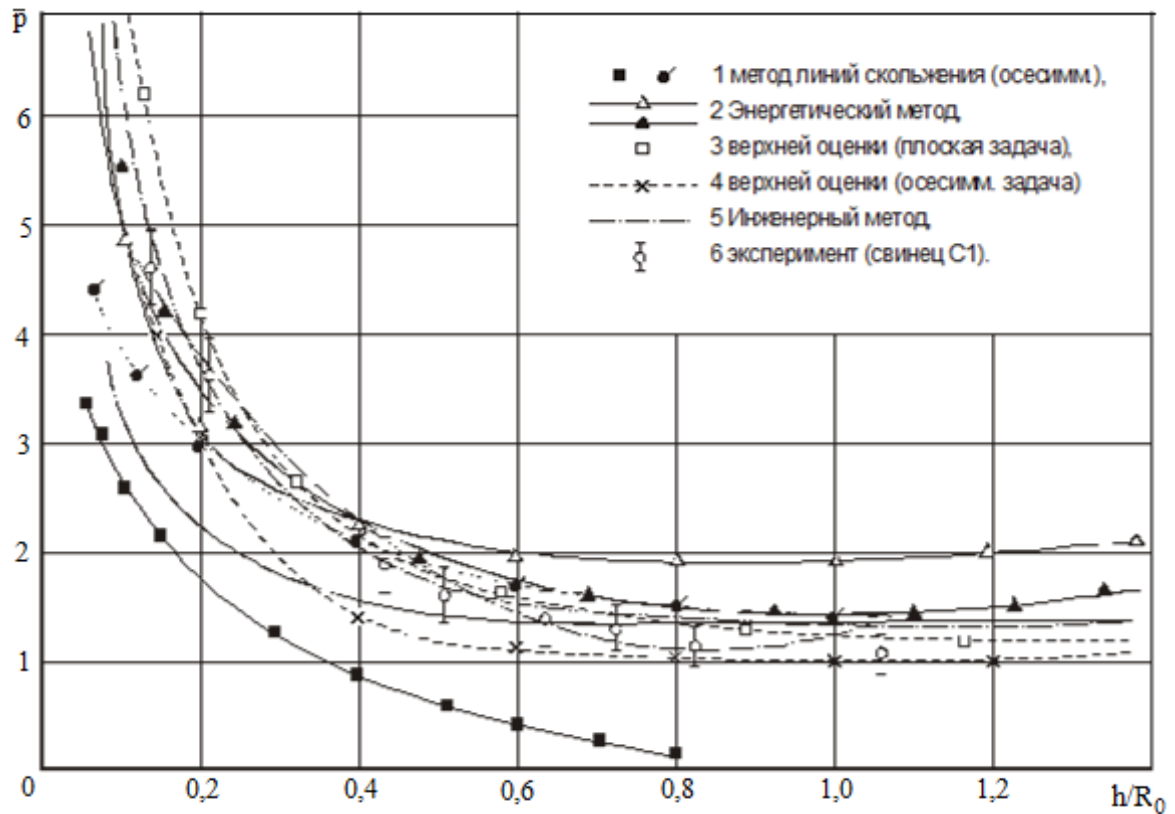


Рис. 3.15. График изменения приведенного давления \bar{p} в зависимости от h/R_0 для начальной стадии радиального выдавливания

Значения приведенных давлений выдавливания, полученные по методу верхней оценки (плоская деформация) и по «инженерному методу», совпадают или очень близки по всему диапазону изменения отношения h/R_0 . Решение для осесимметричного выдавливания, выведенное (методом верхней оценки или жестких блоков) на основе плоского разрывного поля скоростей (кривая 4), дает минимальные значения усилия. При $h/R_0 < 0,2$ эти значения совпадают с результатами решения энергетическим методом и удовлетворительно согласуются с экспериментальными данными. Но расчеты по энергетическому методу показывают наибольшее расхождение с остальными данными: при $h/R_0 > 0,5$ завышение значений удельных усилий составляет 10–50%. Это объясняется неприемлемостью и несоответствием упрощенной схематизации очага деформации, составленного из зон простой геометрической формы, реальной картине деформации, объему и форме пластической зоны, наблюдаемых при выдавливании относительно толстых фланцев ($h/R_0 \geq 0,7$) [92, 189–196].

3.2. Экспериментальное исследование силового режима радиального выдавливания

Для экспериментального исследования силового режима процессов холодного выдавливания и проверки приемлемости полученных расчетных выражений было осуществлено выдавливание опытных партий деталей в универсально-переналаживаемом штампе с использованием стандартной тензометрической аппаратуры (см. рис. 2.4–2.10).

Штамп позволял изменять толщину наружного фланца h в пределах 2–20 мм, внутреннего фланца h_1 в пределах 2–15 мм, высоту перемещающейся части заготовки H_1 в пределах 5–50 мм и другие геометрические параметры. Размеры исходных заготовок подбирались по диаметру матриц (с зазором 0,05–0,1 мм) при физическом моделировании или по заданному чертежу при исследовании режимов холодного выдавливания деталей из номенклатуры предприятий. Диаметральные размеры отштампованных деталей принимались равными размерам инструмента: $2R_0 = 45,0; 40,0; 36,0; 28,2; 21,2$ и $15,2$ мм; $2R = 28,0; 21,0$ и $15,0$ мм.

На рис. 3.16 представлены кривые изменения параметров процесса по ходу процесса выдавливания внутренних фланцев, полученные путем обработки осциллограммы процесса радиального (центростремительного) выдавливания металла в круговую полость. Как видно из рисунка, сила деформирования на пуансоне по ходу прессы непрерывно и относительно равномерно возрастает. Для сравнения отметим, что при выдавливании наружных фланцев силы выдавливания возрастают не столь равномерно, так как наиболее интенсивный рост наблюдается в начальной стадии. Характер изменения сил раскрытия матриц носит более сложный вид. При односторонней подаче для верхней матрицы характерно нарастание сил, направленных в сторону сближения полуматриц и возникших под действием трения заготовки по матрице. Это приводит к разгрузке месдоз, регистрирующих силы раскрытия. Лишь затем, начиная с некоторого момента, наблюдается изменение направления действия сил, перемещающих полуматрицы, и возникают силы Q , направленные на распирание полости разъемной матрицы.

Кроме того, после прекращения действия деформирующего усилия со стороны пуансона, месдоза, регистрирующая усилия раскрытия матрицы Q , не разгружается до нуля, что объяснимо упругой деформацией заготовки, инструмента и прекращением действия сил трения заготовки о стенки матрицы.

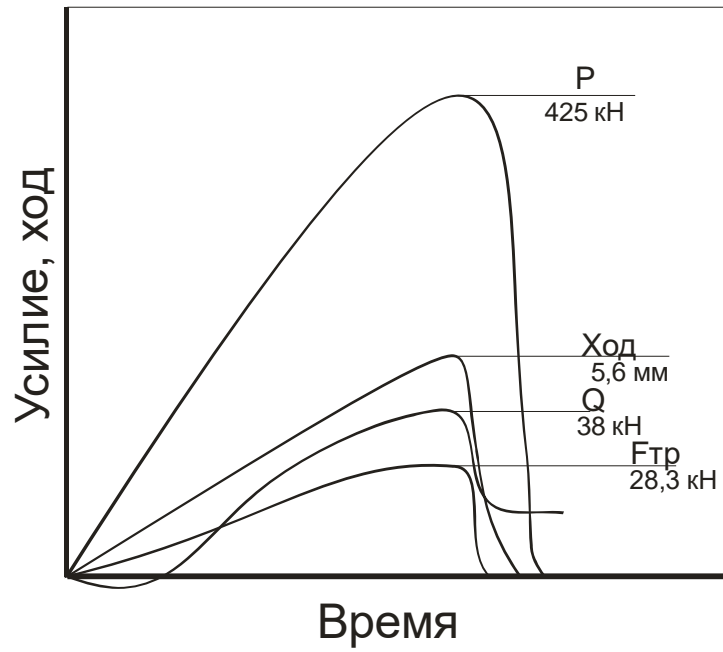


Рис. 3.16. Характер нарастания кривых осциллограмм

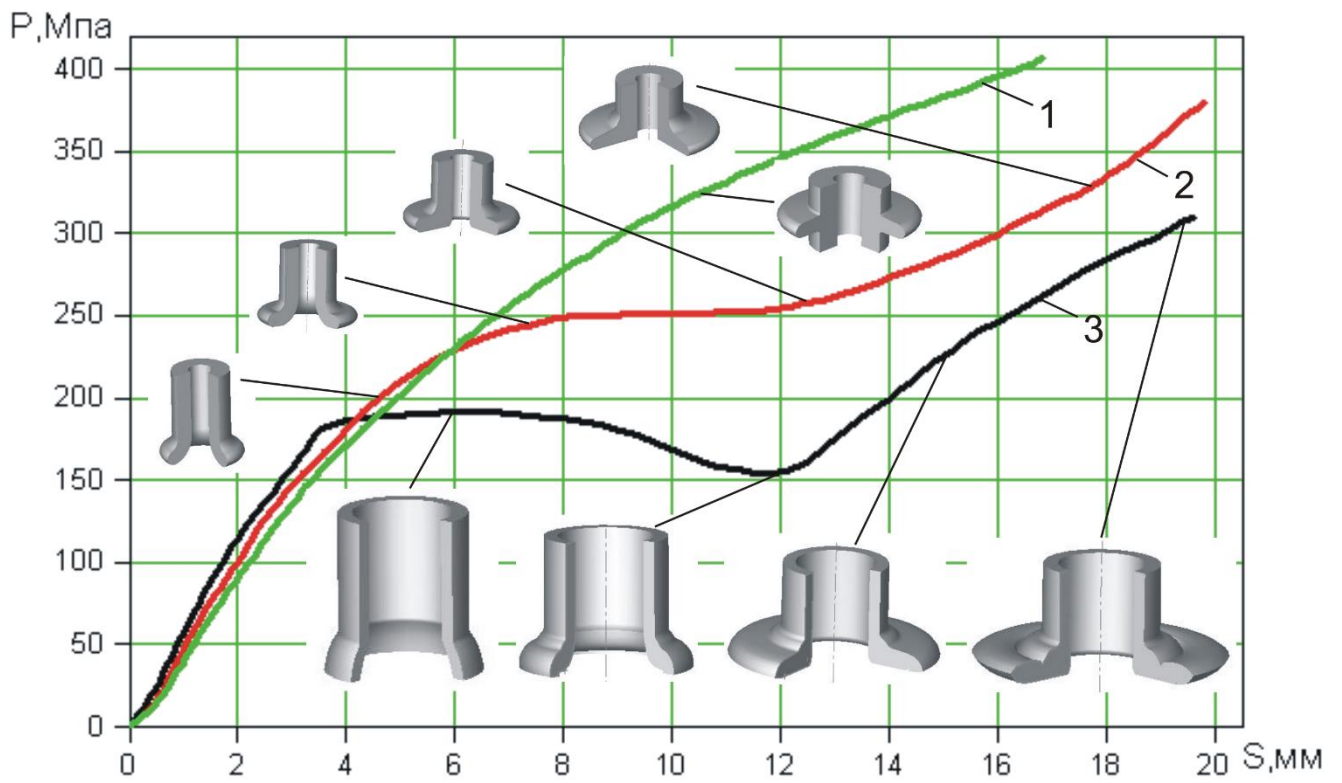


Рис. 3.17. Диаграммы «путь- усилие» при выдавливании фланцев на полой заготовке

Величина «недохода» в основном зависит от сопротивления деформированию материала заготовки, диаметра выдавленного фланца и высоты поперечной полости (чем больше высота полости, тем больше указанное смещение кривой силы Q).

Для подтверждения сходимости результатов расчётов математической модели (3.7) с результатами экспериментов были проведены эксперименты по совмещённому радиальному выдавливанию наружных и внутренних фланцев из свинца С1 и алюминиевого сплава АД1. Заготовка из свинца С1 имела следующие размеры: наружный радиус $R_0 = 18$, внутренний радиус $R = 14$ мм, высота $H_0 = 52$ мм ($\bar{H}_0 = 2,89$). Ход пуансона – 15 мм. После выдавливания получены размеры изделия: $h = 6$ мм ($\bar{h} = 0,33$), $h_1 = 5$ мм ($\bar{h}_1 = 0,28$), $R_1 = 23,5$ мм ($\bar{R}_1 = 1,31$), $R_2 = 7,5$ мм ($\bar{R}_2 = 0,42$), $H_1 = 36$ мм, $H_2 = 37$ мм. При расчёте принято коэффициент трения $\mu = 0,1$, а напряжение текучести $\sigma_s = 21,0$ МПа. Приведенное давление $\bar{p} = 4,37$. В итоге получили расчетное усилие деформирования, равное 36,89 кН. Экспериментальное значение усилия выдавливания – 34,0 кН. Превышение теоретического значения над экспериментальным составило 8,5%.

Заготовка из алюминиевого сплава АД1 имела следующие размеры: $R_0 = 18$ мм, $R = 14$ мм ($\bar{R} = 0,78$), $H_0 = 40$ мм ($\bar{H}_0 = 2,22$). Ход 11,7 мм. В качестве смазки заготовки и штамповой оснастки использовался животный жир. После выдавливания были получены следующие размеры изделия: $h = 5$ мм ($\bar{h} = 0,28$), $h_1 = 6$ мм, $R_1 = 22,0$ мм, $R_2 = 10,0$ мм, $H_1 = 4,3$ мм, $H_2 = 3,3$ мм. При расчёте $\mu = 0,04$. Приведенное давление по (3.7), равнялось $\bar{p} = 2,39$. Степень деформации рассчитывалась по формуле (2.9), $\sigma_s = 137,57$ МПа. В итоге получили расчетное усилие деформирования, равное 112,5 кН. Экспериментальное значение составило 102,0 кН, то есть погрешность расчета – 10,3 %.

Характер изменения удельных усилий при выдавливании фланцев (утолщений), расположенных на торце или в средней по высоте части полой заготовки проверяли на процессе радиального выдавливания полой заготовки из алюминиевого сплава АМцМ с наружным диаметром $2R_0 = 36,0$ мм (рис. 3.17). При этом диаграммы 1, 2 получены для заготовок с внутренним диаметром $2R = 15,0$ мм, а диаграмма 3 – с диаметром $2R = 28,0$ м. Различие в диаграмме «путь-усилие», наблюдаемое при

выдавливании фланцев и утолщений (см. рис. 3.17), объясняется незаполнением угловой зоны фланца из-за раздачи отверстия заготовки в начальной стадии процесса. Это хорошо видно на фотографии выдавленных деталей (рис. 4.8., нижний ряд). В дальнейшем с развитием процесса из-за подпора со стороны образуемого фланца эта утяжина устраняется или снижается, что приводит к сближению кривых изменения силовых параметров. Кривая 3 имеет впадину, обусловленную значительным пространственным выворотом заготовки при выдавливании в радиальную полость, имеющую высоту ($h = 7$ мм), превышающую толщину стенки исходной трубчатой заготовки более 1,5–2 раза в условиях минимального трения на поверхности контакта торца заготовки с полуматрицей.

Влияние диаметра выдавливаемого фланца, однозначно связанное с величиной рабочего хода пуансона S , также однозначно – увеличение диаметра (радиуса) сопровождается плавным возрастанием рабочих нагрузок (рис. 3.18).

Наиболее важным технологическим фактором, влияющим на усилия и давление радиального выдавливания, является высота полости или толщина фланца h . Чем тоньше выдавливаемый фланец, тем выше потребное усилие, так как выше степень деформации металла (рис. 3.19).

Как и в теоретических зависимостях, при уменьшении толщины наружного фланца h или внутреннего – h_1 происходит резкое возрастание удельных усилий, что связано с увеличением степени деформации (см. рис. 3.17). Выдавливание фланцев, размещенных на конце стержня, то есть при отсутствии нижней недеформируемой части заготовки, требует меньших (на 8–20%) усилий, что подтверждается и экспериментальными данными по холодному выдавливанию фланцев. Характер влияния размеров фланца во всех случаях выдавливания одинаков: с увеличением диаметра фланца усилия деформирования плавно возрастают.

Экспериментальная проверка построенных в п. 3.1 математических моделей для полых деталей с наружным фланцем (см. табл. 3.2) показывает незначительное завышение (на 5–10%) расчетных данных над опытными.

Сравнение расчетных и экспериментальных значений относительных удельных сил деформирования (табл. 3.3 и 3.4) при холодном выдавливании полых и сплошных деталей с наружными фланцами показывают достаточно близкие качественные и количественные совпадения. Расчетные значения превышают экспериментальные в среднем на 8%.

Таблица 3.3

Сравнение значений удельных сил деформирования при радиальном выдавливании полых деталей: сплав АМцМ ($\mu = 0.08$)

№	h, мм	R_1/R_0	ϵ	P, кН	$\bar{p}_{экс}$	$\delta, \%$
	S, мм	H_1/R_0	σ_s , МПа	$p_{экс}$, МПа	$\bar{p}_{теор}$	
$m=D/D_0=0.416$						
1	2,0	1,10	1,0	600	3,1	+29,9
	3,5	1,95	230	713,66	4,422	
2	3,0	1,32	0,83	563	2,96	+23,3
	3,2	1,28	226	669,65	3,858	
3	7,0	1,68	1,18	546	2,81	+8,7
	15,1	0,76	231	649,43	3,078	
4	11,0	1,68	0,97	473,6	2,74	-1,2
	20,2	0,54	228	563,31	2,707	
$m=D/D_0=0.583$						
5	3,0	1,4	1,06	460	2,98	+18,9
	6,1	0,9	230	684,8	3,679	
6	5,0	1,6	1,25	405	2,6	+20,9
	13,1	0,88	232	602,9	3,287	
7	7,0	1,76	1,3	430	2,72	+8,3
	20,0	0,42	235	640,1	2,966	
8	10,2	1,60	1,1	410	2,64	-3,2
	20,2	0,2	231	610,4	2,555	
9	12	1,50	0,93	386	2,5	-1,9
	19,2	0,18	230	574,6	2,452	
10	2	1,36	1,2	534,3	3,43	+21,1
	5,1	0,7	232	795,4	4,347	
$m=D/D_0=0.777^* (АД 1)$						
11	7,5	1,159	0,624	130	2,4	+28,2
	6,5	1,53	208,9	323,5	3,344	
12	5	1,224	0,815	75	2,212	+36,5
	6,3	1,64	215	186,6	3,484	

Таблица 3.4

Сравнение значений удельных усилий деформирования
при радиальном выдавливании буртов

№	D ₀ , мм h/R ₀	S, мм e	D ₁ , мм R ₁ /R ₀	P, кН p _{экс} , МПа	$\bar{p}_{экс}$ σ_s , МПа	$\bar{p}_{теор}$	δ, %
Алюминиевый сплав АД 33 М							
1	15,2 0,395	8,5 1,34	29,5 1,94	201 1108,2	4,25 260,785	4,2	-1,2
2	15,2 0,395	4,6 0,93	21,7 1,428	150 827	3,36 246,161	3,7	+9,2
3	15,2 0,67	14,5 1,36	30,7 2,02	175 964,9	3,69 261,396	3,122	-15,4
4	15,2 0,67	12,8 1,23	29,4 1,93	161 887,7	3,45 257,279	3,054	-11,5
5	15,2 0,67	18,5 1,55	33,9 2,23	172 948,3	3,55 266,853	3,27	-7,9
6	15,2 0,92	24,3 1,49	34,2 2,25	159 876,7	3,3 265,193	3,13	-5,2
7	15,2 1,18	27,4 1,39	32,8 2,16	155 854,6	3,25 262,298	2,919	-10
8	15,2 1,58	26,2 1,16	29,5 1,94	137 755,3	2,96 254,908	4,58	+35,4
Алюминиевый сплав АМцМ							
9	28,2 0,475	29,8 1,69	61 2,16	386 618,3	2,7 229,063	3,107	+13
10	28,2 0,475	7,5 0,75	49 1,74	378 605,5	2,89 209,481	2,807	-2,9
11	21,2 0,47	12,8 1,27	38,6 1,82	200 566,9	2,55 221,976	2,991	+14,7
12	21,2 0,47	17,8 1,52	43 2,028	235 666,08	2,94 226,408	3,141	+6,4
13	21,2 0,66	14,1 1,1	37,8 1,78	162 459,17	2,1 218,495	2,31	+9
14	21,2 0,66	19,7 1,34	43,1 2,03	175 496	2,22 223,29	2,483	+10,6

$$e = \ln \frac{h+S}{h}, \text{ АД 33 М } \sigma_s = 249 * e^{0.158}; \text{ АМцМ } \sigma_s = \frac{220 * e^{0.11}}{1 + 0.11},$$

Полученные экспериментально значения давлений деформирования для полых и сплошных заготовок с наружными фланцами меньше теоретически установленных на 3–12% при выдавливании относительно тонких фланцев ($\bar{h} \leq 0,4$).

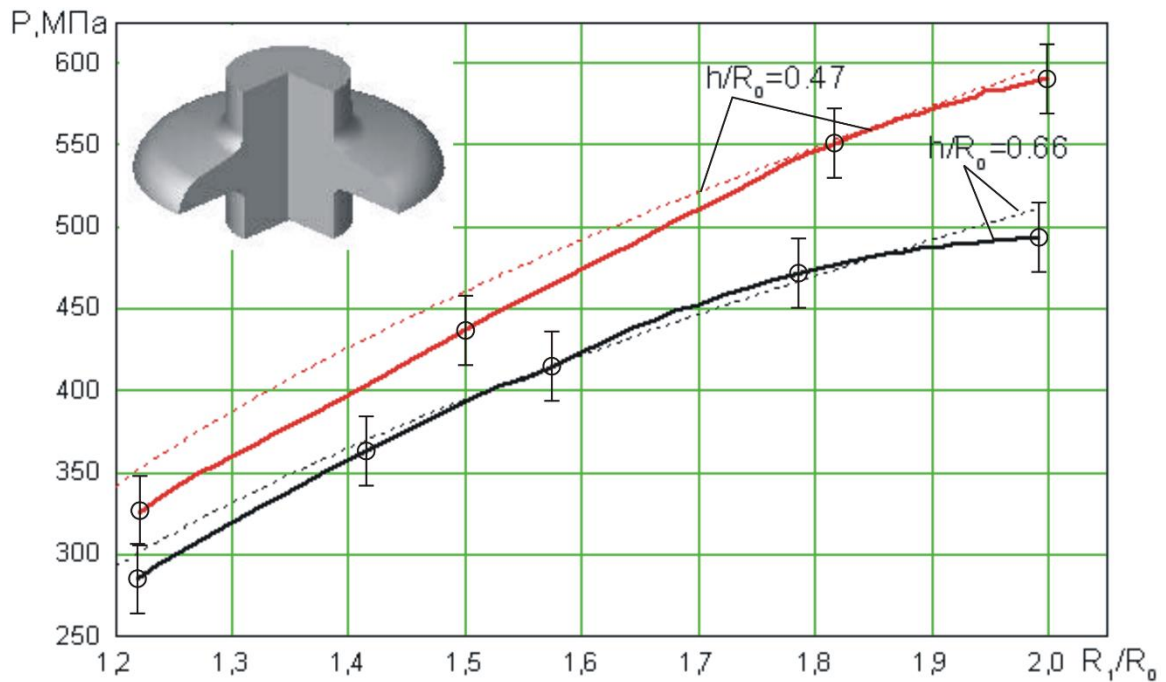


Рис. 3.18. Сравнение расчетных (· · · · ·) и опытных (—) давлений выдавливания наружных фланцев

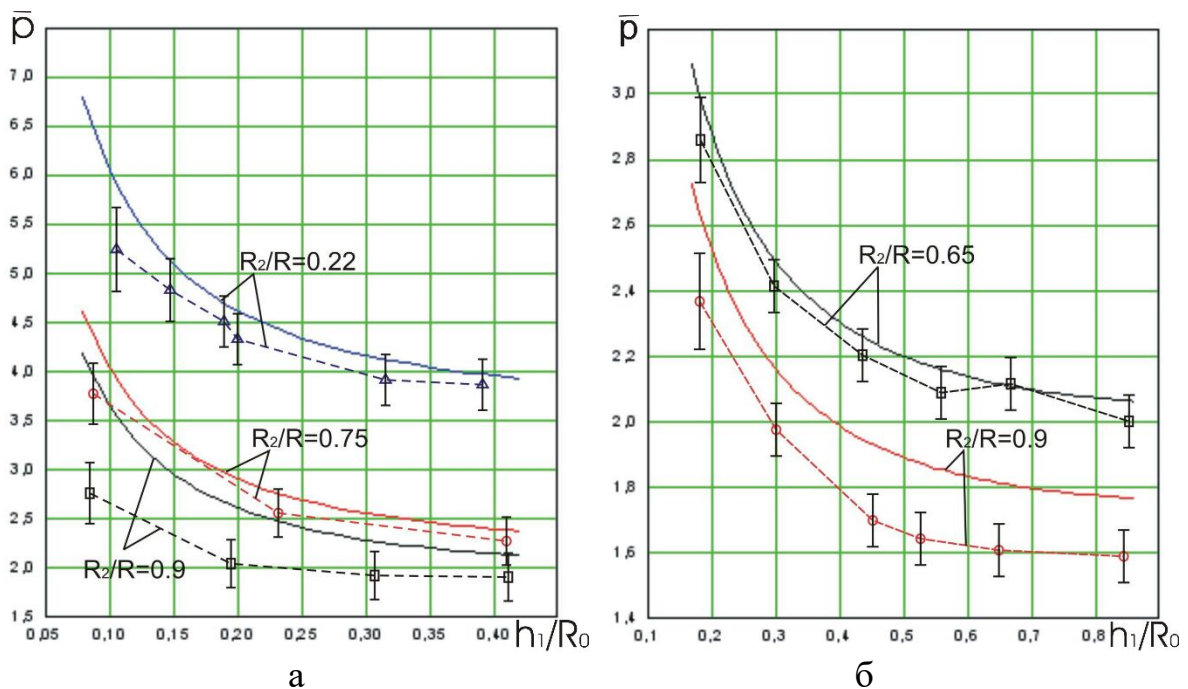


Рис. 3.19. Сопоставление расчетных и экспериментальных значений приведенных давлений выдавливания внутренних фланцев: а – свинец С1, б – АМцМ

При сопоставлении опытных и теоретических значений силовых параметров среднюю степень деформации при радиальном выдавливании с достаточной точностью можно вычислить по зависимости (3.21). Среднее сопротивление деформации сплава АМцМ определено в зависимости от средней степени деформации e по кривой упрочнения, аппроксимированной степенной зависимостью (см. рис. 2.15). В случае высоких фланцев σ_s усредняем при помощи деления на $(n+1)$ [3, 8]. Дополнительно укажем и на рисунке сопоставления (см. рис. 3.17) расчетных и опытных давлений на начальной стадии выдавливания утолщений на сплошной заготовке из свинца С1 (без упрочнения), которые способствуют демонстрации хорошего качественного и количественного совпадения уточненных аналитических выражений для определения приведенных давлений выдавливания фланцев в широком диапазоне их относительных толщин h/R_0 от 0,2 до 1,0. При более толстых фланцах расхождение между расчетными и опытными значениями \bar{p} становился существенным и достигал до 60%. Аппроксимированные уточненные зависимости, которые были предложены для определения давлений радиального выдавливания с наружными фланцами, дают лучшее совпадение с экспериментальными данными (расхождение в пределах $\pm 6\%$). Уточненные зависимости (см. табл. 3.2) для определения силовых параметров процесса радиального выдавливания осесимметричных деталей с фланцами (рис. 3.20) показывают лучшее совпадение с экспериментальными данными (расхождение в пределах 5–10% вместо 30–40%).

На рис. 3.21 приведено сопоставление теоретических и экспериментальных значений давлений выдавливания внутренних утолщений, подтверждающее адекватность и пригодность для практических расчетов полученных математических моделей для радиального выдавливания. Расчетные выражения для определения давлений выдавливания внутренних фланцев имеют хорошую сходимость (погрешность менее 5–15%) для исследованных значений толщины фланца. Однако для начальной стадии данного процесса точность вычислений силового режима является все еще завышенной, так как погрешность достигает до 25% (табл. 3.5).



Рис. 3.20. Детали с наружными и внутренними фланцами, полученные радиальным выдавливанием

Таблица 3.5

Сравнение значений удельных усилий деформирования
при радиальном выдавливании внутренних фланцев

№	h, мм h/R ₀	S, мм S/R ₀	D ₂ , мм R ₂ /R ₀	P, кН p _{экс} , МПа	$\bar{p}_{экс}$ σ_s , МПа	$\bar{p}_{теор}$	δ, %
Свинец С1							
1	1,8 0,08	1,4 0,062	19 0,422	114,1 117,2	5,58 21	5,75	+2,96
2	3,5 0,155	2,9 0,129	10 0,222	82,03 84,2	4 21	5,025	+20
3	4,2 0,186	4,45 0,198	10 0,222	93,2 95,655	4,555 21	4,72	+3,5
4	4,6 0,204	3,5 0,169	10 0,222	87,3 89,586	4,266 21	4,587	+7
5	4,8 0,213	3,8 0,084	12 0,266	82,4 84,63	4,03 21	4,297	+6,2
6	5,2 0,231	3,5 0,155	12 0,266	82 84,17	4 21	4,198	+4,7
7	7,2 0,32	5,1 0,226	10,5 0,233	73,4 75,327	3,587 21	4,049	+11,4
8	9,4 0,418	5,0 0,222	13 0,464	70,34 72,2	3,438 21	3,013	-12,4
Алюминиевый сплав АмцМ							
9	4,2 0,186	1,5 0,066	25 0,893	412 423	2,2 193,061	2,529	+13
10	9,4 0,418	5 0,22	17,5 0,625	410 420,86	2,05 200,341	2,328	+12
11	9,6 0,427	2,4 0,107	23,9 0,854	323,4 332	1,78 186,525	1,926	+7,5
12	12 0,533	5 0,111	18,6 0,664	374 384	1,85 207,322	2,148	+13,9
13	4,2 0,3	1,5 0,107	18,46 0,659	412 423	2,19 192,7	2,471	+11,4
14	12,0 0,857	5,0 0,357	18,6 0,664	384 394	2,01 195,883	2,038	+1,37
15	9,4 0,67	3,6 0,257	17,5 0,625	410 420,9	2,165 194,4	2,154	-0,5

$$\sigma_s = 220 * e^{0.11}, e = \ln \frac{h+S}{h}$$

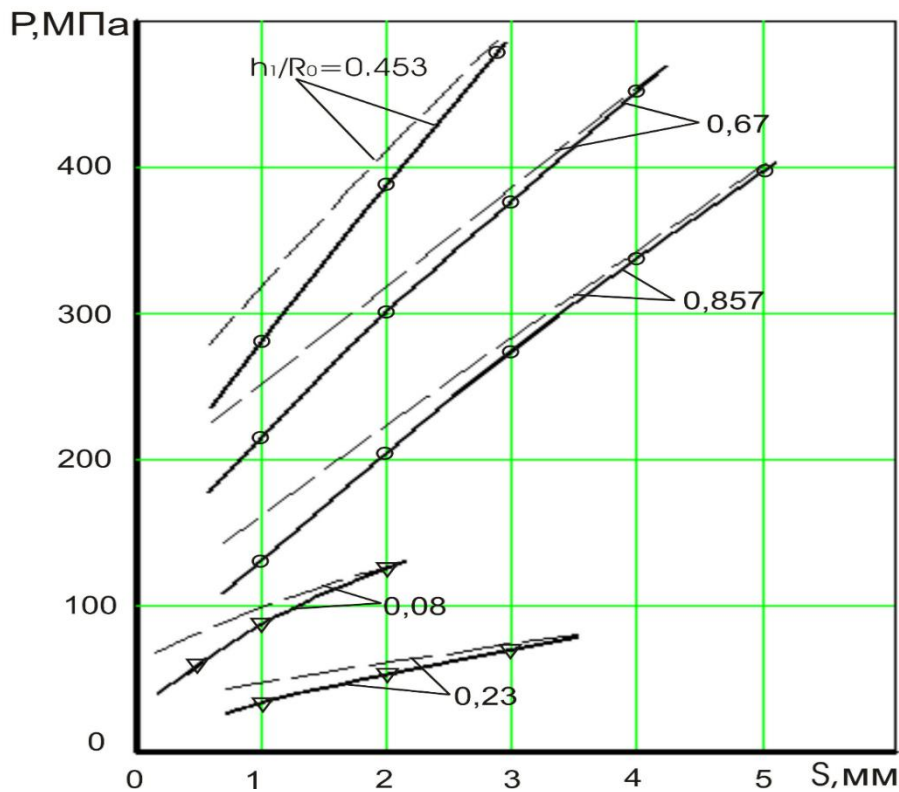


Рис. 3.21. Экспериментальные (—) и расчетные (-----) значения давлений выдавливания внутренних фланцев для различных толщин фланца: ($h_1/R_0=0,08$ и $0,23$ – для свинца С1, остальные для АМцМ)

В дополнение укажем, что усилия совмещенного выдавливания ниже, чем в каждой из составляющих схем радиального выдавливания в отдельности. Количественная оценка такого снижения требует более обширных исследований. Отметим также, что при одинаковой толщине фланцев h и h_1 , выдавливание внутреннего фланца требует существенно больших давлений деформирования. На это можно было обратить внимание и при теоретическом анализе силового режима процесса радиального выдавливания.

Исследование фактора контактного трения

Положительной особенностью процесса поперечного (радиального) выдавливания является возможность полного устранения расширяющих поперечную полость усилий за счет естественного утонения выдавливаемого фланца и при отсутствии закруглений переходных кромок матрицы – контейнера. Это способствует повышению точности измерения сил трения между металлом заготовки и поверхностью вертикальной полости контейнера (см. рис. 1.15).

Для радиального выдавливания полых деталей типа втулок с фланцем характерны более равномерные условия на контактной поверхности внутренней оправки. Подбор угла наклона α (20–30°) нижней полуматрицы, образующей поперечную круговую полость (см. рис. 1.15, б; 2.10), позволяет повысить точность измерения трения и на поверхности оправки.

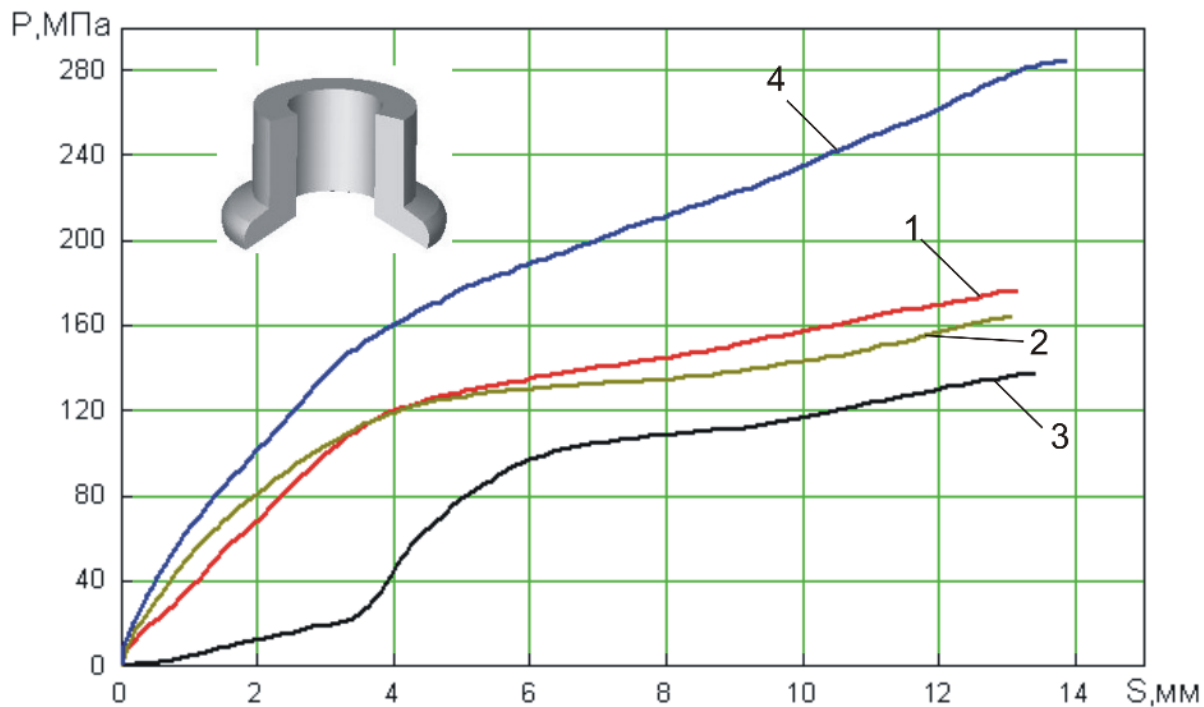
Устройства для измерения сил трения непосредственно в процессе поперечного выдавливания послужили основой для разработки пластотрибометров, позволивших вести в ДГМА комплексные исследования по оценке влияния температурно-скоростных и энергосиловых режимов деформирования различных материалов [116, 117].

Кривая изменения усилий деформирования и сил трения заметно реагирует на изменение условий трения (рис. 3.22). Из полученных результатов видно, что наиболее эффективными для процессов холодного выдавливания алюминиевых сплавов являются: – паста MoS_2 и смазка УАИ №555. При холодном выдавливании стали 10, хорошо показала себя паста дисульфида молибдена MoS_2 . При холодном деформировании хорошие результаты продемонстрировал смазки разработки кафедры химии ДГМА, животный жир и смазки РТЦ УАИ (РОСОЙЛ «ШОК» и №555).

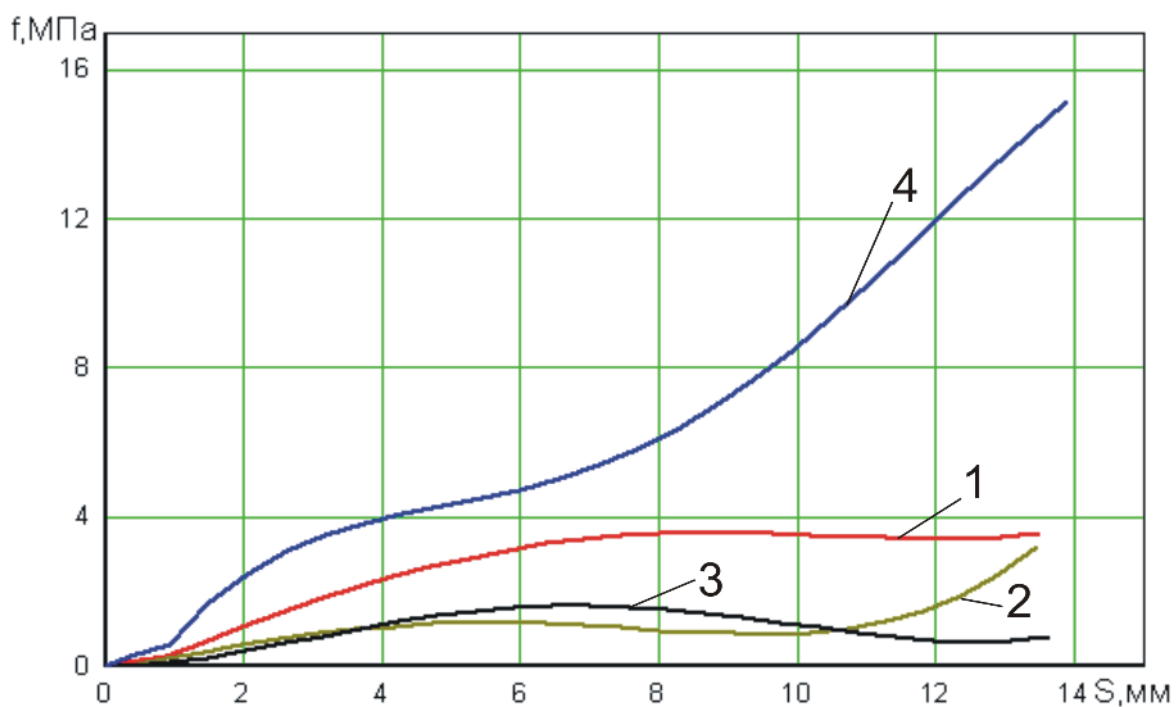
Результаты обработки экспериментальных данных позволили уточнить данные о силах контактного трения и обоснованно принимать значения коэффициентов трения μ в расчетных моделях процессов радиального выдавливания. Интересным является тот факт, что существенно меньше экспериментально наблюдаемые значения коэффициента трения Зибеля (до 0,03–0,06) по сравнению с рекомендуемыми в теоретической литературе значениями (0,1 и более).

Величина удельной силы трения f_{mp} является наряду с коэффициентом трения μ важным показателем условий трения и может быть рекомендована в качестве надежного показателя антифрикционных свойств технологических смазок.

Выдавливание фланцев на конце трубчатых заготовок по схеме с подвижной синхронно с пуансоном (см. рис. 2.1, схема А4) оправкой приводит к ощутимому снижению силовых затрат по сравнению с выдавливанием на неподвижной оправке. Разница в удельных силах по данным вариантам особенно значительна при относительно больших значениях площади контактной поверхности ($m > 0,6$) и коэффициента трения μ , и достигает до 30%.



а



б

Рис. 3.22. Характер изменения удельных усилий деформирования (а) и трения (б) при выдавливании фланца с использованием различных смазок ($2R_0=36$ мм, $2R=21$ мм, $h=5,8$ мм): 1 – 555; 2 – КИИ 2; 3 – MoS_2 , 4 – без специальной смазки

Таким образом, энергетическим методом разработана уточненная математическая модель процесса совмещенного выдавливания фланцев на трубной заготовке, позволяющая определить силовые параметры процесса с учетом кинематики выдавливания и реальной формы очага деформации. Установлено, что поле скоростей, содержащее криволинейные треугольные кинематические элементы, лучше соответствует экспериментально установленной картине и кинематике течения и обеспечивает наименьшие верхние оценки давлений выдавливания.

Уточнения расчетных значений давлений деформирования при этом достигает 30%. Решение стало основой для определения зависимостей и для частных случаев выдавливания фланцев на наружной или внутренней поверхности полой заготовки.

На основе общего решения разработаны модели для схем простого радиального выдавливания наружного или внутреннего фланца. Установлено, что для случая выдавливания наружных фланцев оптимальное поле скоростей включает комбинацию из модулей трапецеидального и прямоугольного сечения, а при выдавливании внутренних фланцев – треугольный модуль с параболическими (выпуклыми) сторонами. При этом уточнение верхних оценок давлений деформирования за счёт их снижения составляет 30–40%.

Экспериментальная проверка подтверждает адекватность разработанных моделей и их приемлемость для технологических расчетов процессов холодного выдавливания трубчатых деталей с фланцами, размещенными на внутренней или наружной поверхностях.

4. АНАЛИЗ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ПОЛЫХ ДЕТАЛЕЙ В ПРОЦЕССАХ ХОЛОДНОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ

4.1 Прогнозирование образования дефектов формы в процессе выдавливании полых деталей

4.1.1 Моделирование формообразования деталей с фланцем при продольном выдавливании

При формообразовании полых деталей методами холодного выдавливания происходят характерные отклонения формы деталей в виде утяжин, искажений и незаполнений [197–205].

В зависимости от реализуемого способа выдавливания и типа полых деталей утяжины могут возникать на различных стадиях и в различных зонах формообразуемой детали (рис. 4.1). При прямом выдавливании втулки и обратном выдавливании стакана утяжина в виде отхода металла от торцов пуансона наблюдается на заключительных стадиях процесса, когда толщина дна или фланца детали приближенно становится меньше толщины стенки полый части (см. рис. 4.1, схемы 1 и 2). Радиальное выдавливание относительно толстых фланцев на конце или в средней части трубчатой заготовки (см. рис. 4.1, схемы 3, 4 и 5) сопровождается в начальной стадии явлением раздачи отверстия в зоне образуемого фланца и образованием утяжины. При продольном или комбинированном выдавливании стаканов с фланцем утяжина образуется на заключительной стадии процесса (рис. 4.1, схемы 6).

Расчетные схемы для анализа энергетическим методом процесса образования утяжин при плоском и осесимметричном продольном выдавливании представлены на рис. 4.2. Схемы продольного выдавливания идентичны друг другу, а при плоском течении и схеме процесса радиального выдавливания фланца [117, 118], что позволяет выполнить анализ причин образования утяжин с использованием единого энергетического подхода.

В этих схемах выдавливания устойчивому протеканию процесса соответствует равенство нулю значения утяжины y (a) [118–122], а условие предотвращения утяжины состоит в выполнении неравенства

$$\bar{p}_{(y=0)} \leq \bar{p}_{(y>0)} \quad (4.1)$$

После построения поля и годографа скоростей (для плоской деформации) или подходящего КВПС, вычисления мощностей, входящих в уравнение энергетического баланса (2.1), из последнего находят приведенное давление выдавливания: $\bar{p} = p/\sigma_s$.

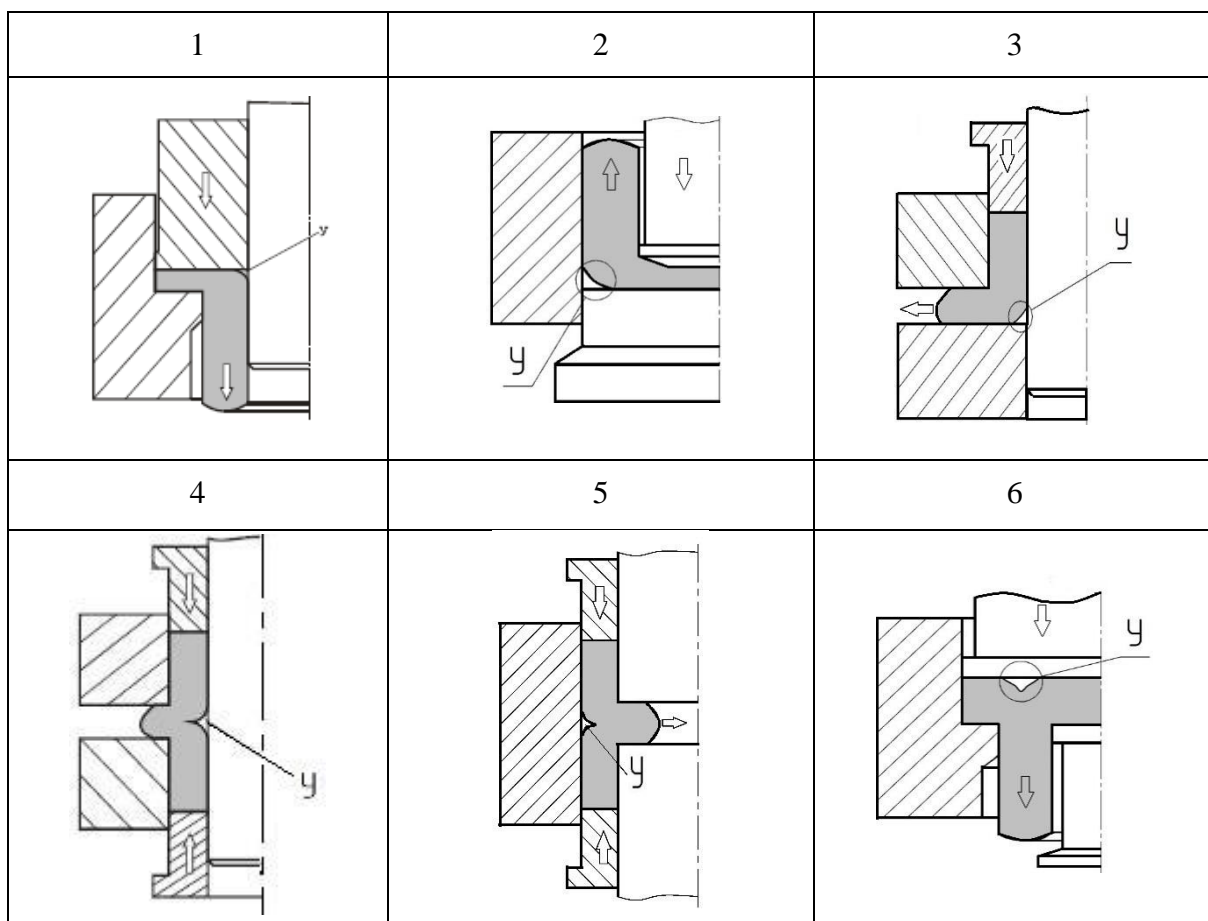


Рис.4.1. Схемы образования дефектов типа утяжин при холодном выдавливании

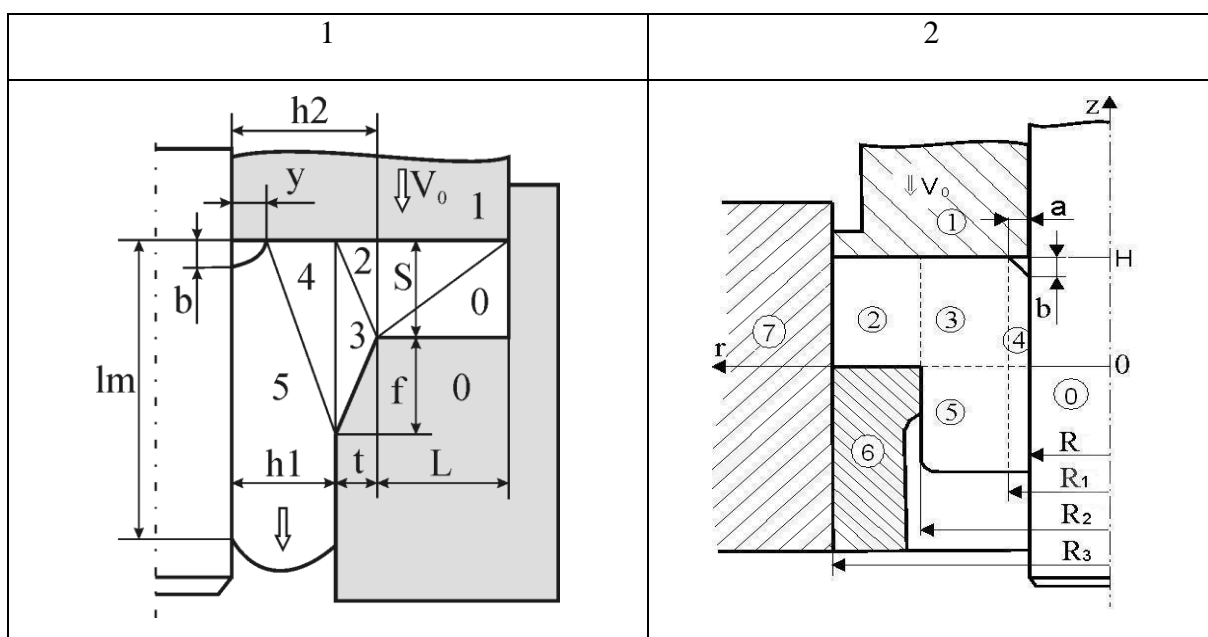


Рис. 4.2. Расчетные схемы для анализа процесса образования утяжин

Проведя математический анализ приведенного давления деформирования для построенных полей скоростей $\partial \bar{p} / \partial \bar{y} = 0$, получают расчетную зависимость для вероятной величины относительной утяжины $\bar{y} = y/h_1$ (см. рис. 4.2, схема 1). Далее, приравнивая нулю полученное выражение ($\bar{y} = 0$), можно найти то соотношение между технологическими параметрами, при котором вероятно образование утяжины [118–120].

При уменьшении относительной толщины дна выдавливаемого стакана или фланца на трубной заготовке при прямом выдавливании размеры утяжины по ширине \bar{y} и по высоте \bar{b} будут увеличиваться. Размер по высоте (\bar{b}) можно определить из условия нарастания скорости истечения (V_g) из очага деформации при увеличении ширины утяжины \bar{y} . Максимальную относительную высоту утяжины можно определить по зависимости $d\bar{b} = V_g dt$. Время формирования утяжины выражается через изменение параметра $\bar{H}_{кр}$, характеризующего перемещение инструмента и изменение объема очага деформации.

$$dt = dH/V_0; \quad d\bar{b} = \lambda V_0 dH/V_0; \quad \bar{b} = \int_{\bar{H}_0}^{\bar{H}_{кр}} \lambda dH, \quad (4.2)$$

где \bar{H}_0 – относительная толщина фланца детали;

λ – величина вытяжки (обжатия).

Например, в случае плоского прямого выдавливания (см. рис. 4.2, схема 1) для определения величины относительной утяжины получена простая зависимость [118]:

$$\bar{y} = 1 - H \frac{\sqrt{1 + 2\mu_2 \bar{l} / H}}{1 + 2\mu_1}, \quad (4.3)$$

где $H = S_2 / h_1$; $S_2 = S + f$; $\bar{l} = l_m / h_1$;

μ_1 – коэффициент трения на входных поверхностях;

μ_2 – коэффициент трения на выходных поверхностях.

Отметим, что здесь под выходными поверхностями подразумеваются контактные поверхности в пределах выходного канала (зоны 5).

Из выражения (4.3) при значении $\bar{y} = 0$ можно найти относительную толщину фланца $H_{кр}$ (с учетом переходной фаски f), при которой возникает утяжина:

$$\bar{H}_{кр} = \sqrt{(\mu_2 \bar{l})^2 + 2\mu_1 + 1 - \mu_2 \bar{l}} \quad (4.4)$$

Из зависимости (3.28) видно, что величина утяжины увеличивается с уменьшением H и трения на выходных поверхностях (μ_2 по нижней

полуматрице и оправке) или с увеличением трения (μ_1) по верхней полуматрице [118].

С точки зрения снижения минимально возможных толщин фланца $\bar{H}_{кр}$ и расширения тем самым возможностей выдавливания, трение металла по нижней полуматрице и оправке (μ_2) играет положительную роль. Из полезной роли трения выдавливаемой стенки по инструменту следует, что реактивное трение, действующее в направлении, противоположном истечению металла, может предотвратить утяжину на фланце втулки, получаемой прямым выдавливанием.

Решение для случая *осесимметричного* выдавливания получено энергетическим методом баланса мощностей. Расчетная схема процесса (рис. 4.2, б) предусматривает наличие в деформируемой заготовке пластических зон и жестких зон. Условие прогноза возникновения утяжины при выдавливании остается тем же – (4.1).

КВПС в зонах заготовки описывается следующими зависимостями для скоростей течения:

$$\begin{aligned} \text{в зоне 2} \quad V_z &= -\frac{V_0}{h}z, \quad V_r = \frac{V_0}{2h}r - \frac{V_0}{2h}\frac{R_3^2}{r}; \\ \text{в зоне 3} \quad V_z &= -\frac{V_0}{h}(1-\lambda)z - V_0\lambda, \quad V_r = \frac{V_0}{2h}(1-\lambda)r - \frac{V_0}{2h}(1-\lambda)\frac{R_1^2}{r}, \end{aligned} \quad (4.5)$$

где $\lambda = \frac{R_3^2 - R_1^2}{R_2^2 - R_1^2}$; $R_1 = R_0 + a$; $h = H..$

После вычисления мощностей, входящих в энергетическое уравнение (2.1), и сокращения левой и правой частей уравнения на $\pi V_0 (R_3^2 - R^2) \sigma_s$, находим приведенное давление выдавливания.

$$\begin{aligned} \bar{p} = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{1}{t^2 - \bar{s}^2} & \left[\left(2t^2 - \sqrt{3+t^4} + \frac{t^2}{2} \ln \left(\frac{\sqrt{3+t^4} + t^2}{3(\sqrt{3+t^4} - t^2)} \right) \right) - \frac{t^2 - 1}{y^2 - 1} \left(\sqrt{y^4 + 3} - 2y^2 - \right. \right. \\ & \left. \left. - \frac{y^2}{2} \ln \left(\frac{\sqrt{y^4 + 3} + y^2}{3(\sqrt{y^4 + 3} - y^2)} \right) \right) + 2\mu \bar{H}t - \frac{(t^2 - 1)(1 - y)(1 + y - 2y^2)}{3\bar{H}(y^2 - 1)} (2\mu_1 + 1) + \frac{y^2 - t^2}{y^2 - 1} \bar{H} - \right. \\ & \left. - \frac{t^2 - 1}{y^2 - 1} \bar{H}y + \frac{4\mu_2(y^2 - t^2)(\bar{l} + \bar{s}\bar{l} - \bar{s}\bar{b} + s\bar{H})}{y^2 - 1} + \frac{2\mu}{3\bar{H}}(t - 1)(1 + t - 2t^2) \right], \end{aligned} \quad (4.6)$$

где $\bar{H} = h/R_2$; $y = R_1/R_2$; $t = R_3/R_2$; $\bar{s} = R/R_2$; $\bar{l} = l/R_2$; $\bar{b} = b/R_2$.

Величина y – варьируемый параметр, который определяется из условия минимума \bar{p} и может быть найден из уравнения $\partial \bar{p} / \partial y = 0$.

После дифференцирования получим уравнение:

$$\bar{H}^2 \cdot [(y+1)^2 + 8y\mu_2] + \bar{H} \cdot 2y \left[\sqrt{3+y^4} - 2 - \ln \left| \frac{\sqrt{3+y^4} + y^2}{3} \right| + 4\mu_2 \cdot (\bar{l} + s\bar{l} - s\bar{b}) \right] - \frac{2}{3} y(y-1)^2(y+2)(2\mu_1+1) = 0.$$

Условие появления утяжины описывают равенством величин $y_0 = s_0$ $H_0 = H(y_0)$. При $\bar{l} = 0,1$ и $\bar{b} = 0$ получаем:

$$\bar{H}_0^2 \cdot [(y_0+1)^2 + 8y_0\mu_2] + \bar{H}_0 \cdot 2y_0 \left[\sqrt{3+y_0^4} - 2 - \ln \left| \frac{\sqrt{3+y_0^4} + y_0^2}{3} \right| + 0,4\mu_2 \cdot (1+y_0) \right] - \frac{2}{3} y_0(y_0-1)^2(y_0+2)(2\mu_1+1) = 0. \quad (4.7)$$

При уменьшении относительной толщины фланца выдавливаемой втулки (или стенки заготовки при радиальном выдавливании) размер утяжины по ширине a и по высоте b будут увеличиваться. Размеры по высоте b можно определить из условия нарастания скорости истечения V_g из очага деформации при увеличении ширины утяжины a . Максимальную высоту утяжины можно определить по зависимости $d\bar{b} = V_g dt$. Время формирования утяжины можно выразить через изменение параметра $\bar{H}_{кр}$, характеризующего перемещение инструмента и изменение объема очага деформации. Тогда для случая осесимметричного прямого выдавливания получим

$$b = - \int_{H_0}^H \lambda dh; \quad (4.8)$$

Зависимость высоты возникновения утяжин \bar{H}_0 и размеров утяжины от толщины фланца приведены на рис. 4.3–4.6. Как и в плоском решении, ориентировочно, началу образования утяжины соответствует значение соотношения толщины фланца и стенки втулки $h/s = 1,0$. С увеличением коэффициента трения снижается толщина дна H_0 , соответствующая началу образования утяжины, то есть трение на выходном участке служит препятствием возникновению утяжин.

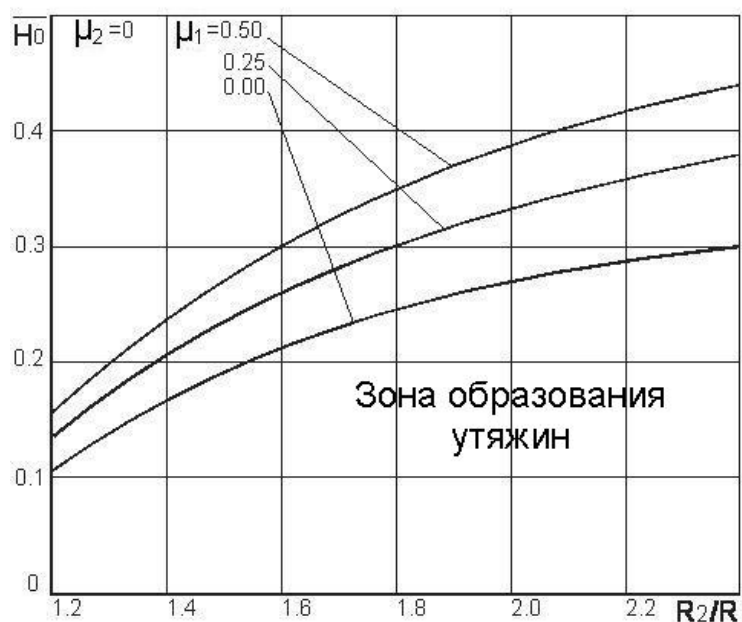
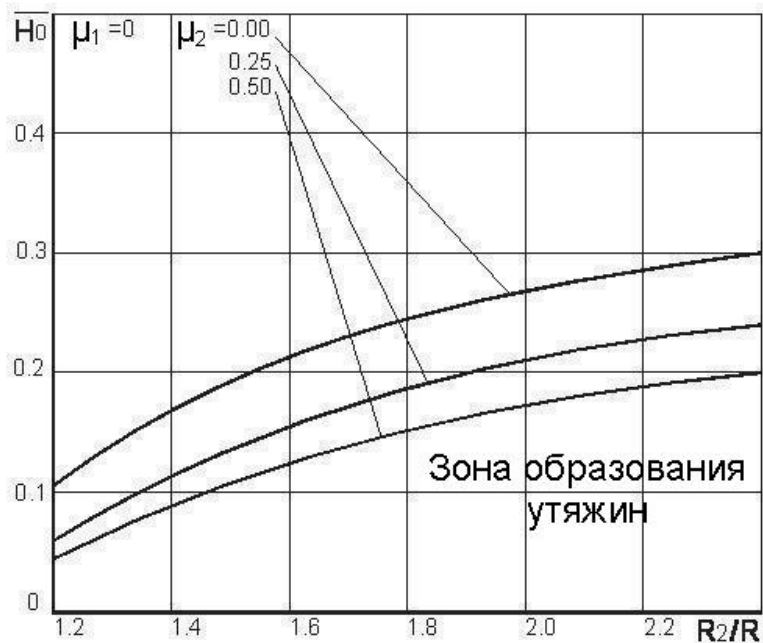


Рис. 4.3. Зависимость критической толщины фланца от относительного радиуса выдавливаемой поллой части и условий трения

На рис. 4.7, 4.8 и 4.9 показаны полученные МКЭ-модели процесса прямого выдавливания (ряд стадий) с использованием алгоритма перестроения сетки [119, 120]. При КЭ-моделировании использованы реальные размеры образцов и инструмента. В качестве связи напряжений с деформацией использована кусочно-линейная аппроксимация зависимостей $\sigma_i - \varepsilon_i$ для сплава АМц-М. Материал инструмента принят абсолютно жёстким. Модель поведения материала образца – упругопластическое тело с изотропным упрочнением.

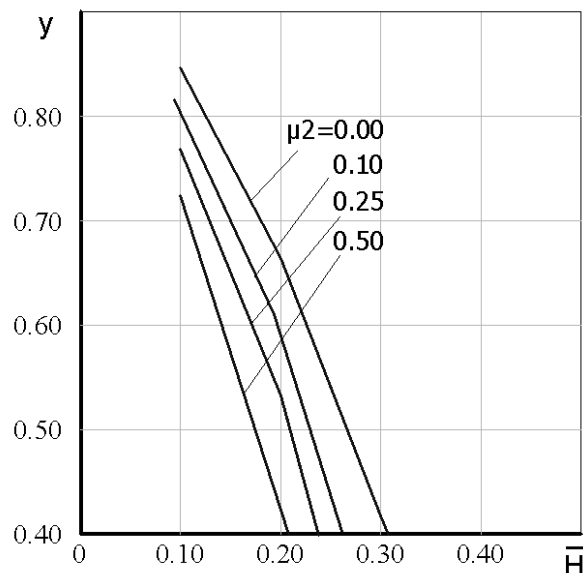
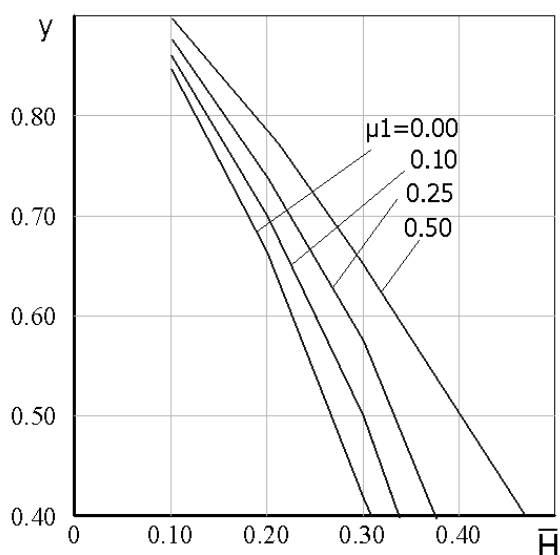


Рис. 4.4. Зависимость относительных размеров утяжины от толщины дна стакана: $t=2,0, s=0.4$

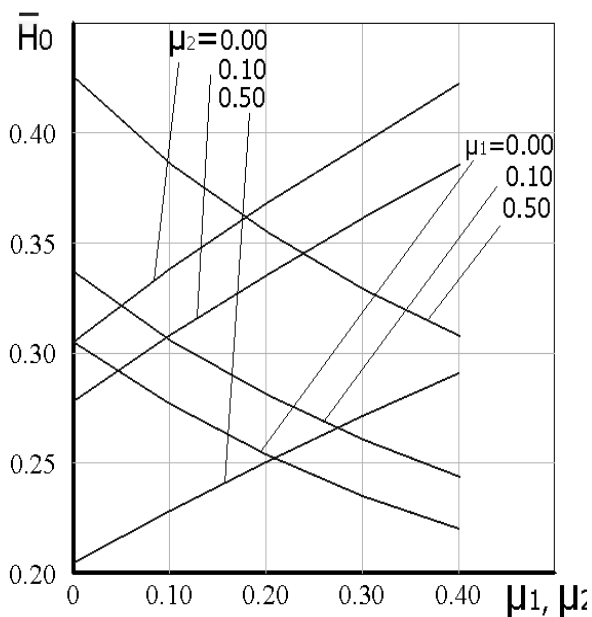


Рис. 4.5. Зависимость высоты возникновения утяжин \bar{H}_0 от условий трения на контактных поверхностях: $t=2, s=0.4$

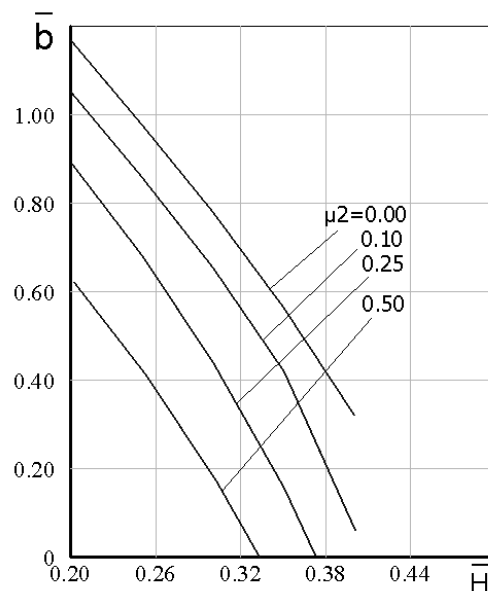


Рис. 4.6. Нарастание глубины утяжины при уменьшении относительной толщины фланца: $\mu_1 = 0, t=2, s=0.4$

Исходный размер элемента и минимальный размер при перестроении 0,2 мм. Значения коэффициента трения в контакте инструмент – образец варьировались в пределах $\mu = 0,04...0,1$.

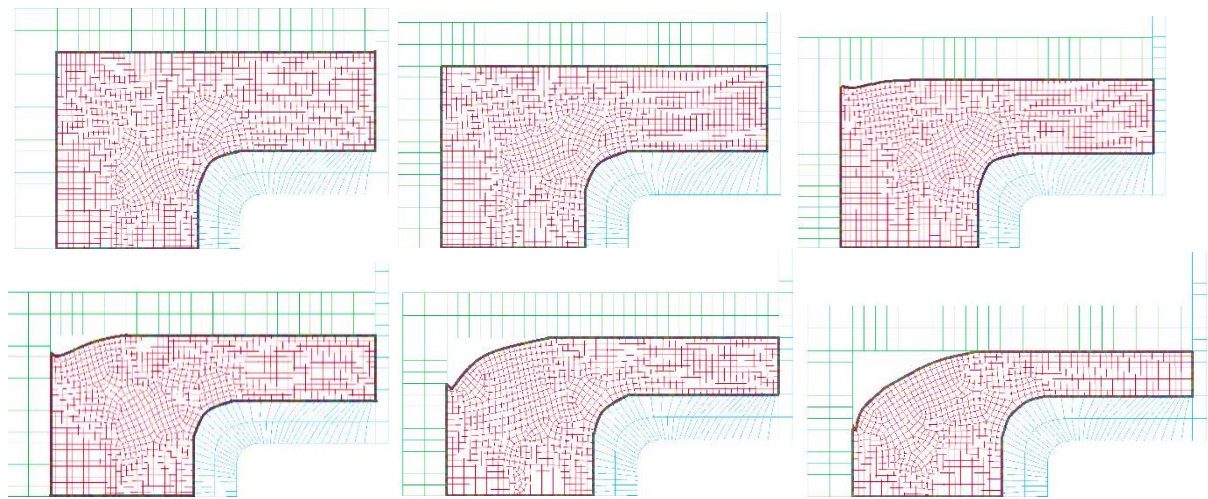


Рис. 4.7. Нарастание утяжины при прямом выдавливании втулки

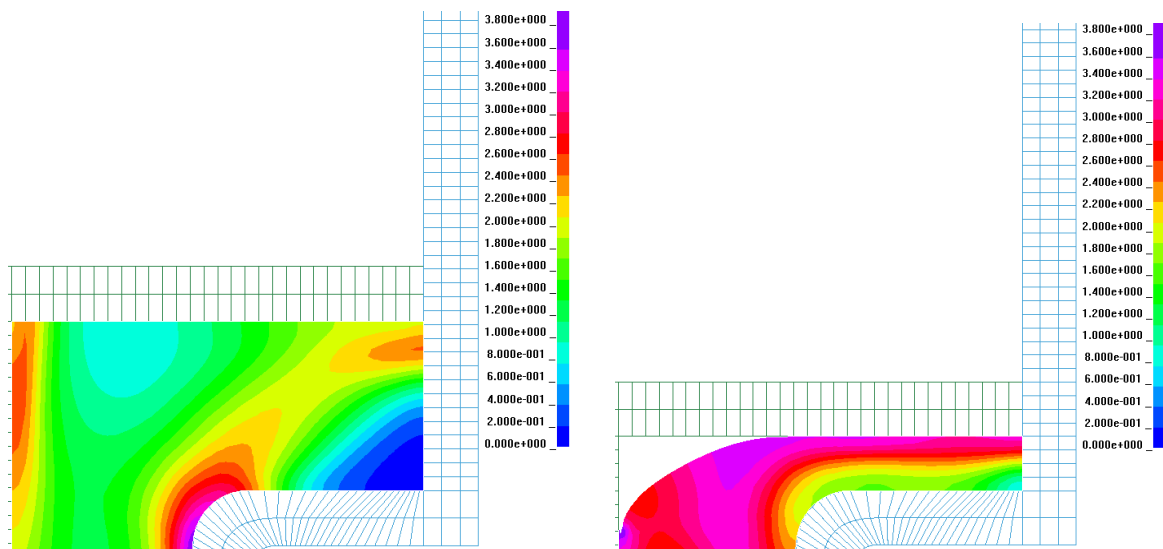


Рис. 4.8. Интенсивности деформаций на стадиях выдавливания

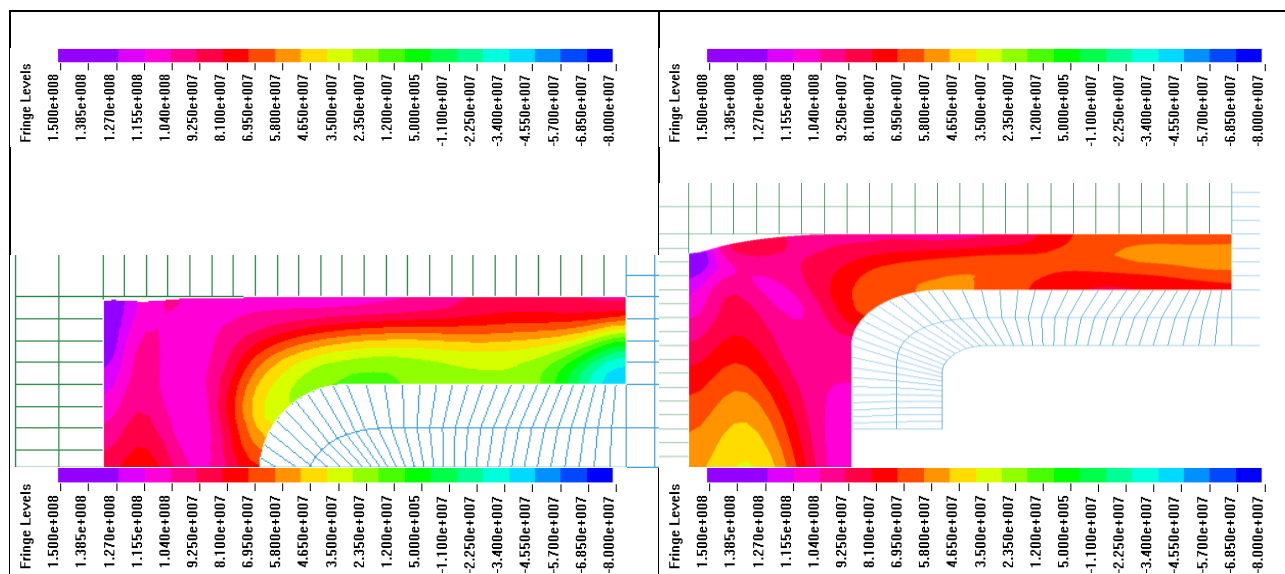


Рис. 4.9. Распределение интенсивности деформаций на стадиях выдавливания при коэффициенте трения $\mu=0,08$ (слева) и $\mu=0,02$ (справа)

Поскольку деформация велика, а градиент существенный, в процессе расчёта применялось перестроение сетки элементов деформируемого образца [175]. Поэтому сетка элементов не отражает реальное деформированное состояние в текущий момент. Истинную деформированную форму в текущий момент имеют границы образца (см. рис. 4.7). Подход с перестроением сетки, использованный в расчетах, позволяет увеличить исследуемую область, включив в неё зоны с неоднородной и немонотонной деформацией.

Распределение интенсивности деформации (см. рис. 4.8, рис. 4.9) в плоскости меридионального сечения образцов, рассчитанное по МКЭ, позволяет установить закономерности изменения напряженно-деформированного состояния по ходу процесса и выявить наиболее опасные с точки зрения исчерпания ресурса пластичности материала зоны в очаге деформации.

Анализ полученных результатов показал такие же закономерности появления утяжин, что и полученные энергетическим методом. Влияние сил трения на критические величины существенно, и компьютерные модели это демонстрируют весьма наглядно (см. рис. 4.9). Из рассмотренной роли трения следует практический вывод: активное трение на поверхностях контакта заготовки с матрицей может не позволить выдавливать стаканы с относительно тонким дном [119]. Реактивное трение, осуществляемое перемещением оправки в направлении, противоположном истечению металла, может предотвратить образование утяжин на дне стакана.

Активное управление и силовым, и деформационным режимами процессов выдавливания и обеспечение качественного (без трещин и утяжин) формоизменения требует обеспечения реверсивного (знакопеременного по ходу процесса) контактного трения [71].

КЭ-модель показывает (для $R_2/R = 1,88$ и $\mu = 0,08$) несколько меньшие ($H/S = 0,56$, $\bar{H}_0 = 0,265$) по сравнению с энергетическим методом ($H/S = 0,57$, $\bar{H}_0 = 0,27$) значения критической толщины фланца, при которой появляется утяжина [118–120].

4.1.2 Моделирование формообразования трубчатых деталей с фланцем при радиальном выдавливании

В процессе радиального выдавливания фланцев при больших значениях относительной толщины фланца h_1 / s наблюдается появление утяжины на внутренней (см. рис. 4.1, схема 4) и реже на наружной (схема 5) поверхности полой заготовки. Выдавливание относительно толстых фланцев на конце трубной заготовки (схема 3) сопровождается явлением раздачи отверстия со стороны торца и образованием утяжины.

Для анализа процесса образования утяжин при осесимметричном радиальном выдавливании фланца на конце трубной заготовки использована модель с применением треугольного элемента с параболической «гипотенузой», описанного в работе [112] (рис. 4.10).

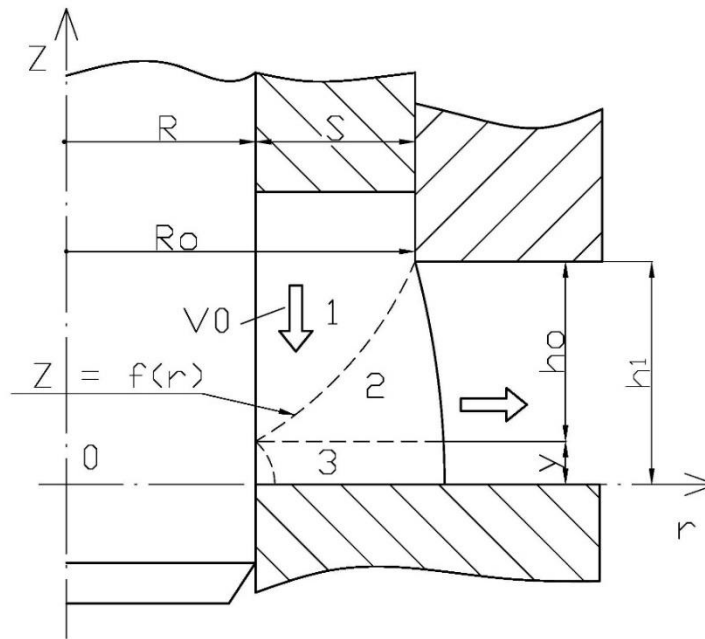
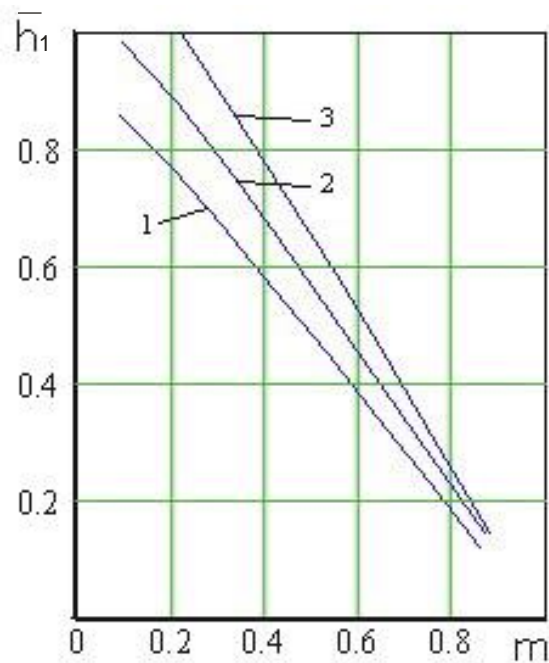


Рис. 4.10. Расчетная схема для моделирования процесса образования утяжины



1 – $\mu_2=0.082$; 2– $\mu_2=0.253$; 3 – $\mu_2=0.50$; $y=0$, $\mu_1=0.08$

Рис. 4.11. Зависимость относительной толщины фланца \bar{h} от относительной толщины стенки трубчатой заготовки при появлении утяжины

При такой деформации устойчивому протеканию процесса соответствует равенство нулю значения утяжины y , а условие предотвращения утяжины состоит в соответствии значений давлений деформирования неравенству $P_{(y=0)} < P_{(y>0)}$ [121, 122].

Уравнение границы между зонами 1 и 2 при появлении утяжины y : $z = ar^2 - f$. При краевом условии $z = h_1$ и $r = R_0$, $a = (h_1 + f)/R_0$, $f = (h_1 m^2 - y)/(1 - m^2)$, ($m = R/R_0$).

Функции скорости течения в зоне 2 (и в зоне 3), удовлетворяющие условию непрерывности нормальной составляющей на поверхности параболоида и кинематическим граничным условиям равны [122]

$$V_r = \frac{U_o R_0^2}{2(h_1 + f)r} = \frac{U_o(R_0^2 - R^2)}{2(h_1 - y)r}; \quad V_z = 0. \quad (4.9)$$

После определения интенсивности скорости деформации в зонах 2 и 3, разрыва скорости на границе 1–2, равного $[V] = V_0 \frac{\sqrt{1 - (2ra)^2}}{2ra}$ и вычисления мощностей сил деформирования, среза и сил трения получено расчетное выражение приведенного давления радиального выдавливания:

$$\bar{p} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[1 - \frac{R_0 - R}{h_1 - y} + \frac{4(h_1 - y)(R_0^2 + R_0 R + R^2)}{3(R_0^2 - R^2)(R_0 + R)} + \frac{4\mu_1 R(h_1 - y)}{R_0^2 - R^2} + \frac{2\mu_2}{h_1 - y} (R_0 - R) \right] \quad (4.10)$$

Из уравнения $\partial \bar{p} / \partial y = 0$ можно найти относительную величину утяжины \bar{y} ($\bar{y} = y/h_1$)

$$\bar{y} = 1 - \frac{\sqrt{3}}{2\bar{h}} \frac{1 - m^2}{\sqrt{m^2 + (1 + m)(1 + 3\mu_1 m)}} \sqrt{1 + 2\mu_2}, \quad (4.11)$$

где $m = R/R_0$.

При значении $y = 0$ получим относительную (критическую) толщину фланца $\bar{h}_1 = h_1 / R_0$, соответствующую началу образования утяжины и превышение которой вызывает опасность складкообразования при радиальном выдавливании

$$\bar{h}_1 = \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{1 - m^2}{\sqrt{m^2 + (1 + m)(1 + 3\mu_1 m)}} \sqrt{1 + 2\mu_2}. \quad (4.12)$$

Влияние основных параметров осесимметричного процесса на образование утяжины можно оценить, как аналогичное процессу плоского

выдавливания [118]. Графики критических значений фланца \bar{h}_1 (рис. 4.11) показывают, что с ростом коэффициента трения μ_2 , область предельных допустимых величин \bar{h}_1 увеличивается, а с увеличением μ_1 напротив – уменьшается. При $\mu_2 = 0$ изменение μ_1 в пределах от 0 до 0,5 приводит к уменьшению предельно допустимого значения параметра h_1/S от 1,0 до ~0,71.

Графики зависимости $\bar{y} = f(\bar{h}_1)$ и $\bar{y} = f(m)$ приведены на рис. 4.12 и рис. 4.13. Видно, что величина утяжины увеличивается с уменьшением \bar{h}_1 и трения на выходных поверхностях (μ_2 по нижней полуматрице) или с увеличением трения (μ_1) по верхней полуматрице и оправке. С точки зрения снижения $\bar{h}_{кр}$ и расширения тем самым возможностей процесса выдавливания, трение металла по нижней полуматрице (μ_2) играет, как и ожидалось, положительную роль.

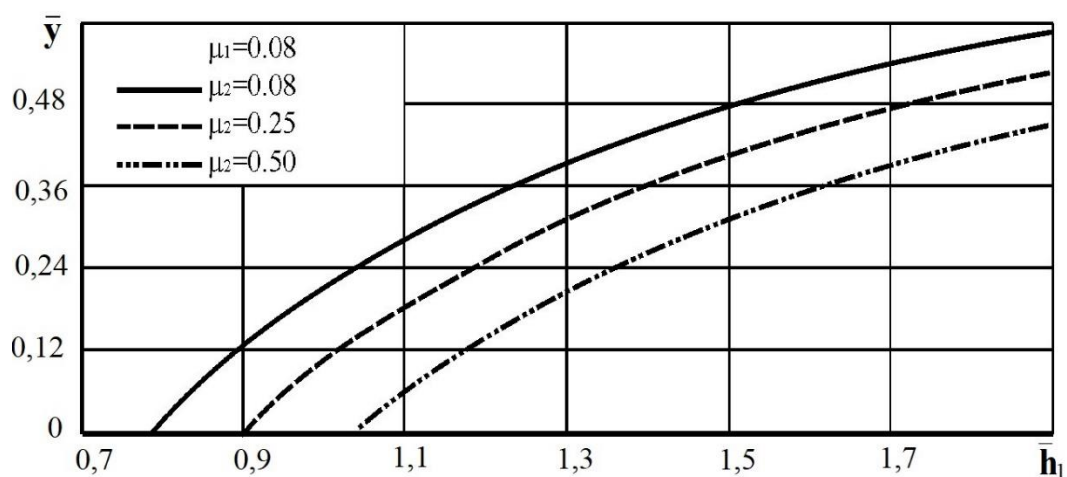
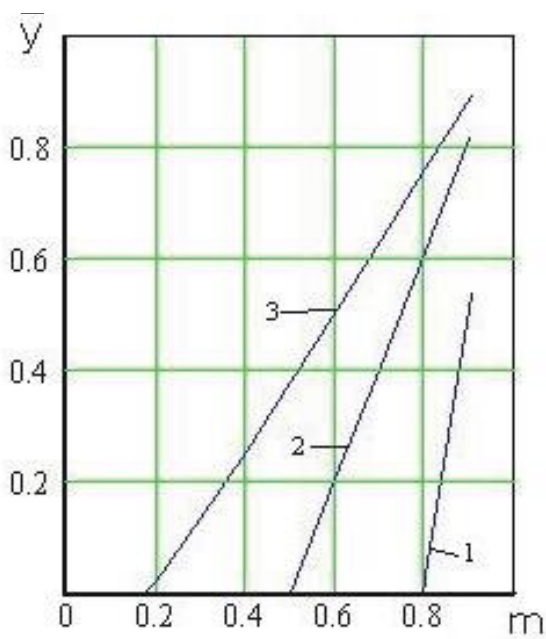


Рис. 4.12. Зависимость относительной величины утяжины от относительной толщины фланца

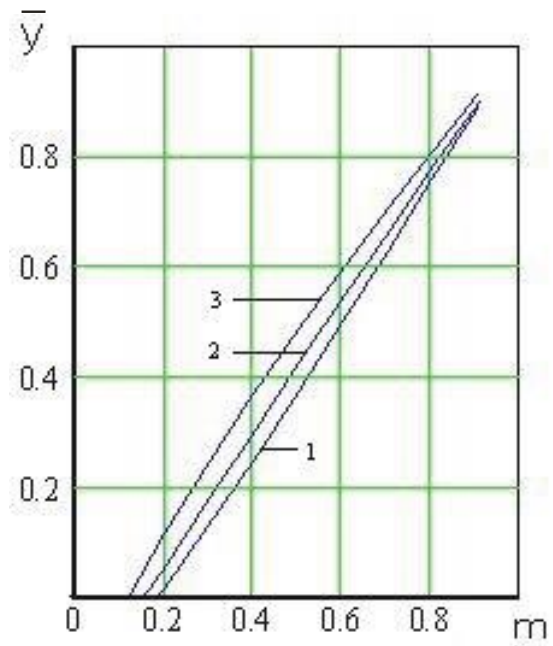
Этим можно объяснить явление постепенного снижения угловой утяжины при увеличении диаметра выдавливаемого торцового фланца.

Для моделирования процесса радиального выдавливания фланцев применен также метод конечных элементов [31, 76, 203]. Для сплава АМцМ при КЭ-моделировании использованы следующие размеры образцов и инструмента: $2R = 21,0$ мм, $2R_0 = 28,2$ мм, $h_1 = 5,0$ мм.

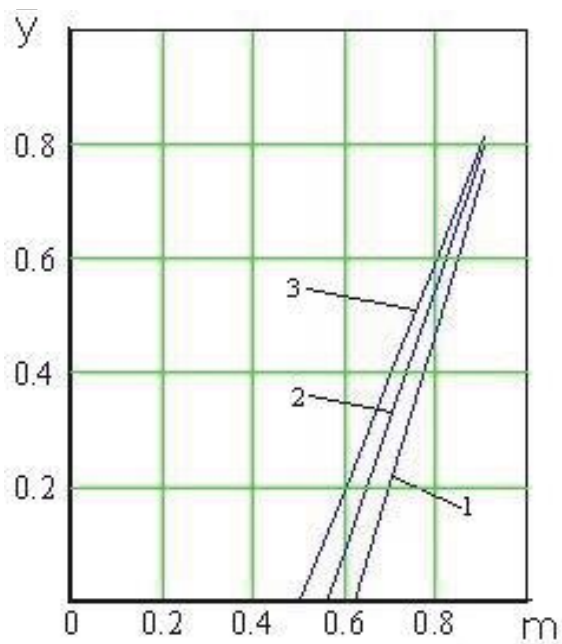
На рис. 4.14, 4.15 и 4.16 представлено развитие утяжин при радиальном выдавливании втулки с фланцем на торце и утолщением в средней части трубчатой заготовки.



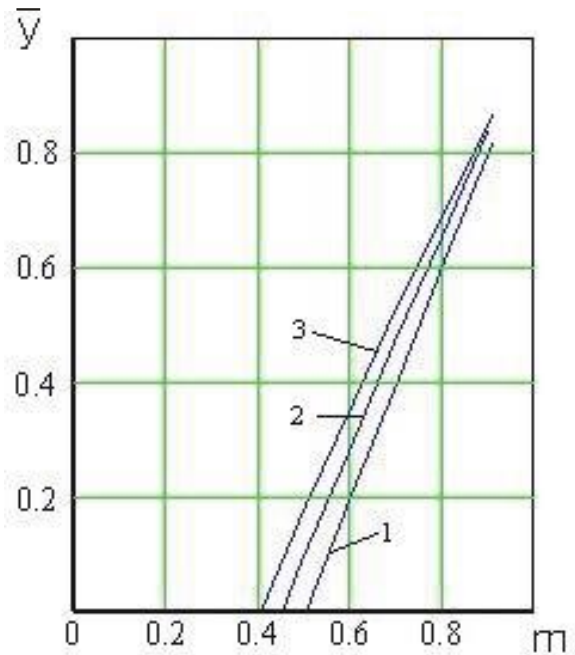
1- $\mu_2 = 0,5$; 2- $\mu_2 = 0,25$; 3- $\mu_2 = 0,08$;
 $\bar{h}_1 = 0,2$; $\mu_1 = 0,08$



1- $\mu_1 = 0,08$; 2- $\mu_1 = 0,25$; 3- $\mu_1 = 0,5$;
 $\bar{h}_1 = 0,5$, $\mu_2 = 0,08$



1- $\mu_2 = 0,5$; 2- $\mu_2 = 0,25$; 3- $\mu_2 = 0,08$;
 $\mu_1 = 0,08$; $\bar{h}_1 = 0,5$



1- $\mu_1 = 0,08$; 2- $\mu_1 = 0,25$; 3- $\mu_1 = 0,5$;
 $\mu_2 = 0,08$; $\bar{h}_1 = 0,5$

Рис. 4.13. Зависимость величины утяжины от параметров процесса

Исследование процесса проводилось с помощью МКЭ, реализованного в программе Q-Form 2D. Моделировали радиальное

выдавливание фланца на полой заготовке из сплава АД1. Коэффициент трения по А.Н. Леванову задавали равным 0.2, кривая упрочнения - $\sigma_s = 131 \cdot e^{0.28}$; модуль Юнга 75000 МПа; коэффициент Пуассона 0.32. Рассматривали формообразование втулки с фланцем с относительными размерами $R_1/R_0 = 1.44$, $R/R_0 = 0.62$ и толщиной фланца $h_f/R_0 = 0.6$.

На рис. 4.14 представлено формоизменение заготовки в неподвижной матрице в процессе радиального выдавливания фланцев на торце заготовки. Видно, что при радиальном выдавливании высокого фланца на первом этапе начинает образовываться радиальная утяжина, которая при дальнейшей деформации превращается в зажим.

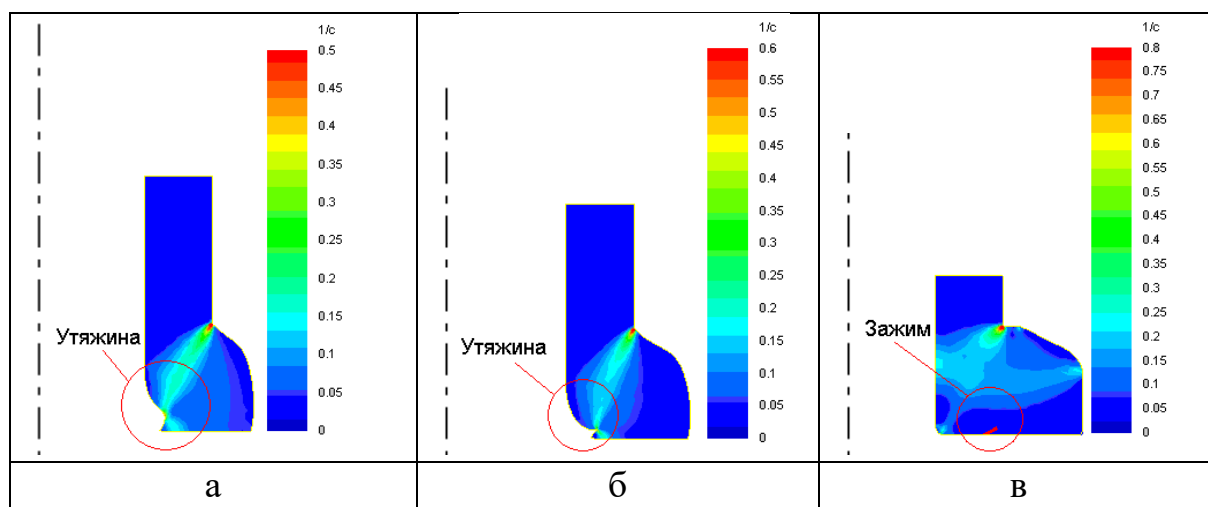
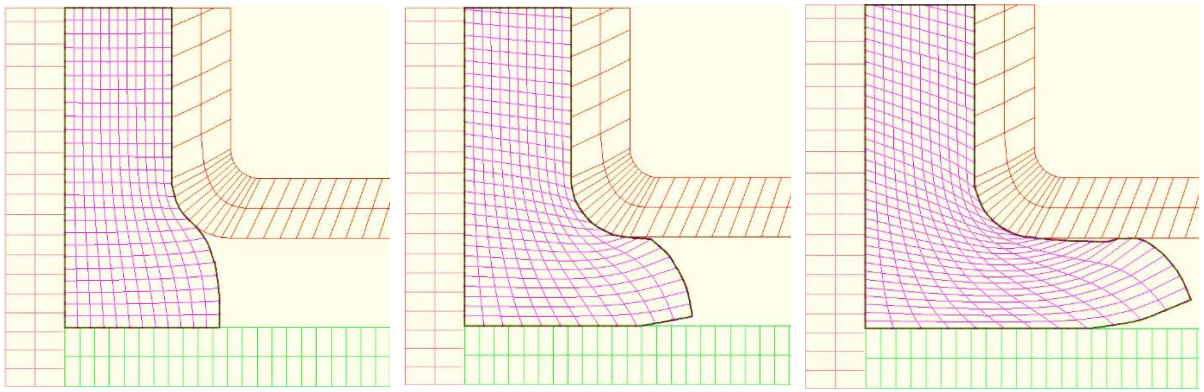


Рис. 4.14. Нарастание утяжины и образование зажима при радиальном выдавливании втулки с фланцем

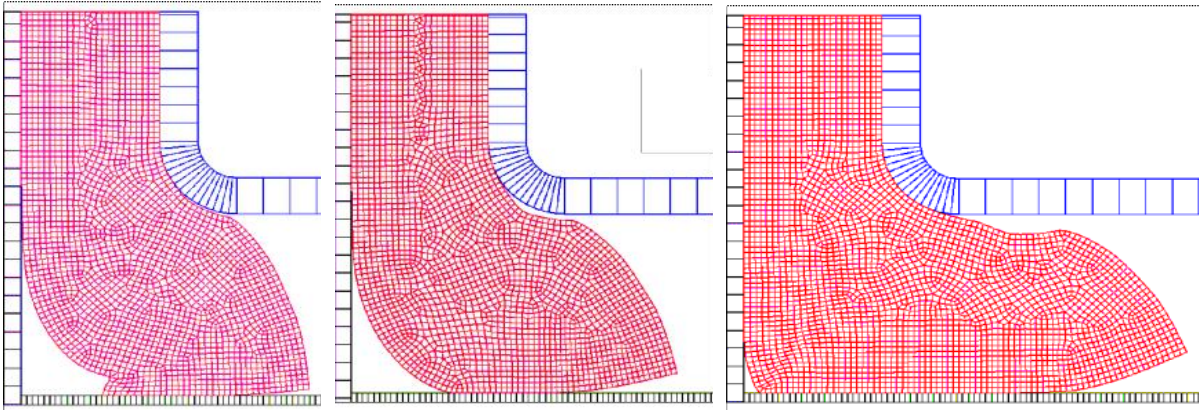
Интересный вид отклонения формы в виде седлообразного фланца продемонстрирован и при моделировании относительно толстых фланцев (рис. 4.15). Можно отметить, что такому явлению загиба фланца способствует и минимальное трение по торцу нижней полуматрицы [200–202].

Модели хорошо показывают характерное для выдавливания толстых фланцев, размещенных в средней по высоте части детали, отклонение формы в виде утяжины на внутренней поверхности втулки на всех стадиях процесса выдавливания (рис. 4.16).

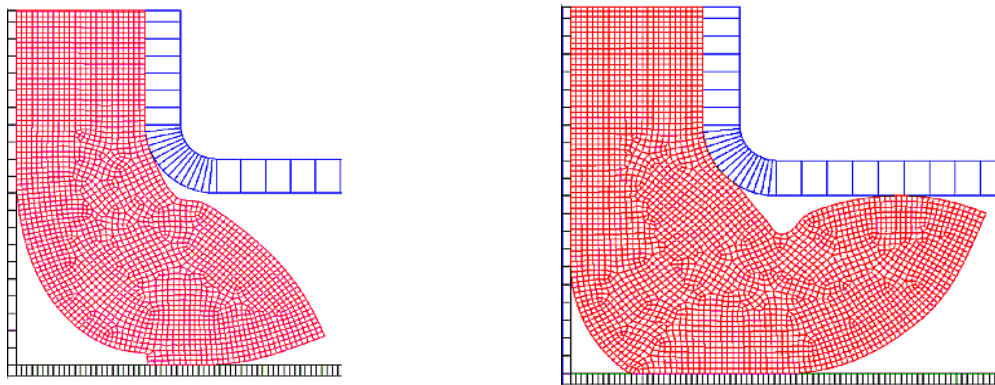
Моделирование с проведением имитационных экспериментов показало, что для повышения устойчивости трубчатой заготовки целесообразно в начальной стадии процесса выдавливать фланец меньшей толщины в штампе с подвижной полуматрицей (рис. 4.17 и рис. 4.18). На последующих этапах высоту приемной полости увеличивают.



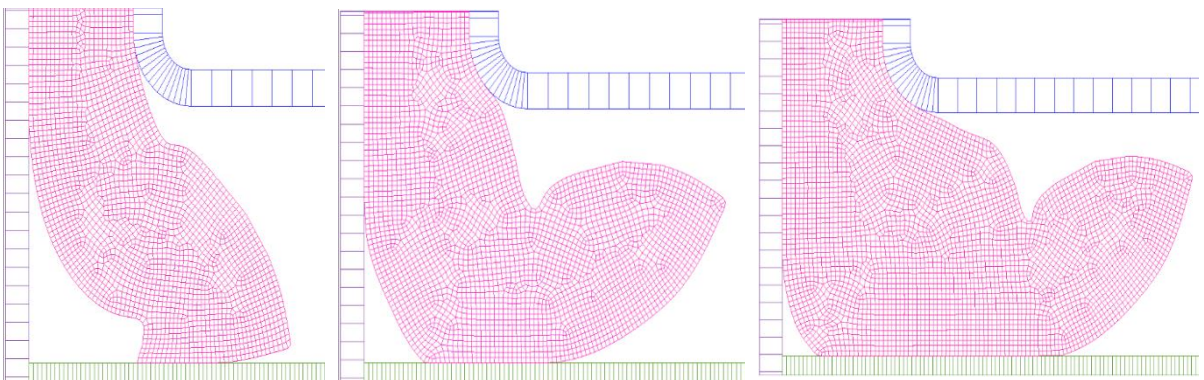
$h=3\text{mm}$, $\mu = 0,08$



$h=5\text{mm}$, $\mu = 0,08$



$h=5\text{mm}$, $\mu = 0,0$



$h=7\text{mm}$, $\mu = 0,08$

Рис. 4.15. Моделирование отклонений формы фланцев

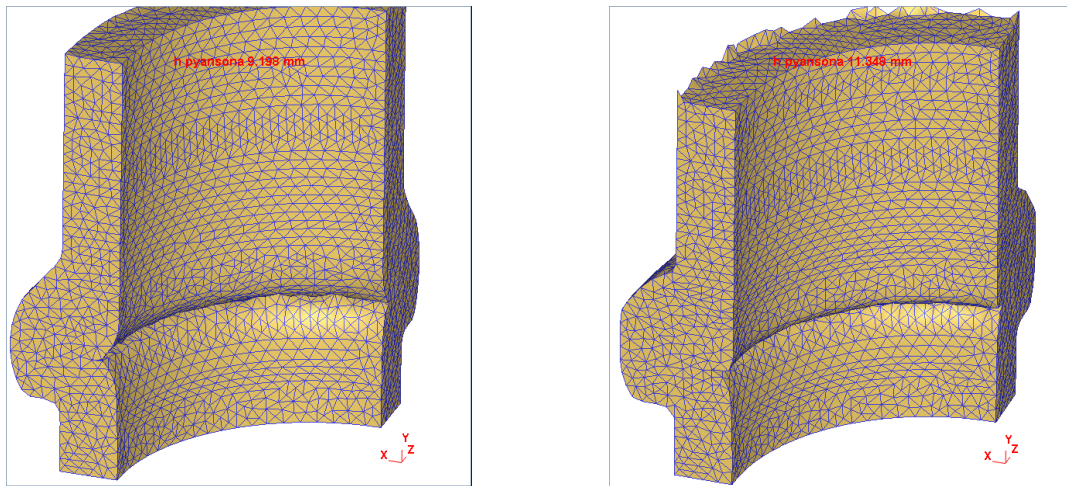


Рис. 4.16. Характер формоизменения при выдавливании фланца в средней части

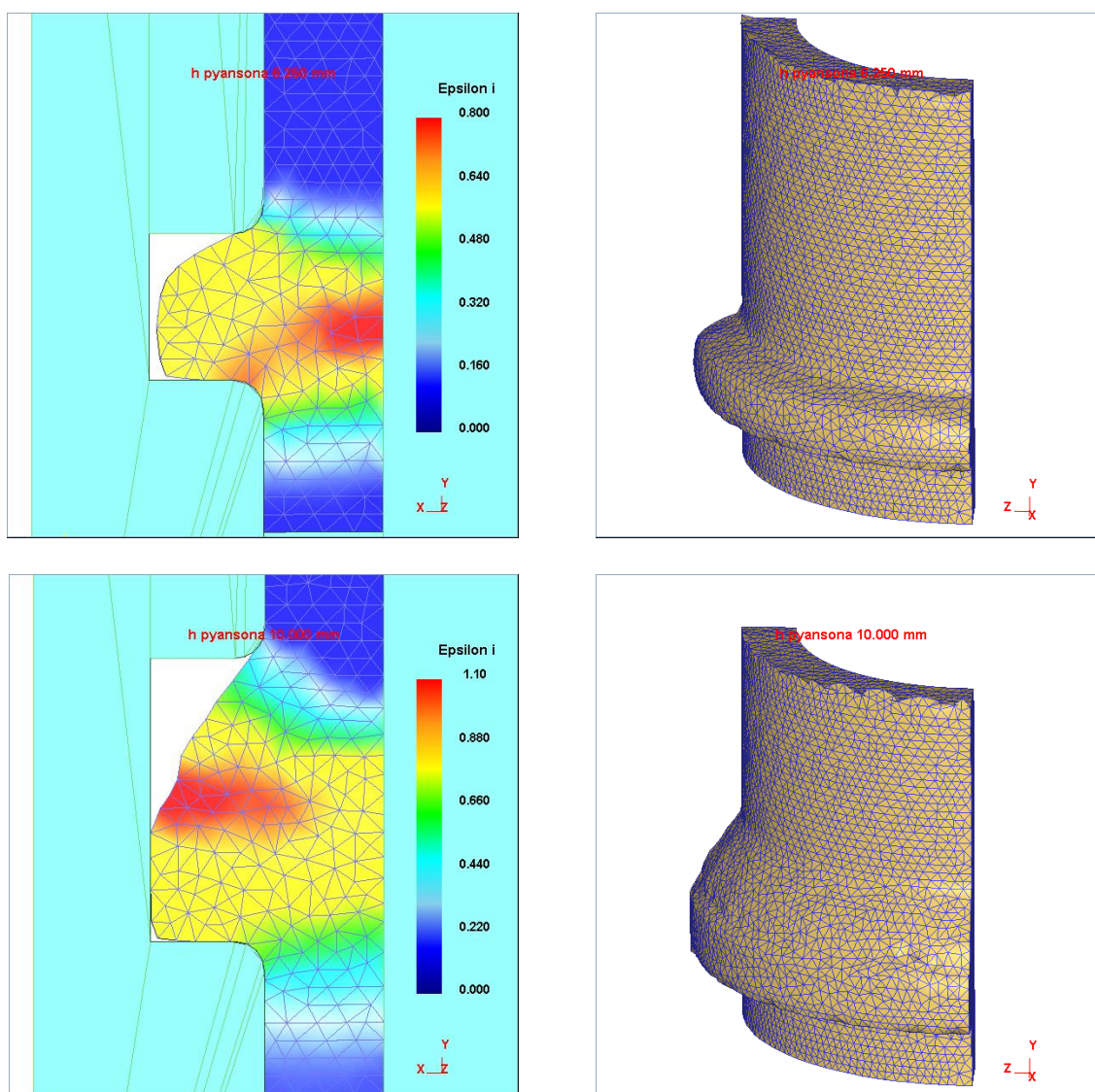


Рис. 4.17. Моделирование процесса радиального выдавливания в штампе с подвижной полуматрицей (промежуточные этапы)

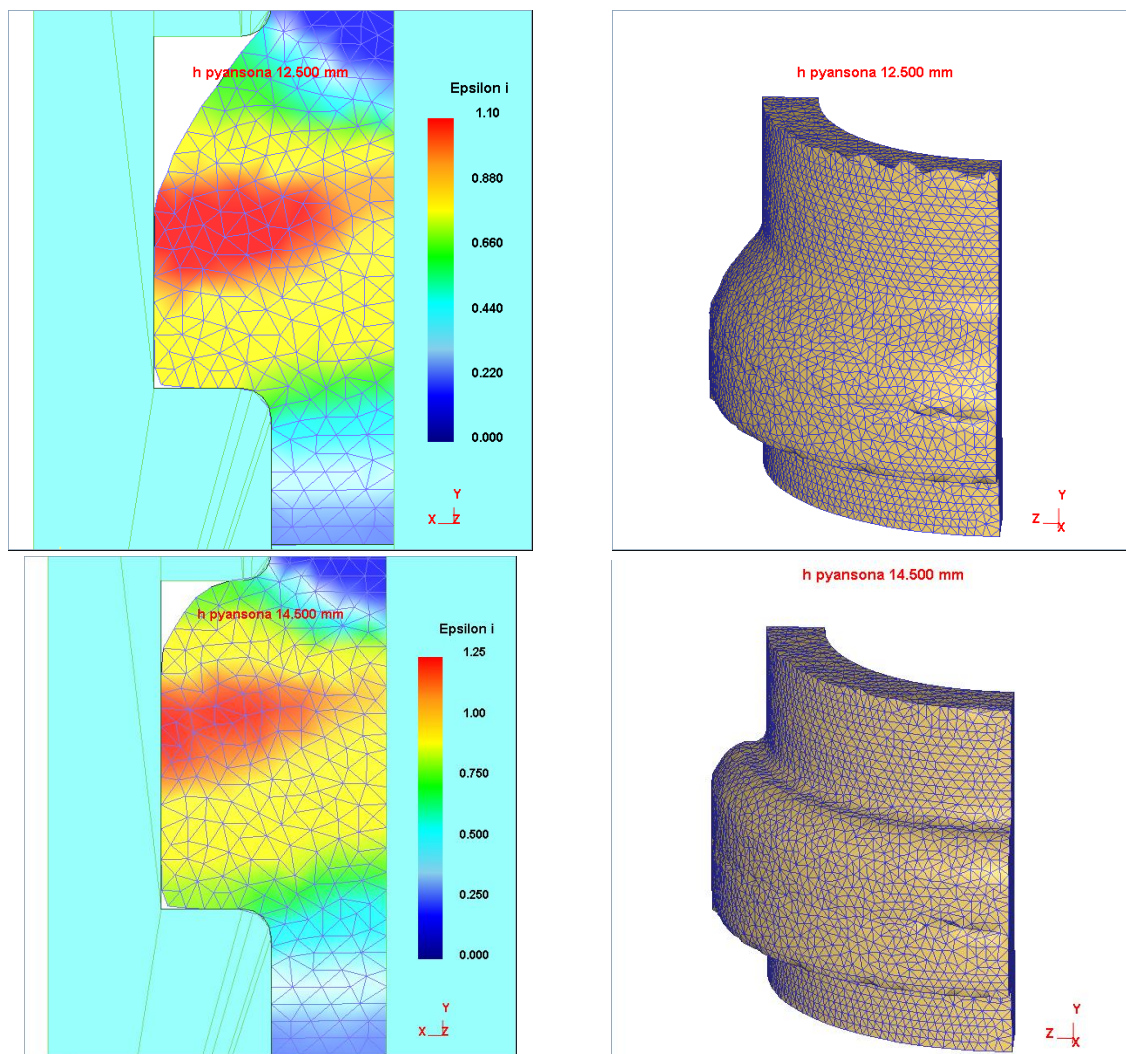


Рис. 4.18. Моделирование процесса радиального выдавливания в штампе с подвижной полуматрицей (заключительные этапы)

Одновременно КЭ-модели, хоть и не столь очевидно, показывают возможное появление дефектов формы фланцев в виде наростов и периодических углублений на наружной поверхности, число которых соответствует количеству этапов увеличения высоты приемной радиальной полости под формирование фланца (см. рис. 4.18). Видимо возможности метода поэтапного подъема полуматриц с целью увеличения высоты приемной радиальной полости [199, 198] не являются такими уж бесспорными и требуют экспериментальной проверки. Возможно также, что регулирование высоты полости (скорость подъема полуматрицы) должно быть проведено с определенной скоростью, согласованной со скоростью перемещения пуансона, то есть со скоростью поступления металла в полость матрицы.

4.1.3 Экспериментальное исследование процесса образования дефектов типа утяжин при холодном выдавливании

Образование дефектов формы типа утяжин, как следует из разработанных в п. 4.1 математических моделей, происходит при попытке получить детали с относительно тонким фланцем способом прямого выдавливания или с относительно толстым фланцем – радиальным выдавливанием. С целью оценки условий возникновения отклонений формы штампуемых деталей с фланцем и установления факторов и режимов деформирования, предупреждающих появление дефектов, были проведены эксперименты.

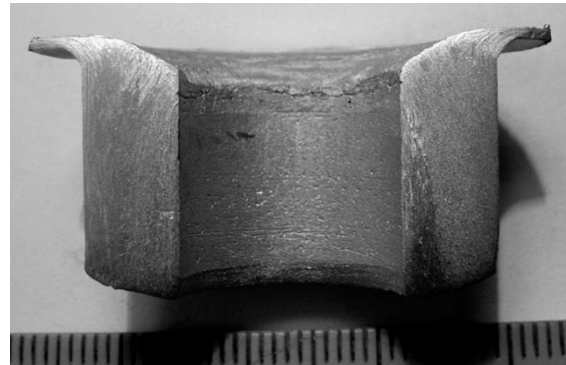
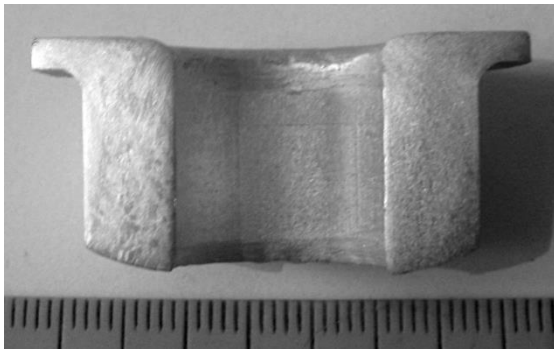
Для исследования формообразования деталей с фланцем способом прямого выдавливания были изготовлены втулки двух типоразмеров $\varnothing 36 \times 21$, $\varnothing 36 \times 15$, $\varnothing 45 \times 21$ и $\varnothing 45 \times 15$. Оправки соответственно выбирались двух типоразмеров $\varnothing 15,0$ и $\varnothing 21,0$ мм. Материал заготовок – свинец С1 и сплав АМцМ, сталь 10. Условия трения варьировались путём обезжиривания поверхностей инструмента и нанесения различных технологических смазок. Осуществлялось поэтапное деформирование с приращением хода пуансона на 1–2 мм. Затем процесс прекращался, и производился внешний осмотр или фотографирование полуфабрикатов.

Нарастание утяжины или формообразование фланца на заключительной стадии можно проследить по величине утяжины при толщине фланцев 5 и 2 мм (рис. 4.19). В целом эксперименты показывают, что расчётные оценки критической толщины фланца и размеров утяжины могут быть приняты для практического применения, так как весьма близки к экспериментальным наблюдениям. Экспериментальные исследования по холодному прямому выдавливанию деталей с фланцами на торцах ($R_2/R = 1,88$) (см. рис. 4.19) из трубных заготовок показывают качественное соответствие и количественную близость расчётных ($H/S=0,57$) ($\bar{H}_0=0,27$) и опытных ($H/S=0,55$) ($\bar{H}_0=0,26$) критических значений параметра – относительной толщины фланца \bar{H}_0 , при котором появляется искажение формы в виде утяжин. КЭ-модель (см. рис. 4.7–4.9) показывает промежуточные ($H/S=0,56$, $\bar{H}_0=0,265$) по сравнению с экспериментом и МВО значения критической толщины фланца, при которой появляется утяжина.

Наличие хорошей смазки на оправке способствует увеличению критической толщины фланца, при которой появляется утяжина. С другой стороны, отсутствие смазки, обезжиривание контактной поверхности оправки, стопорение оправки заметно влияет на задержку появления дефектов [120, 122].



а



б

Рис 4.19. Возникновение утяжины при прямом выдавливании деталей с фланцами

Отметим также, что критические значения толщины фланцев при прямом выдавливании заметно меньше, чем критические значения толщины дна стакана ($H/S=0,63$) при обратном выдавливании [118]. Их сравнение обусловлено тем, что при плоском деформированном состоянии оба процесса анализируются по одной и той же расчётной схеме (см. рис. 4.2). Видимо, это связано с тем, что продольное выдавливание по кинематической схеме со «стоком» (по терминологии Д. П. Кузнецова и Ю. И. Гуменюка) или течением во внутрь позволяет в сравнении со схемой «истечения» (или разгонки – раздачи, наблюдаемой при обратном выдавливании) снизить критическую для появления утяжины толщину фланца (дна) [119]. Для количественной оценки такой разницы требуются дополнительные исследования.

Утяжины при формоизменении полых заготовок способом радиального выдавливания, являющиеся формой потери устойчивости деформированной заготовки, могут быть причиной складкообразования при расположении фланца в средней части детали и незаполнения угловых зон деталей с фланцем (буртом) у торца [118–122].

Для деталей типа втулок с буртом характерно увеличение внутреннего диаметра в зоне образования бурта (рис. 4.20). Раздача отверстия у нижнего края втулки происходит в начале процесса и при свободном выдавливании зависит от условий его дальнейшего протекания. Ограничение получаемого фланца по наружному диаметру устраняет этот недостаток, и грани детали оформляются достаточно четко. На раздачу отверстия у нижнего торца или появление утяжины у буртов влияет как значение относительной толщины фланца, так и условия трения на торце нижней полуматрицы.

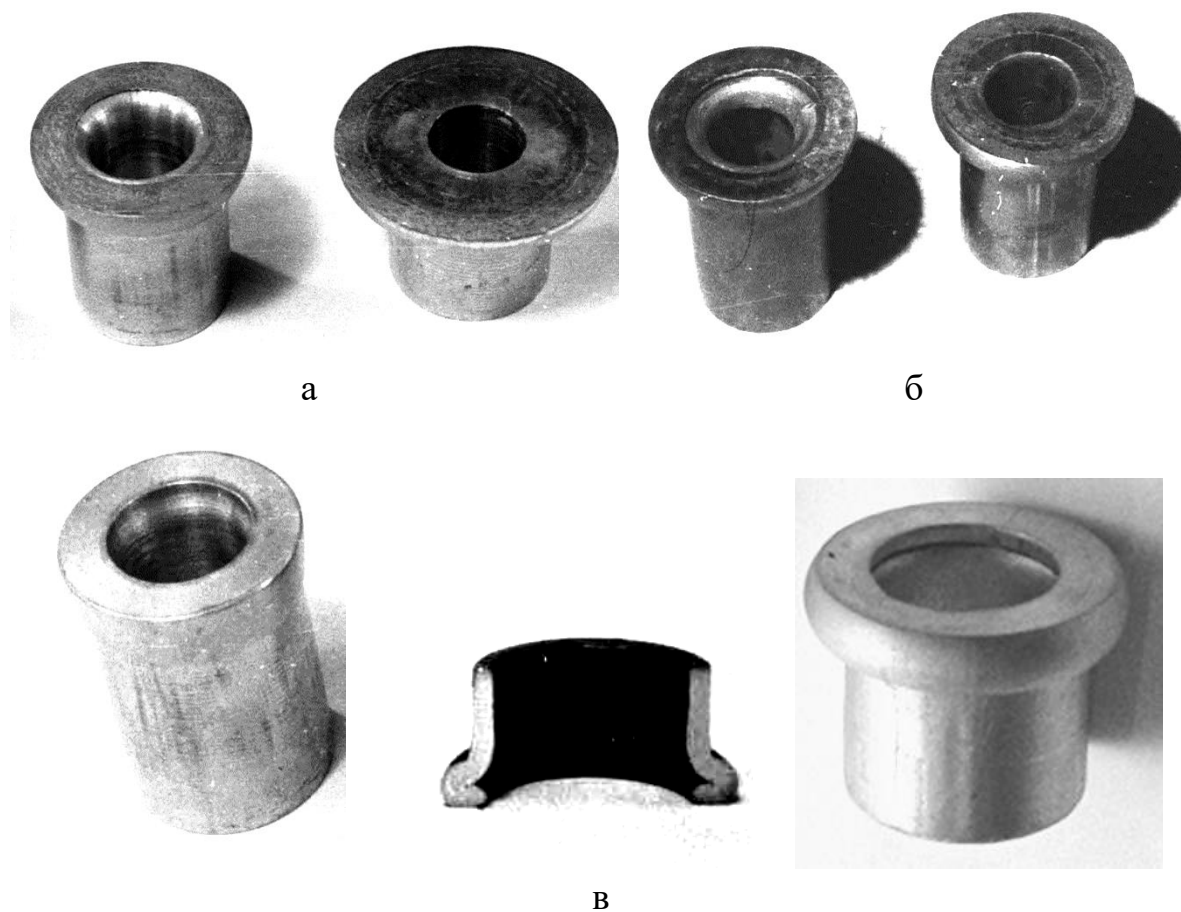


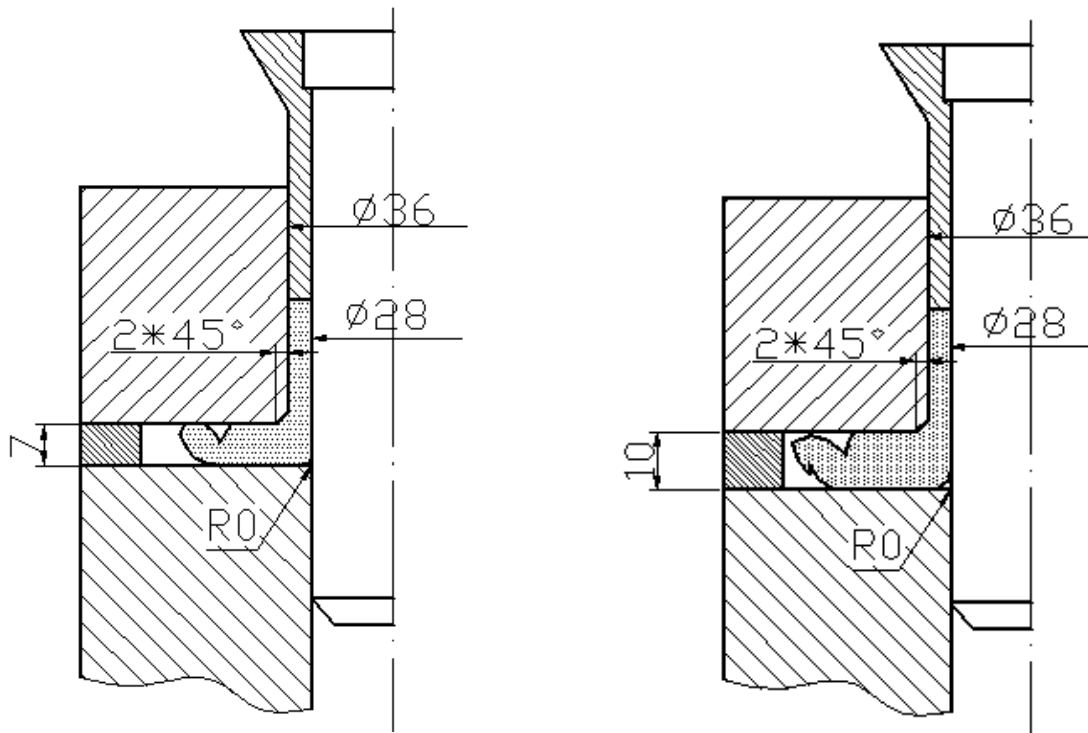
Рис. 4.20. Отклонения формы (утяжины) деталей с фланцем, полученных радиальным выдавливанием

При наличии в зоне контакта торца заготовки с полуматрицей даже незначительного трения, оно оказывает затормаживающее влияние на выдавливаемую заготовку, что приводит к образованию утяжины на некотором удалении от торца заготовки (см. рис. 4.20, в). Иногда это тормозящее влияние преодолевается над натиском поступающего металла и утяжина самоустраняется и преобразуется далее в раздачу отверстия. При дальнейшем развитии процесса под воздействием возрастающих сил контактного трения и под влиянием подпора от кольцевой зоны фланца

такая утяжина постепенно снижается и в угловой зоне незаполнения устраняется полностью. В этом отношении прогнозы, полученные при помощи моделей (см. п. 4.1), построенных МКЭ и энергетическим методом оправдываются. Уже при значениях $h/S \geq 0,8$ появляется утяжина. Как уже отмечалось, это сопровождается и уменьшением усилия выдавливания. В дальнейшем она либо превращается в складку (см. рис. 4.14), либо самоустраняется (см. рис. 4.15, $h = 3$ мм) под воздействием поступающего сверху потока материала.

При завышенных значениях высоты приёмной полости искажение формы полуфабриката приобретает ещё более сложный характер, и фланец получается с седлообразным в сечении верхним торцом (см. рис. 4.15 и рис. 4.21). Если трение на торце заготовки устранить, то выдавливание, которое сопровождается активным скольжением торца заготовки, превращается в ускоренную раздачу и выворот трубчатой заготовки, особенно при увеличенной высоте полости. Торцы заготовки отрываются от нижней полуматрицы и начинают формировать периферию и боковую поверхность фланца. Выворот одновременно сопровождается жёстким смещением заготовки вниз, материал заготовки отрывается от переходной кромки верхней полуматрицы. В результате этого на верхней плоскости выдавливаемого фланца появляется углубление (седлообразное сечение фланца), которое не устраняется до конца процесса (рис. 4.21). Периферия фланца приобретает особую форму – в виде закругления (обратной грибовидности), прилегающего к нижнему торцу фланца и образующего острую кромку, расположенную ближе к торцу верхней полуматрицы. При больших значениях толщины фланца (в экспериментах $h = 10$ мм) в зоне плавного перехода закругления к нижнему торцу фланца может образоваться второе углубление, которое является следствием зажима (складки) утяжины, образовавшейся в начале выдавливания на некотором удалении от заторможенного торца заготовки [200–202].

Рассмотренные варианты появления и трансформации утяжин наблюдались и при компьютерном КЭ – моделировании (см. рис. 4.15). Это свидетельствует о полезности проведения машинных экспериментов по имитации процессов последовательного формоизменения заготовки при холодном выдавливании и при относительно невысоких фланцах ($h = 5,0$ мм).



а



верх



верх



низ



низ

б

Рис. 4.21. Процесс радиального выдавливания детали с фланцем из полой тонкостенной заготовки:

а) схема выдавливания; б) деталь с фланцем

При радиальном выдавливании втулок с фланцем, расположенным в средней части (утолщением) (рис. 4.22), при значениях высоты полости, превышающих толщину стенки заготовки более, чем 1,5...2,0 раза, на внутренней поверхности в начале процесса появляется круговая утяжина, превращающаяся в конце выдавливания в складку. Глубина складок зависит от относительной высоты приемной полости и может достигь значений, равных толщине стенки заготовки. Эксперименты, таким образом, подтверждают теоретические прогнозы построенных ранее моделей возникновения утяжин (см. рис. 4.16).

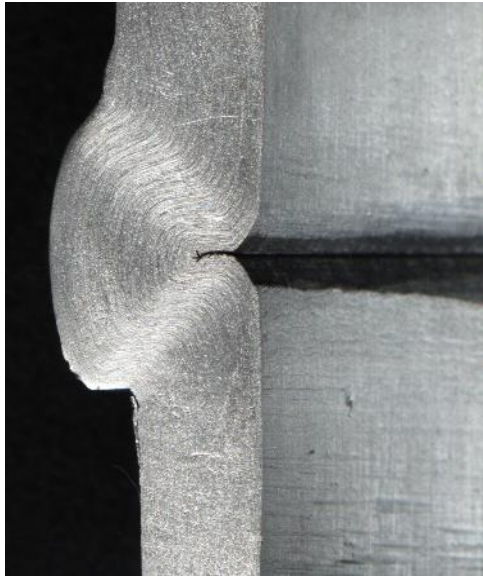
Экспериментальные исследования были посвящены и оценке возможностей технологических приёмов (способов), направленных на снижение или устранение утяжин. Утяжины на внутренней поверхности трубчатых деталей можно устранить выполнением радиального выдавливания в приемную полость переменной высоты, величина которой постепенно и согласованно увеличивается [203–205].

Вначале были рассмотрены возможности способа, предусматривающего поэтапное увеличение высоты приёмной полости.

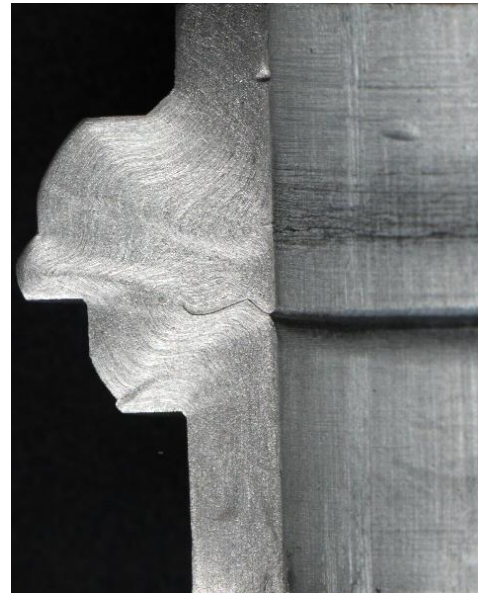
Установлено, что поэтапный подъем полуматрицы при холодном выдавливании может оказаться неэффективным, так как добавление нового кольцевого слоя укладыванием его на верхнюю торцевую поверхность уже сформировавшегося фланца вызывает определенные трудности. Новый объем металла не вливается и не смешивается полностью с уже сформированным фланцем. Хотя в конце очередного этапа они и объединяются, это сопровождается появлением утяжин, но уже на наружной боковой поверхности фланца (см. рис. 4.22, в, г). Видимо, поэтапный подъем полуматрицы можно рекомендовать лишь для процессов горячего деформирования.

Интересно, что КЭ модели лишь обозначают появление наплывов (наростов) и незаполнений на наружной боковой поверхности фланцев (см. рис. 4.18). Имитационные компьютерные модели хорошо отражают картину распределения деформаций и отклонений формы деталей и несколько хуже появление таких дефектов, как образование наплывов при поэтапном подъеме полуматрицы, образующей радиальную полость.

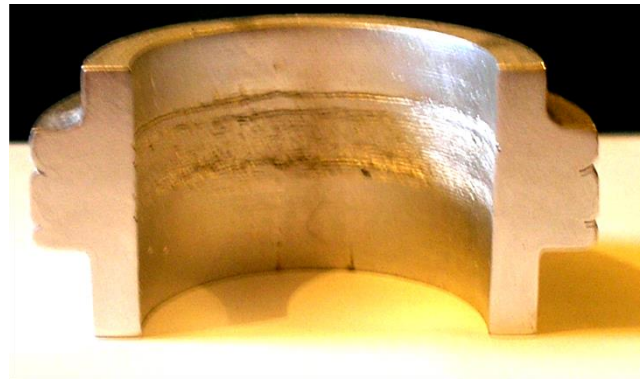
Анализ условий появления дефектов формы деталей методами конечных элементов и верхней оценки и экспериментальные исследования позволили разработать некоторые рекомендации по их устранению или снижению в процессах холодного выдавливания. Среди них управление кинематикой течения металла, комбинирование способов и дополнительные приемы деформирования детали [197–200, 203].



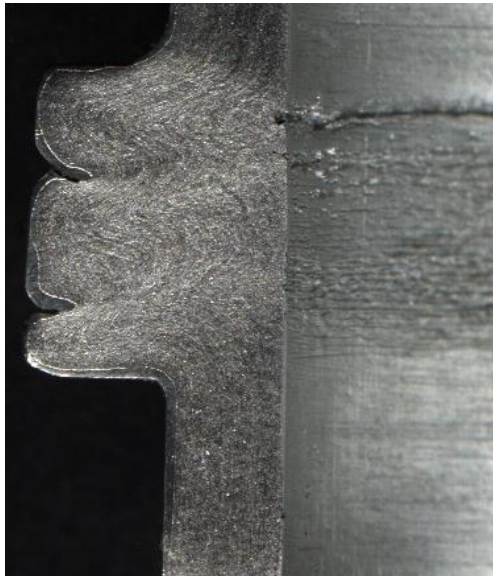
а



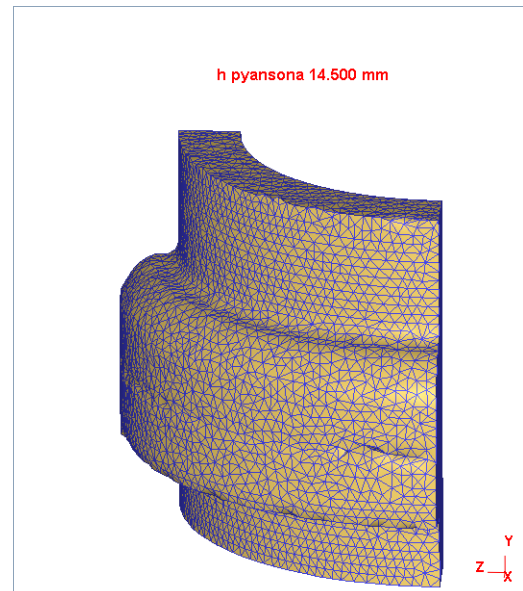
б



в



г



д

Рис. 4.22. К устранению утяжин при помощи движения полуматрицы

Выдавливание высоких фланцев без образования утяжины на внутренней поверхности и зажима возможно по схемам радиального выдавливания с подвижными полуматрицами (рис. 4.23, рис. 4.24).

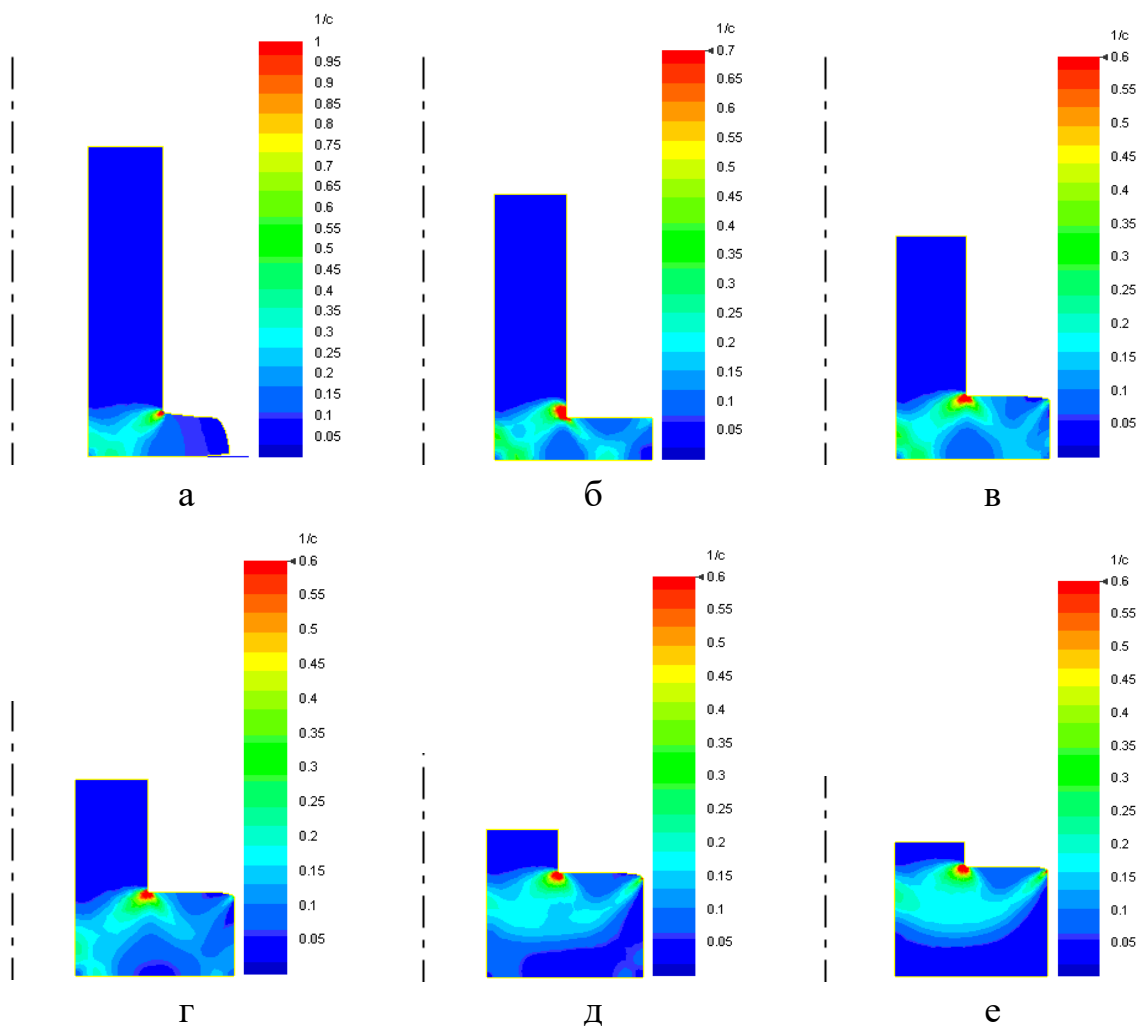


Рис. 4.23. Поля скоростей деформации по сечению заготовки

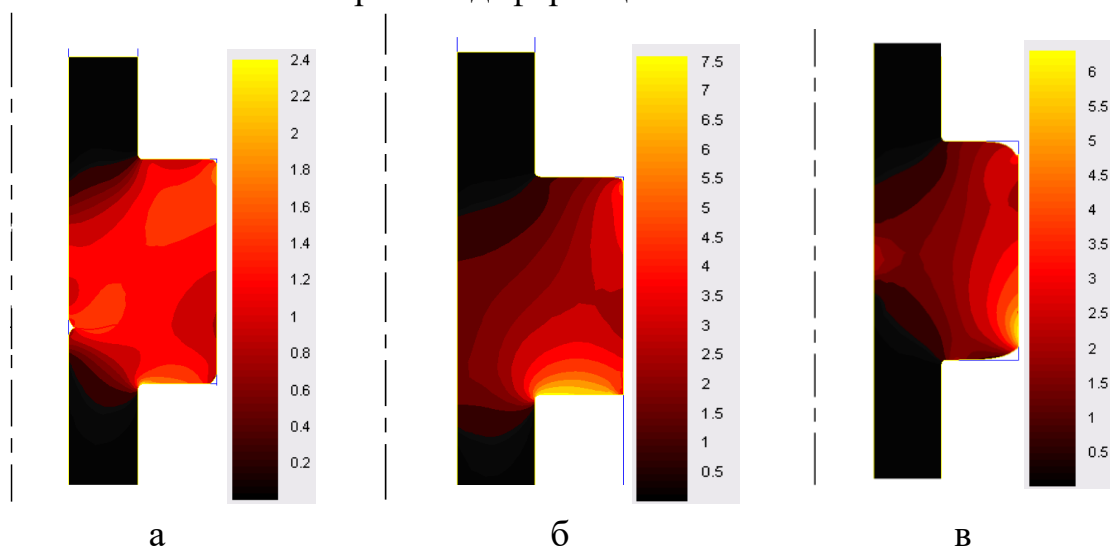


Рис. 4.24. Распределение логарифмической деформации по сечению заготовки на последней стадии радиального выдавливания

Принятые для моделирования исходные параметры описаны в аннотации к рис. 4.14. Выдавливание фланца происходит в несколько стадий, которые непрерывно следуют одна за другой. На первой стадии происходит радиальное выдавливание металла заготовки в полость постоянной высоты h_f . После заполнения полости полуматрица начинает подниматься вверх со скоростью, отличающейся от скорости движения деформируемого пуансона на коэффициент $k_v = (R_1^2 - R_0^2)/(R_0^2 - R^2)$ [204]. На определенном этапе радиального выдавливания очаг деформации примыкает к подвижной верхней полуматрице и становится по высоте меньше высоты приемной полости под фланец (см. рис. 4.23). Деталь, полученная таким способом, не имеет дефектов. Для втулки с фланцем, расположенным в средней части, осуществлялось моделирование процесса выдавливания по различным схемам полый детали из сплава АД1 с относительными размерами $R_1/R_0 = 1,66$, $R/R_0 = 0,41$ и высотой фланца $h_f/R_0 = 1,15$. Логарифмические деформации при выдавливании высоких фланцев в средней части в неподвижной матрице достигают 2–4 единицы и сосредотачиваются у кромки нижней матрицы. По объему фланца деформации распределены равномерно и находятся в пределах от 1,1 до 1,5 единиц. Небольшие значения накопленной деформации объясняются потерей устойчивости полый заготовки и образованием утяжины, которая превратилась в складку.

При выдавливании с односторонней подачей в матрице с подвижной верхней полуматрицей, сила выдавливания растет только на первом этапе и достигает 180 кН, далее сила по ходу движения пуансона не меняется [203].

Выдавливание фланцев по схеме с подвижной нижней полуматрицей отличается тем, что после заполнения радиальной полости на первом этапе матрица начинает опускаться вниз по ходу движения деформируемого пуансона. При этом очаг деформации по ходу выдавливания, в отличие от выдавливания по схеме с подвижной верхней полуматрицей, равна высоте приемной полости, при этом деталь также формируется без утяжины и зажима на внутренней поверхности.

Таким образом, при регулировании высоты полости за счет управления кинематикой движения полуматриц, можно достичь большего эффекта, чем при поэтапном формообразовании.

Математические имитационные эксперименты, выполненные при помощи программного пакета МКЭ, показали эффективность таких приемов, как формирование технологических буртов. По способу предусмотрено совмещение радиального выдавливания с образованием технологического «временного» утолщения на внутренней поверхности

(рис. 4.25) [156]. Этот способ устранения утяжин при помощи технологического бурта можно считать достаточно эффективным, хотя и для него присущи отдельные ограничения.

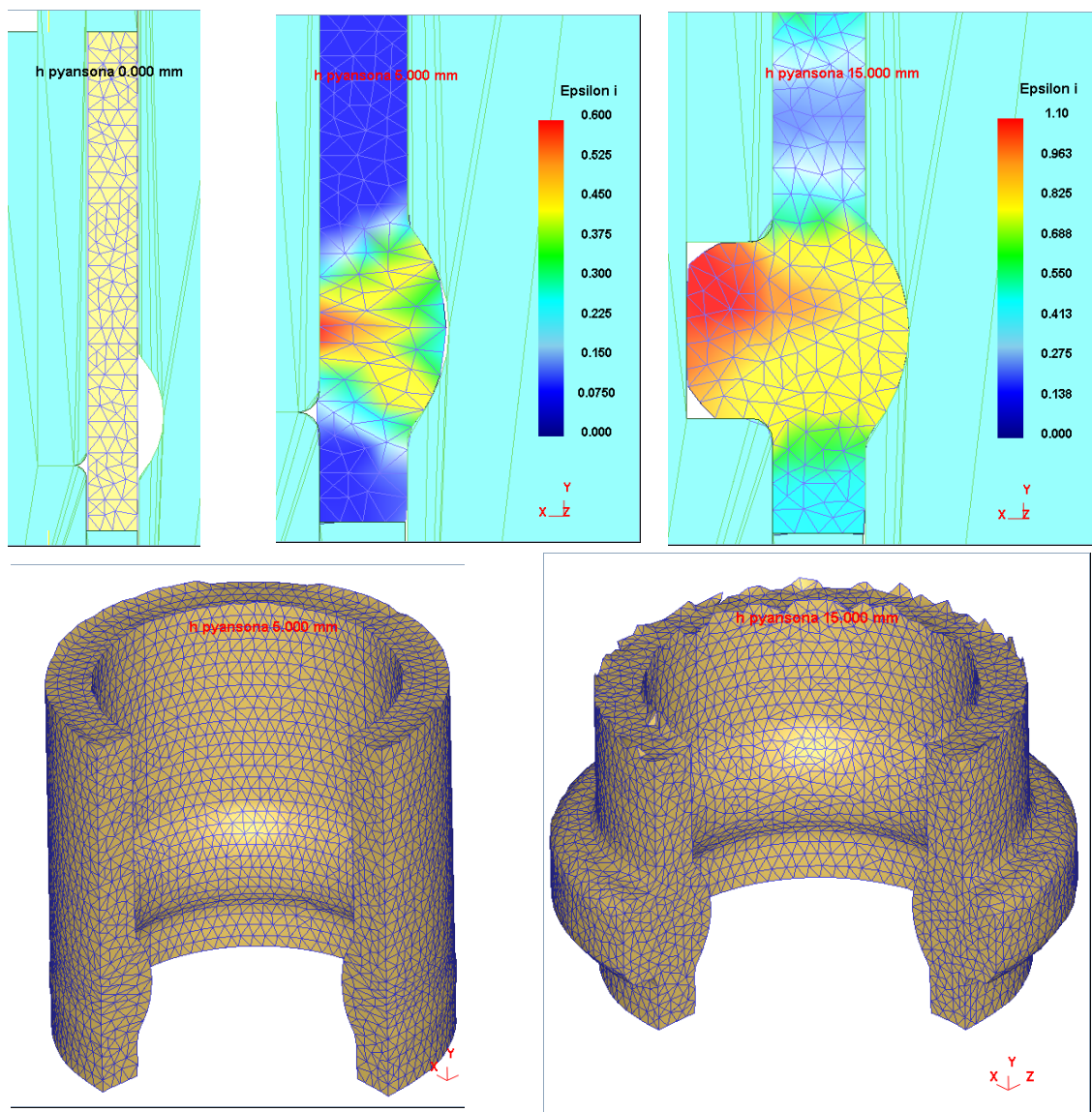
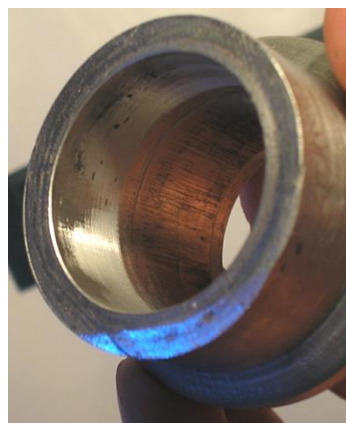


Рис. 4.25. КЭ-модели процесса устранения утяжин методом формирования технологического бурта

Технологический бурт на внутренней поверхности заготовки, который формируют для предупреждения утяжин, разглаживают при обратном ходе и удалении детали из матрицы. Заполнение на первом этапе выдавливания технологического бурта, расположенного на внутренней боковой поверхности трубчатой заготовки, происходит без затруднений. Для этого на оправке предусмотрена выемка, размеры которой были подобраны по результатам КЭ - моделирования (см. рис. 4.25). Высота бурта преимущественно равняется толщине фланца, ширина принимается равной 10–20% толщины стенки трубчатой заготовки, а переходы должны быть плавными (рис. 4.26).



а



б



в



г

Рис. 4.26. К устранению утяжин в зоне выдавливания наружного фланца при помощи технологического бурта

При недостаточной высоте и ширине (глубине выемки) технологического бурта при последующем радиальном выдавливании наружного фланца предотвращение утяжины затруднительно. Вместе с тем, формирование технологического бурта с избыточным объемом делает затруднительным последующее разглаживание бурта. Остаток излишнего объема металла при разглаживании срезается и остается в выемке оправки (см. рис. 4.26). Для обеспечения разглаживания бурта без среза полезно оставить незаполненной основную радиальную полость под наружный фланец.

4.2. Особенности формообразования фланцев при холодном выдавливании осесимметричных деталей

Для процесса радиального выдавливания деталей с фланцем характерен ряд особенностей формоизменения заготовки. При радиальном выдавливании металла в круговую полость постоянной высоты толщина выдавливаемого фланца по мере удаления от центра непрерывно уменьшается. Детали с относительной средней толщиной (при $h/R_0 = 0,3 \dots 0,4$) фланцев небольшого диаметра ($D_1/D_0 \leq 1,3$) можно получить без заметного искажения. При больших и меньших значениях отношения h/R_0 утонение фланца сопровождается искажением формы и уменьшением степени заполнения металлом рабочей полости. Известно, что при выдавливании с односторонней подачей нижняя часть полости заполняется быстрее, и образуемый фланец приобретает грибовидную форму [31, 59, 91, 199].

Наблюдаемые при радиальном выдавливании фланцев на полой заготовке типичные виды отклонения формы деталей представлены на рис. 4.27. Выдавливание относительно тонких широких фланцев может сопровождаться явлением потери устойчивости и отходом периферийных участков фланца от торца нижней полуматрицы. Загиб фланца тем больше, чем мягче деформируемый материал (см. рис. 4.27, *B3, B4*).

Следует отметить, что влияние марки материала на закономерности формоизменения незначительно и отмечено лишь при пространственном изгибе тонких фланцев и при их локальном утонении и появлении бугров.

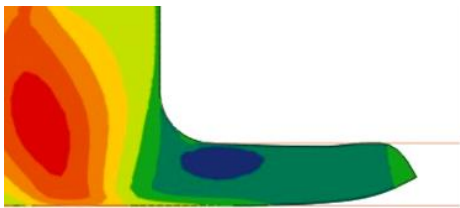
Формообразование фланцев на трубчатых заготовках имеет некоторые отличия в сравнении с выдавливанием фланцев на сплошных заготовках. Это касается и качественно новой формы получаемых фланцев, формируемых как в средней части, так и на конце трубчатых заготовок (см. рис. 4.27). А такие характерные искажения, как грибовидность фланцев и неприлегание фланца, имеют другие количественные значения параметров, описывающих данные отклонения [31, 199–201].

Неприлегание фланцев к опорной поверхности – торцу нижней полуматрицы у полых деталей больше, чем это наблюдается, для фланцев, формируемых на сплошной заготовке. Это вызвано пространственным изгибом периферии относительно тонкого ($h/R_0 \leq 0,2$) фланца.

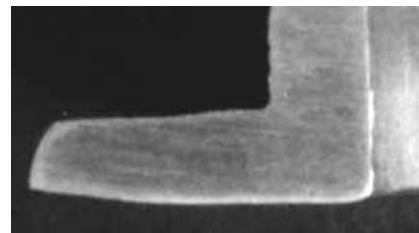
Максимальный диаметр периферии торцевого фланца точно и по всей поверхности прилегает к торцу нижней полуматрицы при средних значениях относительной толщины фланца ($0,4 \leq \bar{h} \leq 0,8$).

	1	2	3	4
A				
Б				
В				

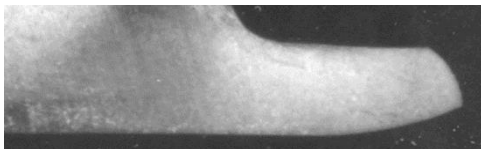
а



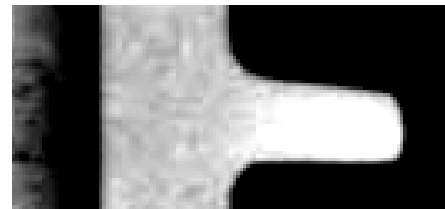
б



в



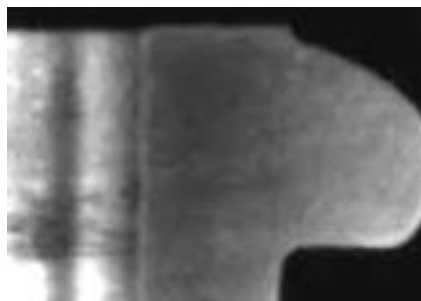
г



д



е



ж



з

Рис. 4.27. Отклонения формы фланцев при радиальном выдавливании

А ниже этих значений находится область относительно тонких фланцев, для которых наблюдается отход периферии фланца от торца полуматрицы (начиная с относительного радиуса фланца $R_1/R_0 \geq 1,3$). Это неприлегание еще не сопровождается пространственным выворотом всего фланца, и верхний торец фланца сохраняет свою обычную грибовидную или криволинейную форму (см. рис. 4.27, б–г).

Достаточно удобным и наглядным критерием оценки отклонений формы выдавливаемых утолщений от правильной цилиндрической может служить показатель λ , равный отношению выдавленного объема металла к расчетному объему круговой поперечной полости, определенному по максимальному диаметру фланца (утолщения) $2R_1$ (рис. 6, б) [59, 199, 200]. Для случаев выдавливания с односторонней (линия 2) и двусторонней подачи (линия 1) степень заполнения полости и значение показателя λ существенно снижается при $\bar{h} \geq 0,5$. Наибольшей степени заполнения круговой полости можно добиться путем выдавливания с последовательной двусторонней подачей (линия 3).

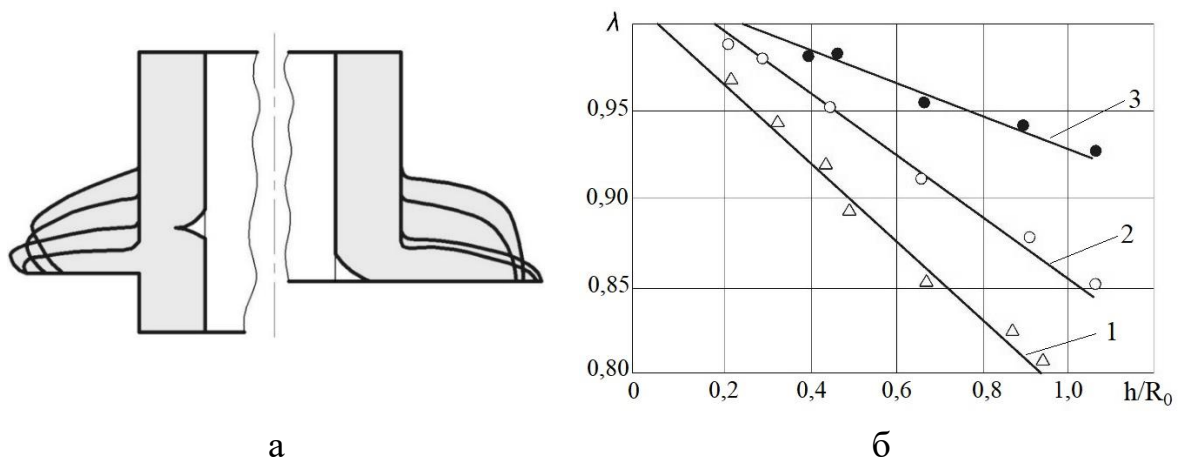


Рис. 4.28. Контуры утолщений и фланцев (а) и степень заполнения круговой полости (б)

Эти данные целесообразно использовать при расчете размеров исходной сплошной заготовки, высота которой должна быть больше высоты готовой детали на величину рабочего хода S_h , устанавливаемую в зависимости от толщины h и относительного радиуса фланца $\bar{R} = R_1/R_0$:

$$S_h = \lambda h(\bar{R}^2 - 1) \quad (4.13)$$

Неприлегание, вызванное пространственным изгибом, становится заметным и при достаточно толстых фланцах ($\bar{h} = h/R_0 \geq 0,4$); периферия фланца отрывается от опорной поверхности, то есть от торца матрицы и в

сечении фланец имеет форму «носок сапога». При значениях $\bar{h} \leq 0,2$ выворачивается весь фланец и при отсутствии поддержки со стороны торца верхней полуматрицы фланец может приобрести полусферическую полу форму. Другой диапазон относительной толщины фланца, в котором наблюдается характерные отклонения формы детали, когда величина $\bar{h} = h/R_0 \geq 0,8$. Здесь уже происходит явление раздачи торца заготовки или появление утяжины, если на торце полуматрицы действуют силы трения, которые являются достаточными для создания эффекта торможения торца трубчатой детали.

Следует отметить, что во всех случаях деформирования в указанном диапазоне относительных толщин фланца на качество формообразования начинает оказывать влияние и такой параметр, как толщина стенки исходной трубчатой заготовки. Строго говоря, следует анализировать соотношение толщины фланца h и толщины стенки S . Косвенно это можно сделать и при помощи коэффициента толстостенности заготовки $m = R/R_0$. Тогда $h/S = \bar{h}/(1 - m)$. Еще одним важным параметром является соотношение толщины и ширины фланца $h/(R_1 - R_0)$, которое отражает способность фланца к устойчивой деформации.

Для одностороннего деформирования фланцев в средней части стержня характерно такое отклонение формы, как отставание нижней кромки утолщения в радиальном течении, вызванное затормаживающим влиянием нижней недеформируемой части заготовки. Площадь прилегания утолщения к торцу полуматрицы при любом значении h/R_0 меньше площади, определяемой его максимальным диаметром (см. рис. 4.27, ж). Величина относительного радиуса неприлегания R_n/R_1 при выдавливании полых деталей зависит от толщины утолщения h/R_0 (рис. 4.28). В сравнении со случаем выдавливания сплошных деталей этот коэффициент больше, то есть отставание меньше, что объяснимо меньшей площадью.

При направлении фланца коническим торцом полуматрицы, то есть при выдавливании в сужающуюся полость фланец имеет более качественную правильную трапецеидальную в сечении форму (см. рис. 4.27, д). Интересно, что конечно-элементные модели показывают весьма близкую форму («носок сапога») фланца, выдавливаемого на полый заготовке (см. рис. 4.27, б).

Фланцы, выдавливаемые на внутренней боковой поверхности трубчатой заготовки, имеют плоско-параллельные торцы высокого

качества. Но образующая боковой (внутренней) поверхности фланца получается криволинейной и весьма шероховатой (см. рис. 4.27, д). Отклонения формы деталей в виде неприлегания фланцев, полученные при исследовании заготовок из алюминиевых сплавов (см. рис. 4.29), показывает наличие более устойчивых толщин фланцев в диапазоне $\bar{h} = 0,4...0,6$.

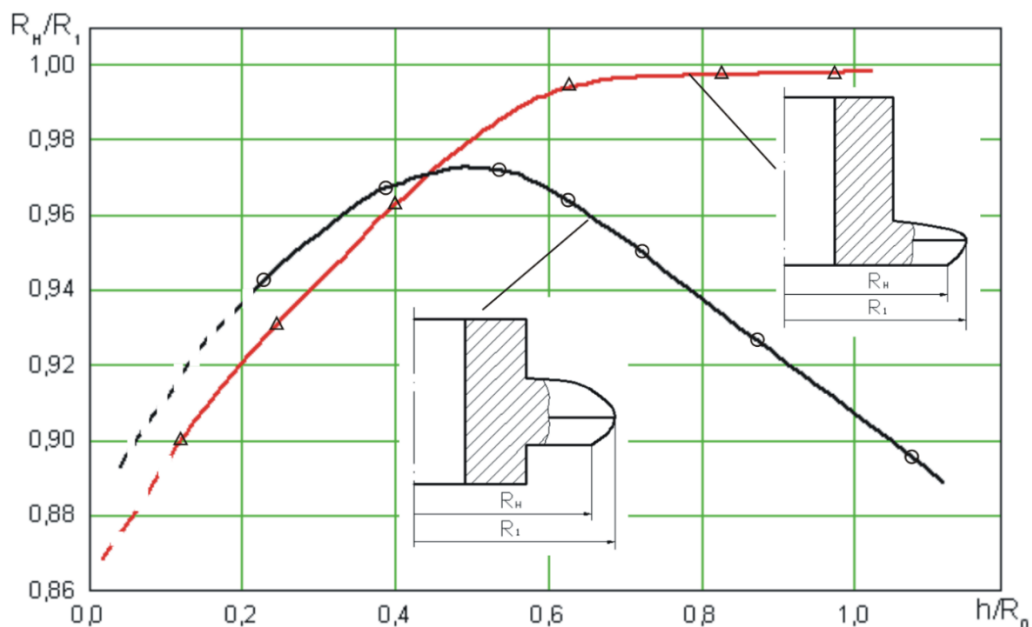


Рис. 4.29. Отклонение формы фланцев в виде неприлегания

Шероховатость поверхностей деталей, полученных радиальным выдавливанием, неравномерна. При односторонней подаче выдавливаемый металл контактирует только с торцом нижней полуматрицы, что значительно улучшает качество поверхности ($R_a \leq 0,32$ мкм). На верхнем криволинейном торце фланца при этом качество поверхности ухудшается. И у внутренней боковой поверхности внутреннего фланца качество становится хуже, что особенно заметно при деформировании мягких алюминиевых сплавов.

Искажение формы фланцев и утолщений можно устранить путем ограничения течения по наружному диаметру или созданием противодавления, что, однако, сопровождается значительным ростом удельных нагрузок на инструмент и рекомендуется лишь для материалов с низким сопротивлением деформированию. Комбинирование радиального выдавливания с высадкой на заключительной стадии или доработка методом холодной торцевой раскатки позволяет получить фланцы с плоскопараллельными торцами и большим предельным значением диаметра [92].

Доработка грибовидных фланцев методом холодной торцевой раскатки позволяет объединить преимущества обоих способов и изготовить детали с утолщениями больших диаметров, имеющих плоско-параллельные торцы или более усложненную конфигурацию сечения [14, 41].

Искривление формы фланцев и утолщений можно устранить путем ограничения течения по наружному диаметру или созданием противодавления, что, однако, сопровождается ростом удельных нагрузок на инструмент [194, 205].

4.3 Исследование напряженно-деформированного состояния и деформируемости металла в процессе радиального выдавливания

Неравномерность распределения деформаций в пластически деформированной заготовке может вызвать не только отклонения формы деталей, но и нежелательное исчерпание ресурса пластичности и разрушение заготовки в процессе деформирования. Как известно, существует предельное значение степени использованного запаса пластичности, превышение которого приводит к резкому ухудшению механических свойств материала. Оценка деформированного состояния, оказывающего определяющее влияние на качество формообразования штампуемой детали, необходима также для выяснения остаточной пластичности полученной детали с требуемыми физико-механическими свойствами и возможности выполнения последующих операций холодного деформирования [59, 146–148, 173, 197].

Подбор схем выдавливания в многопереходном процессе или при комбинированном выдавливании, проведенный с учетом характера распределения деформаций, может быть эффективным методом снижения неравномерности деформации заготовки.

На рис. 4.30 схематично показан эффект от суммирования накопленных деформаций при последовательном деформировании на операциях безотходной сквозной прошивки втулки и последующего ее прямого выдавливания. Коэффициент неравномерности при этом снижается ощутимо, так как на первой операции прошивки (обратного выдавливания) наибольшую деформацию претерпевают внутренние слои стенки втулки, а на второй операции – наружные слои. Предложен способ изготовления деталей типа втулок комбинированием сквозной прошивки и последующего прямого выдавливания на оправке, по которому полуфабрикат после прошивки перед прямым выдавливанием кантуют на 180° , что сопровождается также снижением утяжин (скосов) на торцах втулок [164].

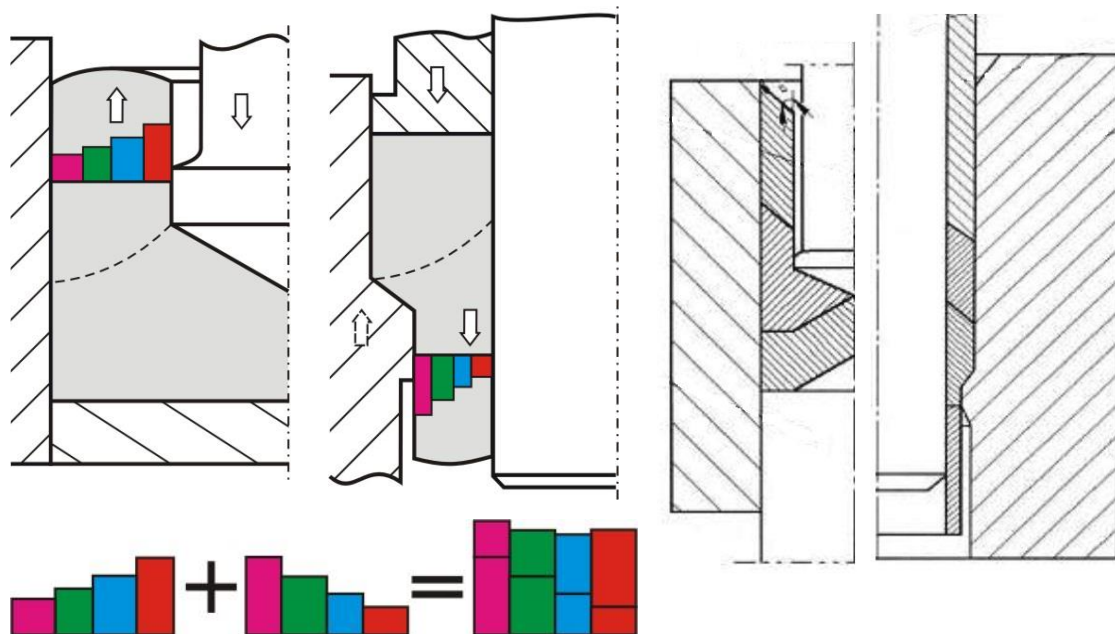


Рис. 4.30. Сложение неравномерностей деформации при прошивке-выдавливании и способ безотходного получения втулок

Деформированное состояние заготовки в процессах выдавливания деталей с фланцем исследовали методом конечных элементов (МКЭ) и при помощи метода делительной сетки. Результаты исследования деформированного состояния методом сеток позволили уточнить представления о форме и размерах очага деформации, оценить неравномерность распределения деформаций и выявить зоны с максимальной степенью деформации.

При исследовании процесса радиального выдавливания внутренних фланцев полые заготовки имели диаметры $\varnothing 45,0$ и $\varnothing 28,0$ и высоту 40 мм. Сетка была нанесена строганием и имела базу 1 мм. Расчет вели в MathCAD по методу И. П. Ренне (см. табл. 2.1). Вычислены значения главных компонентов деформаций в плоскости меридионального сечения e_z и e_r , тангенциальной компоненты деформации e_{rz} , интенсивности итоговой деформации e_i .

Изучение искаженной координатной сетки на различных стадиях процесса выдавливания показало, что характер течения металла монотонный (рис. 4.31, табл. 4.1). На начальном этапе пластическая деформация сосредоточивается в зонах, ограниченных параболическими поверхностями. Находящийся между этими поверхностями объем металла имеет более интенсивную деформацию, а внешние участки заготовки получают незначительную пластическую деформацию или деформируются упруго. С увеличением рабочего хода и при дальнейшем деформировании очаг деформации несколько уменьшается в объеме, хотя и сохраняет

очертания, ограниченные параболическими поверхностями. Размер очага интенсивной пластической деформации в плоскости меридионального сечения не превышает по высоте толщины выдавливаемого фланца. При изучении распределения логарифмических деформаций на наружной поверхности детали видно, что максимальная степень деформации сосредотачивается по средней поперечной линии фланца, причем по ходу процесса (приращение хода H показано на рис. 4.31) происходит некоторое снижение по высоте области больших деформаций, что свидетельствует о движении очага деформации вниз (см. рис. 4.31, б).

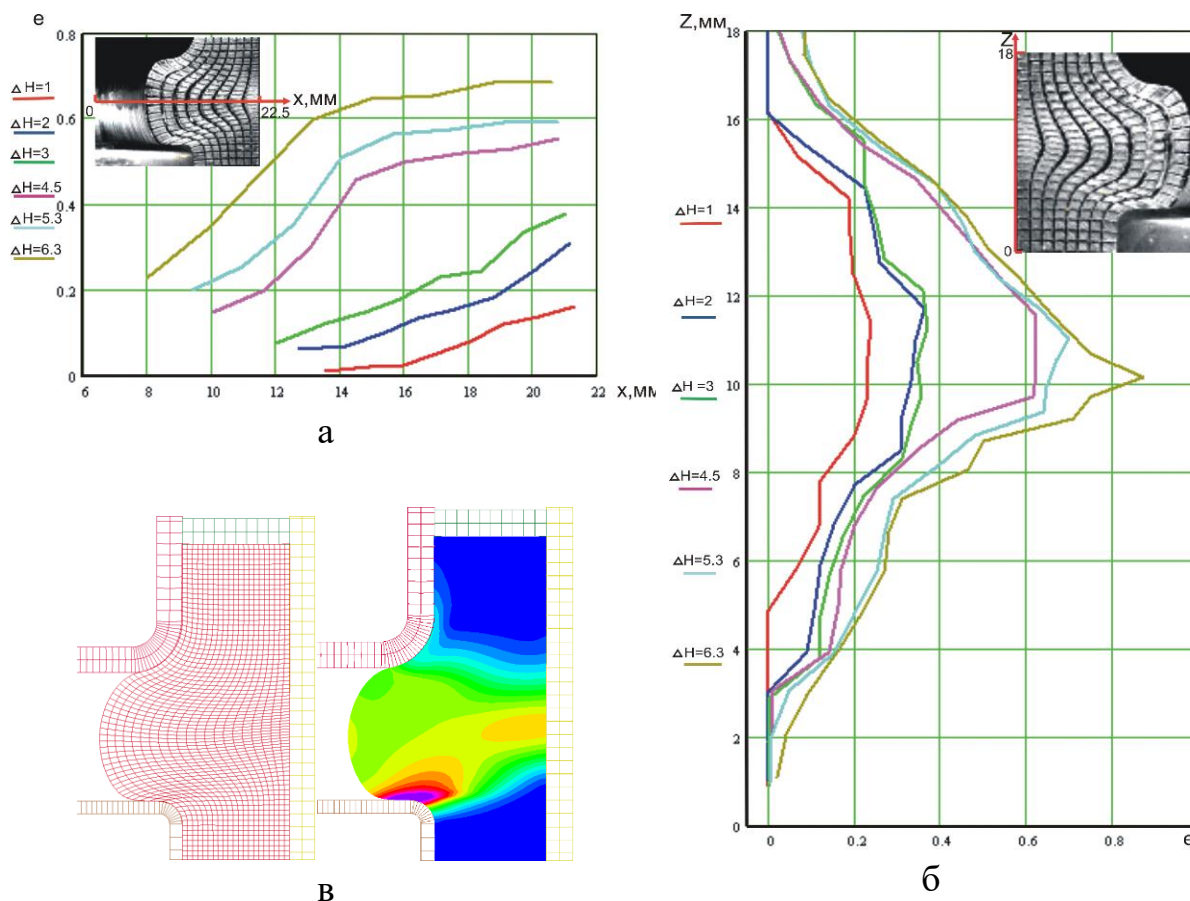
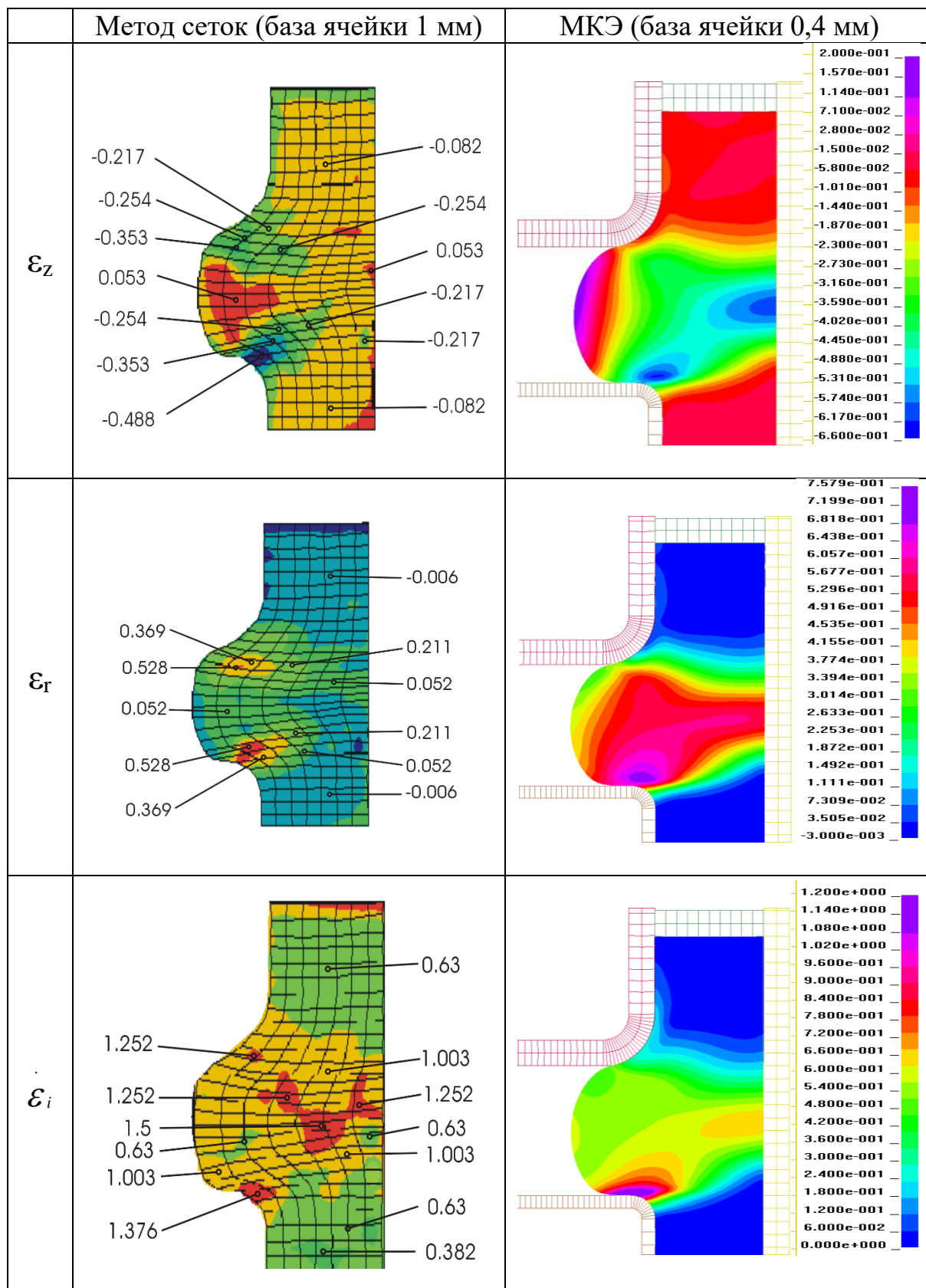


Рис. 4.31. Поэтапное распределение интенсивности деформаций в горизонтальном сечении (а) и по высоте детали (б); поля деформаций при КЭ-моделировании (в)

Наиболее интенсивно продолжают деформироваться зоны, прилегающие к переходным кромкам матрицы, особенно у закругления нижней полуматрицы, в результате чего происходит заполнение внутренних углов полости штампа (см. рис. 4.31, в). Установлено, что вследствие односторонней подачи металла в штамп заполнение верхней части формирующей полости происходит позднее, чем нижней, а зона максимальной деформации смещается вниз.

Таблица 4.1

Сравнение картин распределения компонент деформаций, определенных методом делительных сеток и МКЭ (ход 5,0 мм)



Следует отметить, что в случае выдавливания внутренних фланцев, по всей видимости, больших деформаций достичь трудно, так как металл течет по направлению к центру и поэтому больших перепадов диаметров фланца не может быть.

Результаты исследований деформированного состояния методом сеток позволили уточнить представления о форме и размерах очага деформации и выявить зоны с максимальной степенью деформации. Установлено хорошее совпадение полученных опытных данных на последовательных стадиях рассмотренного выше процесса радиального центростремительного выдавливания (внутренних фланцев) с расчетными значениями деформаций, полученных по МКЭ (см. табл.4.1).

Деформируемость металла в процессе холодного выдавливания деталей с фланцем

Моделирование процесса штамповки втулок с внутренним фланцем проводилось методом конечных элементов в программном продукте QForm 2D. Граничные условия и реология материала для осесимметричной задачи были заданы в следующем виде: упрочнение алюминиевого сплава АД31 описано кривой упрочнения $\sigma_s = 191,55 \cdot e^{0,202} \text{ МПа}$; плотность материала 2800 кг/м^3 ; модуль Юнга 71000 МПа ; коэффициент Пуассона $0,3$; коэффициент трения по Леванову $\mu_s = 0,16$; скорость перемещения инструмента 1 мм/с ; инструмент абсолютно жесткий. Размеры заготовки: наружный диаметр $D = 36 \text{ мм}$, внутренний диаметр $d = 28 \text{ мм}$, высота фланца $h = 5,2 \text{ мм}$, диаметр фланца $d_f = 14,3 \text{ мм}$ при ходе пуансона $H = 5,7 \text{ мм}$.

Картины поэтапного изменения напряженно-деформированного состояния при радиальном центростремительном выдавливании деталей с внутренним фланцем на торце, полученные в пакете Q-Form, приведены на рис. 4.32. [206]. Установлено, очаг деформации очерчен параболической кривой, проходящей от крайней верхней точки радиуса закругления переходной кромки оправки по нисходящей к наружной стенке втулки. На внутренней границе фланца имеется бочкообразность вследствие наличия трения на контактной поверхности. Зона максимальных значений деформации сосредоточена возле наружной стенки у нижнего торца фланца [206–208].

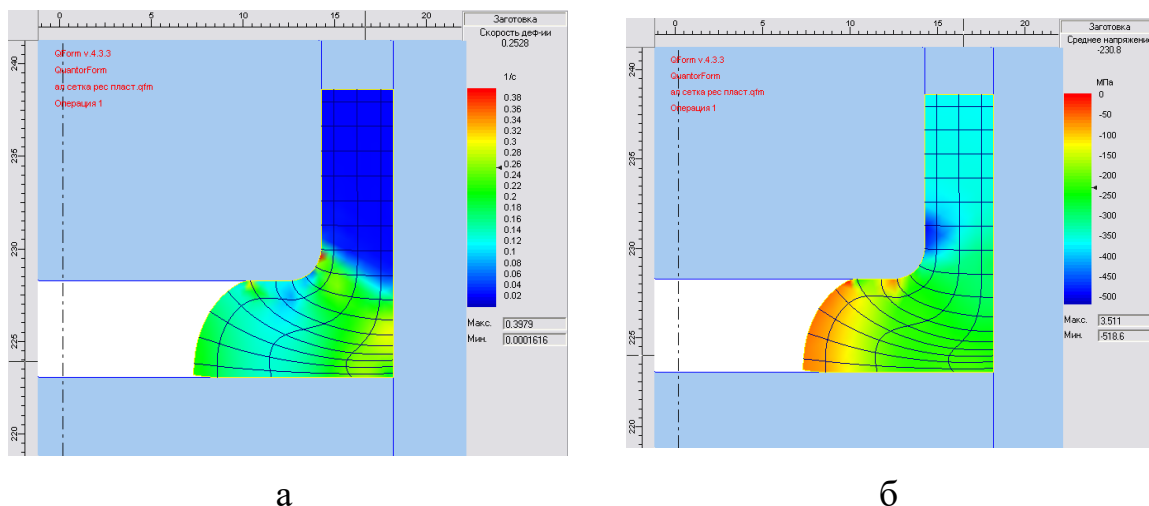


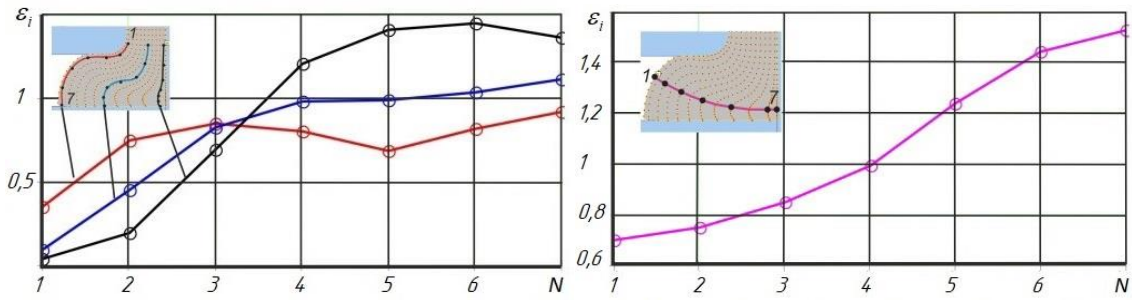
Рис. 4.32. Поля скоростей деформации (а) и средних напряжений (б) при радиальном выдавливании втулки с внутренним фланцем

Очаг деформации по высоте равняется высоте фланца; максимальное значение деформации возле наружной стенки у нижнего торца фланца. Картина распределения скорости деформации показывает форму и размеры очага деформации. Максимальные значения скорости деформации находятся в зоне, прилегающей к наружной стенке фланца, а также у переходной кромки оправки. Максимальные значения гидростатического (среднего) напряжения наблюдаются на внутренней поверхности фланца [206, 207].

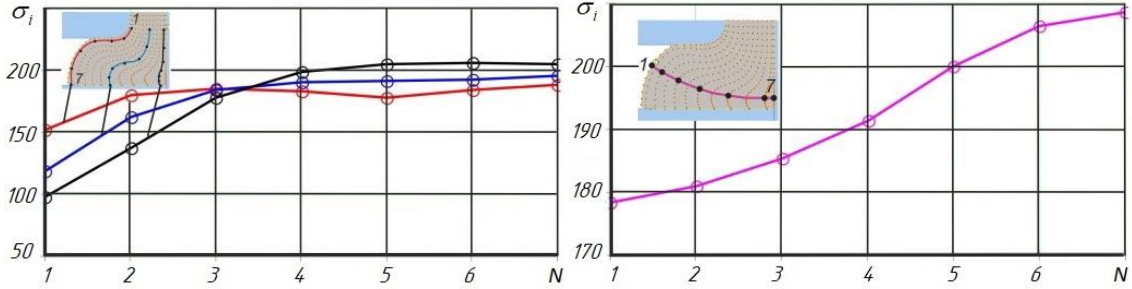
Радиальные напряжения на внутренней поверхности фланца близки к нулю, в очаге деформации они понижаются до минус 150 МПа, на выходе из очага минус 200 МПа, в жесткой зоне достигают минус 350...489 МПа. Высотные напряжения имеют максимальные значения 64...20 МПа, также на внутренней поверхности фланца. Окружные напряжения в очаге деформации увеличиваются по модулю в направлении от внутренней стенки фланца к наружной, при этом у наружной стенки и области, прилегающей к противоположному концу наблюдается некоторое ($\approx 200...230$ МПа) повышение напряжений. Максимальные значения сдвиговых напряжений наблюдаются на верхнем торце фланца, зона минимальных напряжений распространяется от радиуса переходной кромки оправки в направлении нижнего торца фланца с некоторым ее смещением в направлении наружной стенки фланца.

Результаты расчетов напряженно-деформированного состояния (рис. 4.33) [206–209] были использованы для оценки значений использованного ресурса пластичности Ψ , который определяли по формулам (2.16, 2.23) по критерию Огородникова В. А. и Сивака И. О. (рис. 4.34) [146, 148, 181].

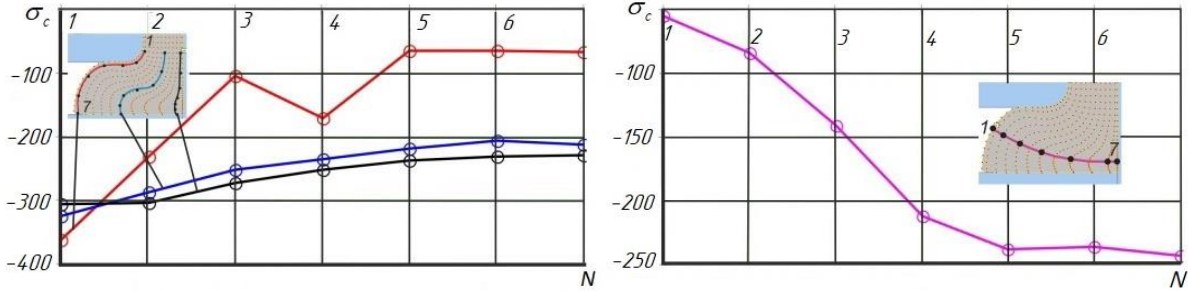
Интенсивность деформаций



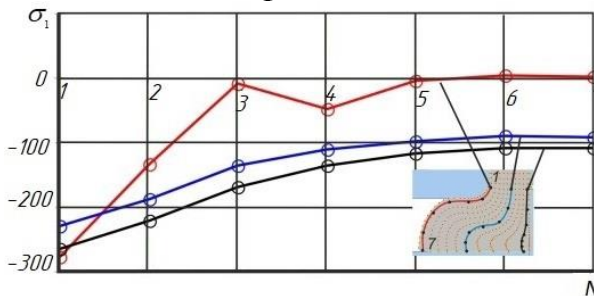
Интенсивность напряжений



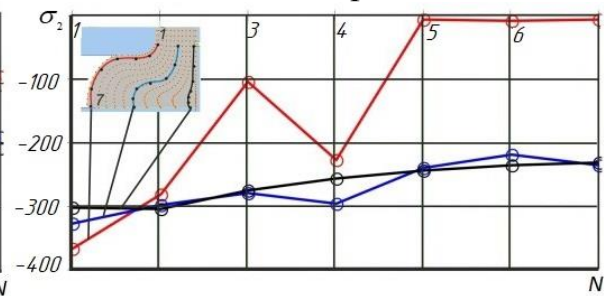
Гидростатическое давление



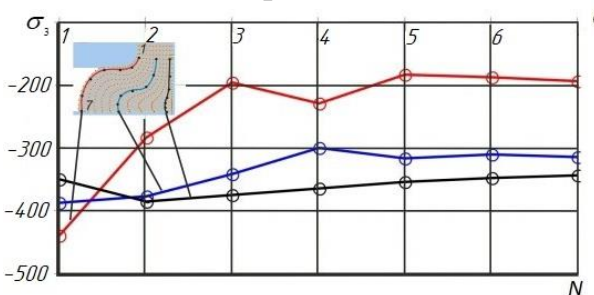
Главное напряжение 1



Главное напряжение 2



Главное напряжение 3



Главные напряжения

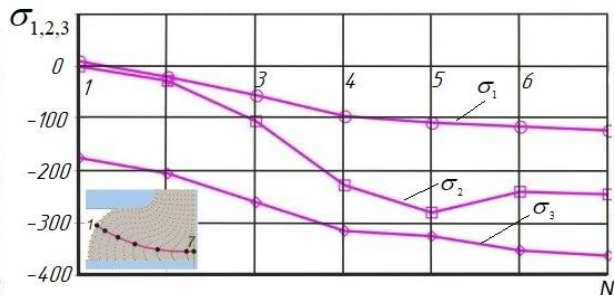


Рис. 4.33. Графики распределения параметров напряженно-деформированного состояния в зависимости от номера трассируемой точки в продольном и поперечном сечениях втулки

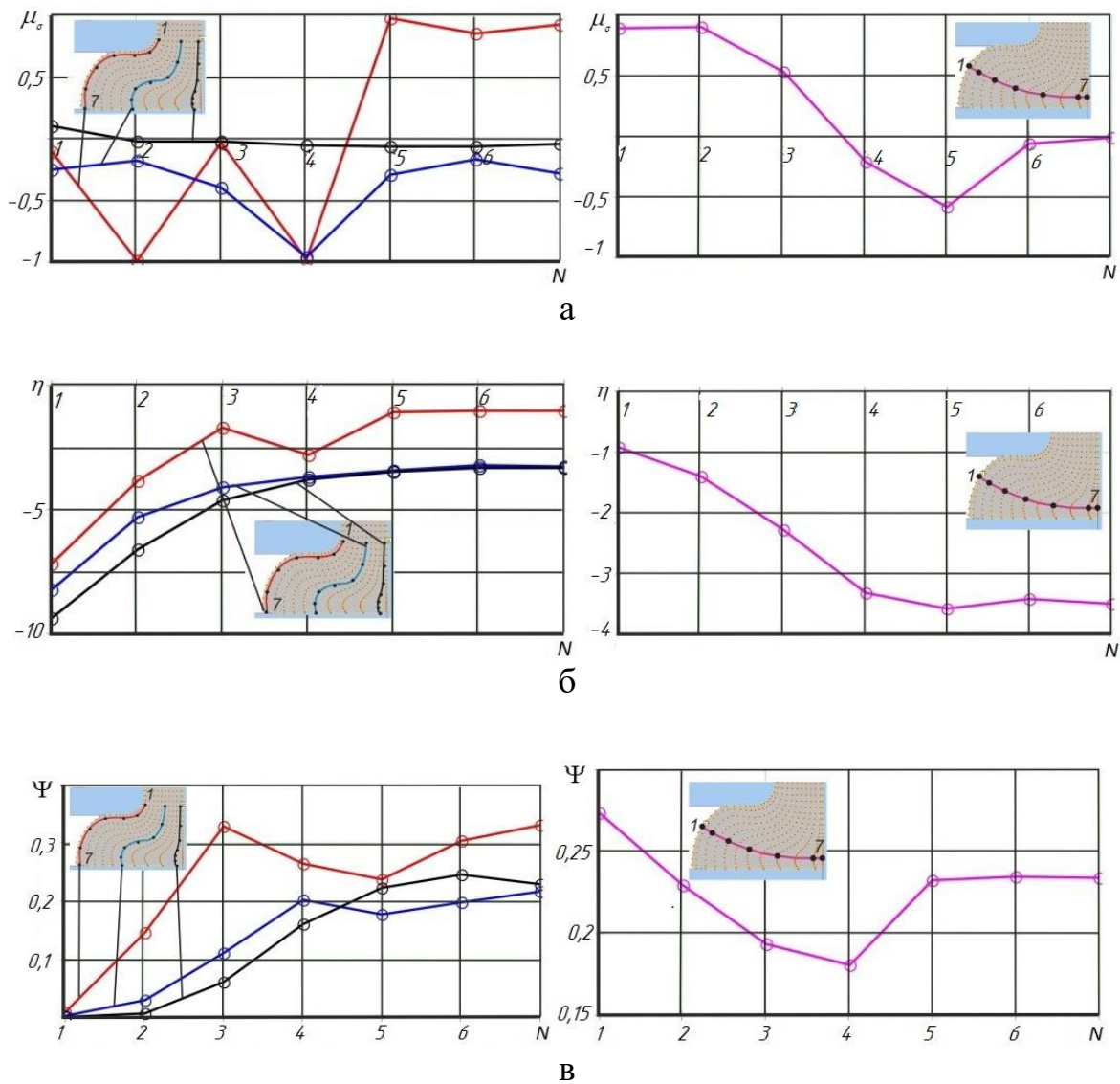


Рис. 4.34. Графики распределения в продольном и поперечном сечениях втулки параметров НДС: параметра Лоде-Надаи (а), показателя напряженного состояния (б) и степени расхода ресурса пластичности (в)

Поверхность предельных деформаций для АД31 установлена по зависимости $e_p(\eta, \mu_\sigma) = 1.1 \cdot e^{(0.42 \cdot \mu_\sigma - 0.51 \cdot \eta)}$ [176].

Для расчета использованного ресурса пластичности в конечно-элементной модели задавалось поле трассируемых точек (по высоте 42 точки, по толщине, в радиальном направлении – 10 точек). Следует отметить, что программа дополнительно добавляет две точки по краям контура, то есть по вертикали ставится 44 точки, а по горизонтали 12 точек. Рассматривались три линии, построенных по трассируемым точкам с шагом в четыре точки, расположенных в вертикальном направлении и одну линию, расположенную в горизонтальном направлении (1, 3, 5, 7, 9, 11, 12 ряд точек, расположенных вертикально).

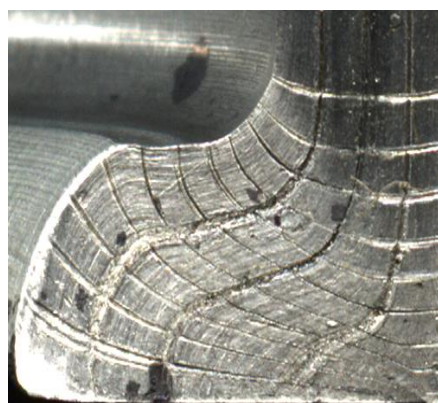
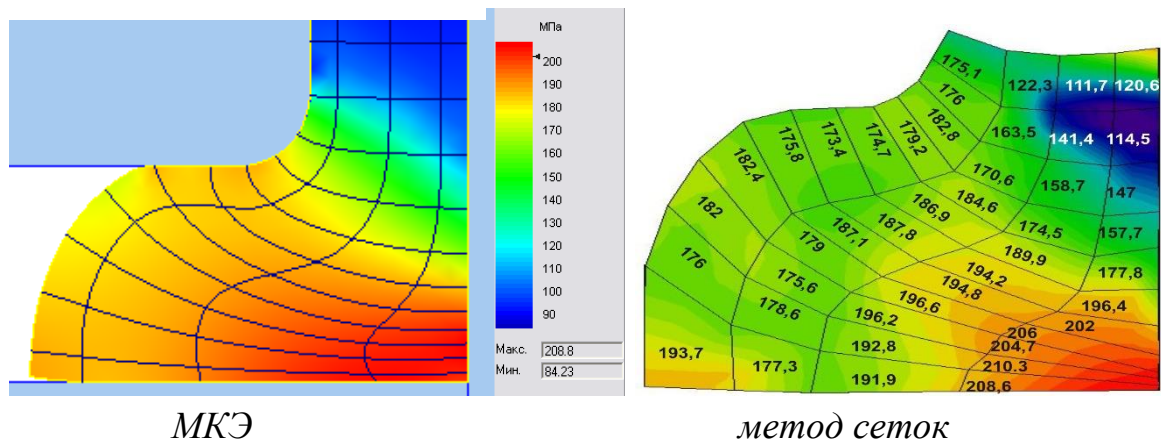
Интенсивность деформации монотонно возрастает в направлении нижнего торца фланца (вертикальные линии), причем интенсивность возрастания увеличивается в линиях, расположенных ближе к наружной стенке фланца (см. рис. 4.33). В горизонтальном направлении также видно, что более деформированными являются точки, находящиеся у наружной стенки фланца. Распределение значений сопротивления деформирования соответствует распределению значений интенсивности деформаций. Распределение значений среднего (гидростатического) напряжения также возрастает в направлении нижнего торца фланца (вертикальные линии). Падение значения напряжения в 4-ой точке красной линии можно объяснить влиянием внешнего трения на верхнем торце фланца. В горизонтальном направлении средние напряжения убывают в направлении от внутренней к наружной стенке фланца. Из решения характеристического уравнения [133] получены распределения главных напряжений в вертикальном и горизонтальном направлениях (см. рис. 4.33).

Графики распределения исходных параметров для расчета использованного ресурса пластичности приведены в зависимости от номера трассируемой точки (см. рис. 4.34). Максимальные значения параметра Лоде-Надаи наблюдаются на внутренней поверхности фланца у нижнего торца. В горизонтальном направлении параметр Лоде-Надаи убывает в направлении наружной стенки фланца. Показатель жесткости напряженного состояния также имеет максимальные значения на внутренней поверхности фланца у нижнего торца. В горизонтальном направлении показатель жесткости напряженного состояния убывает в направлении наружной стенки фланца. Наличие больших, по модулю, отрицательных значений показателя говорит о благоприятном напряженном состоянии, но при этом расчет использованного ресурса пластичности приходится производить в экстраполированной области диаграммы пластичности (границы построения плоскости предельных деформаций по $\eta \in -2..1$, $\mu_\sigma \in -1..1$). Наиболее опасной с точки зрения исчерпания ресурса пластичности является зона на внутренней поверхности фланца у нижнего торца ($\Psi = 0,332$) (см. рис. 4.34). В горизонтальном направлении критерий использованного ресурса пластичности убывает в направлении наружной стенки фланца.

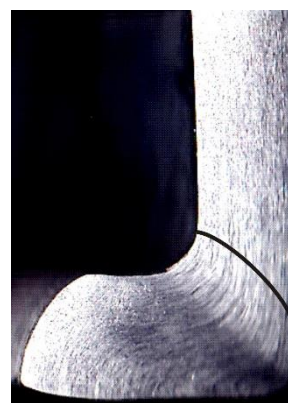
Результаты расчетов НДС по методу делительных сеток показывают, что метод конечных элементов дает погрешность не более 5 % (рис. 4.35).

Макроструктура детали из алюминиевого сплава АД 31, полученной в процессе радиального выдавливания полый заготовки, показала идентичные результаты по объему и границам очага интенсивной

деформации [210]. Полученная картина позволяет предположить, что очаг деформации очерчен параболической кривой от радиуса закругления оправки к наружной стенке детали. Это подтверждает правильность описания формы очага деформации при теоретическом анализе криволинейными кинематическими модулями треугольной формы.



сетка



макроструктура

Рис. 4.35. Сравнение распределения сопротивления деформации, полученного МКЭ и методом делительных сеток, а также макроструктура образца из алюминиевого сплава АД31

Таким образом, проведен теоретический и экспериментальный анализ процесса возникновения отклонений формы полых деталей с фланцем при радиальном и продольном выдавливании и установлены критические значения относительных толщин фланцев, при которых вероятно появление дефектов в виде утяжин. Установлено, что полезная роль сил трения зависит не только от направления действия, но и от расположения поверхности трения по отношению к зоне возможного образования утяжины.

Методом конечных элементов получены имитационные модели, подтверждающие результаты оценки дефектообразования, а также

возможность управления процессом появления дефектов и их размерами при помощи фактора контактного трения и технологическими параметрами.

Выявлены закономерности формообразования фланцев на трубчатых заготовках и установлены параметры, характеризующие контуры выдавливаемых фланцев при различных схемах деформирования и значениях относительной толщины фланцев. Дана оценка возможностям и ограничениям новых технологических приёмов: движение полуматриц, формирование технологического бурта, направленных на устранение или снижение дефектов формы типа утяжин при радиальном выдавливании.

Методом делительных сеток выполнен анализ деформированного состояния заготовки при радиальном выдавливании внутренних фланцев и установлены характер распределения и изменения деформаций по ходу процесса, размеры и формы очага деформации. Полученные результаты сопоставлены и подтверждены результатами анализа деформированного состояния заготовок при радиальном и комбинированном выдавливании, выполненного методом конечных элементов. Они использованы для оценки деформируемости металла при радиальном выдавливании.

5. ИССЛЕДОВАНИЕ И РАЗРАБОТКА ПРОЦЕССОВ КОМБИНИРОВАННОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ ПОЛЫХ ДЕТАЛЕЙ

5.1. Моделирование процесса комбинированного выдавливания полых деталей типа втулок с фланцем

При формоизменении трубчатых заготовок комбинированным радиально-прямым выдавливанием с одновременным истечением металла в радиальном направлении от оси и прямом направлении вдоль оси симметрии можно изготовить полую деталь с фланцем и осевым отростком, имеющим сквозное отверстие.

Для анализа силового и кинематического режима процесса плоского и осесимметричного комбинированного радиально-прямого выдавливания был выбран энергетический метод, дающий верхние оценки нагрузок [1–4, 8].

Расчётная схема рассматриваемого процесса деформирования с присоединённым ОД представлена на рис. 5.1.

Анализ процесса осесимметричного комбинированного радиально-прямого выдавливания с присоединённым ОД энергетическим методом сводится к определению положения поверхности раздела течения металла [23, 28, 38].

Объём выдавливаемой детали разделён на шесть зон. Зоны 1 и 6 – жесткие, а 2, 3, 4 и 5 – находятся в пластическом состоянии и образуют очаг деформации. Для обозначения инструментов введены следующие цифры: 7 – оправка; 8 – верхняя и нижняя полуматрицы.

Выбранное кинематически возможное поле скоростей (КВПС) для расчётной схемы представлено в табл. 5.1. Выражения для скоростей деформаций в зонах 1-6 определялись по известным формулам для осесимметричных процессов (скорости сдвиговых деформаций в данных кинематических модулях блока равны нулю) [1, 113, 170, 211] (см. табл. 1.2).

Выражения КВПС кинематически возможны, так как они удовлетворяют условию несжимаемости ($\dot{\epsilon}_z + \dot{\epsilon}_r + \dot{\epsilon}_\theta = 0$) и граничным условиям в скоростях перемещений. Интенсивность скоростей деформаций для пластичных зон 2-5 была рассчитана по приближённой линеаризованной зависимости (2.5).

Полная мощность, затраченная на деформацию заготовки, складывается из следующих составляющих: мощности сил деформирования 2, 3, 5 и 6 зоны; мощности сил трения на границах зон 1, 2, 3, 4, 5 и 6 с матрицей и оправкой; мощности сил среза на границах зон 1 и 2, 1 и 3, 1 и 5, 5 и 6, 2 и 3, 3 и 4.

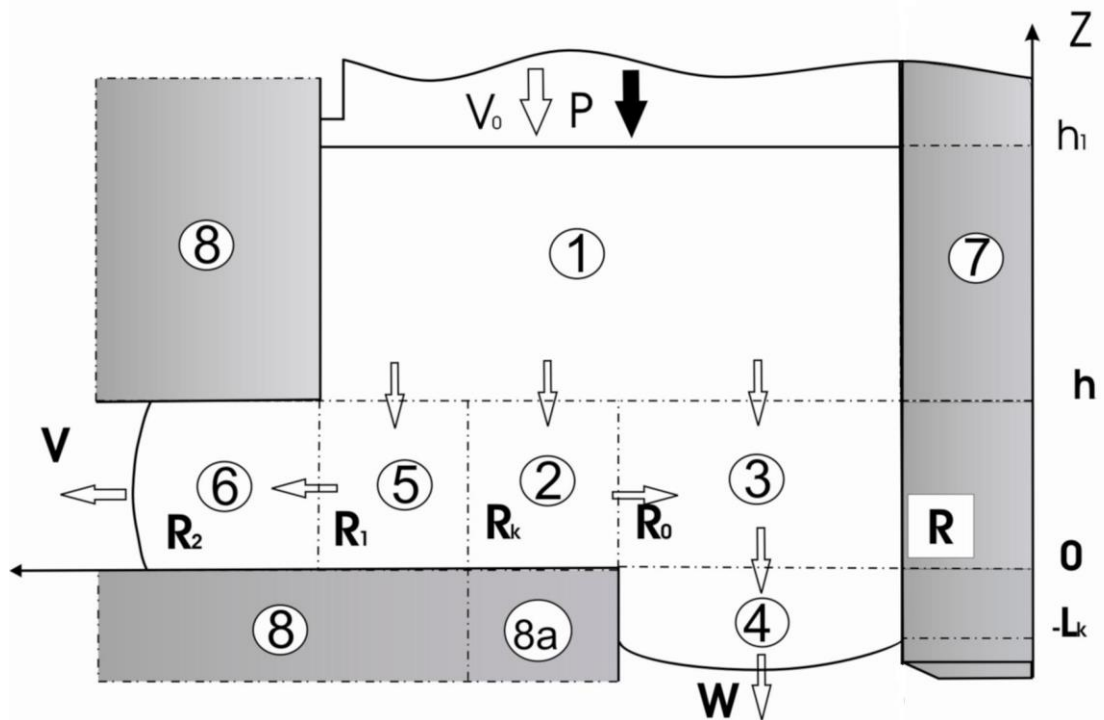


Рис. 5.1. Расчетная схема комбинированного выдавливания полый детали с фланцем

Таблица 5.1

Кинематически возможные поля скоростей для пластических зон

Номер зоны	V_z	V_r
2	$V_z = -\frac{V_0}{h} z$	$V_r = \frac{V_0}{2h} \cdot r - \frac{1}{r} \cdot \frac{V_0}{2h} \cdot R_k^2$
3	$V_z = \frac{V_0}{h} \cdot \lambda_1 - V_0 \cdot \lambda_2$	$V_r = \frac{V_0}{2h} \cdot \lambda_2 \left(\frac{R^2}{r} - r \right)$
4	$V_z = -V_0 \cdot \lambda_1$	$V_r = 0$
5	$V_z = -\frac{V_0}{h} \cdot z$	$V_r = \frac{V_0}{2h} \left(r - \frac{R_k^2}{r} \right)$
6	$V_z = 0$	$V_r = \frac{R_0^2 - R_k^2}{2 \cdot r \cdot h}$

Уравнение баланса мощностей для расчётной схемы процесса радиально-прямого выдавливания имеет следующий вид:

$$N_a = \left(\begin{array}{l} N_d^2 + N_d^3 + N_d^4 + N_d^5 + N_c^{1-2} + N_c^{1-4} + N_c^{1-5} + \\ + N_c^{2-3} + N_c^{2-4} + N_c^{4-5} + N_c^{5-6} + N_t^{7-1} + N_t^{7-5} + \\ + N_t^{7-6} + N_t^{8-1} + N_t^{8-2} + N_t^{8-3} + N_t^{8-4} + N_t^{8-6} \end{array} \right), \quad (5.1)$$

где N_a – мощность внешних активных сил;

N_d^i – мощность сил деформирования в i -ой зоне;

N_c^{i-j} – мощность сил среза на границе i -ой и j -ой зон;

N_t^{i-k} – мощность сил трения на границе i -ой зоны и k -го инструмента.

Мощностью силы трения на границе зоны 6 с полуматрицей 8 пренебрегаем из-за малой вероятности контактного скольжения фланца по этой поверхности.

Установив значения мощности сил деформирования трения и среза и подставив их в уравнение энергетического баланса (2.1), определим приведенное давление выдавливания \bar{p} .

$$\bar{p} = \frac{1}{\sqrt{3} \cdot (1-m^2)} \left[\begin{array}{l} A_1 + \lambda_1 \cdot A_2 + A_3 + 2 \cdot (1+x^2) \cdot \ln c + M_1 \cdot (1+2\mu_s) + M_2 + \\ 2 \cdot \bar{h} \cdot (\lambda_2 - \frac{\lambda_1}{2}) \cdot (n+2 \cdot m \cdot \mu_s) + \bar{h} \cdot (n+1) + M_3 \cdot (1+2 \cdot \mu_s) + \\ 4 \cdot \mu_s \cdot (\bar{h}_1 - \bar{h}) \cdot (m+1) + 4 \cdot \mu_s \cdot \lambda_2 \cdot \bar{l}_k \cdot (m+n) + \frac{2 \cdot \mu_s}{\bar{h}} \cdot (1-x^2) \cdot (c-1) \end{array} \right], \quad (5.2)$$

$$\text{где } A_1 = \frac{x^2}{2} \cdot \ln \frac{\sqrt{x^4 + 3 \cdot n^4} + x^2}{3(\sqrt{x^4 + 3 \cdot n^4} - x^2)} - \sqrt{x^4 + 3 \cdot n^4} + 2 \cdot x^2;$$

$$A_2 = \sqrt{3 \cdot n^4 + m^4} - 2 \cdot m^2 - \frac{m^2}{2} \cdot \ln \frac{3(\sqrt{3 \cdot n^4 + m^4} - m^2)}{\sqrt{3 \cdot n^4 + m^4} + m^2};$$

$$A_3 = \frac{x^2}{2} \cdot \ln \frac{3(\sqrt{x^4 + 3} - x^2)}{\sqrt{x^4 + 3} + x^2} + \sqrt{x^4 + 3} - 2 \cdot x^2; M_1 = \frac{1}{h} (x^2(x-n) - \frac{x^3 - n^3}{3});$$

$$M_2 = \frac{2 \cdot \lambda_1}{\bar{h}} (\frac{n^3 - m^3}{3} - m^2 \cdot (n-m)); M_3 = \frac{1}{h} (\frac{1-x^3}{3} - x^2 \cdot (1-x));$$

$$\lambda_1 = \frac{x^2 - n^2}{n^2 - m^2}; \lambda_2 = \frac{x^2 - m^2}{n^2 - m^2};$$

$m = R/R_0$ – относительная толщина заготовки;

$\bar{h} = h/R_0$ – относительная высота фланца;

$n = R_2/R_0$ – относительная величина;

$x = \bar{R}_k = R_k / R_0$ – оптимизированный параметр;

$c = \bar{R}_1 = R_1 / R_0$ – относительный размер фланца.

Параметр \bar{R}_k определяется из условия минимума приведенного давления \bar{p} . Причем этот минимум определяется в MathCad путем перебора численных значений параметра \bar{R}_k и принятием такого \bar{R}_k , при котором приведенное давление наименьшее. Из графиков зависимости приведенного давления от параметра оптимизации \bar{R}_k видно, что существует минимум приведенного давления \bar{p} при определенных геометрических параметрах процесса и ему соответствует одно оптимальное значение \bar{R}_k (рис. 5.2).

Для относительного «плеча» (горизонтальной полки) матрицы $n = 0,7 \dots 0,9$ параметр \bar{R}_k можно определять по формуле $\bar{R}_k = n$. Проведенные исследования показали, что при этих значениях \bar{n} параметр \bar{R}_k зависит только от величины n . Это означает, что относительная скорость истечения в прямом направлении стремится к 1,0, а деформация сопровождается значительным сдвигом металла вдоль линии, соединяющей переходные кромки матрицы. Для других значений n оптимизируемый параметр \bar{R}_k определяется по численным зависимостям (рис. 5.3).

По результатам исследований математической модели можно дать рекомендации по нахождению параметра \bar{R}_k , которые имеют следующий вид:

$m \in [0,1; 0,5]$		
$n = 0,4$ $\bar{h} \in [0,18; +\infty)$	$n = 0,6$ $\bar{h} \in [0,12; +\infty)$	$n = 0,8$ $\bar{h} \in [0; +\infty)$
$R_k = n$		

Зная значение параметра \bar{R}_k можно найти значение выходных скоростей истечения металла, т.е. прогнозировать формоизменение детали на стадиях процесса. Горизонтальная выходная скорость определяется по формуле:

$$V = V_0 \cdot \frac{1 - \bar{R}_k^2}{2 \cdot \bar{h}}, \text{ а вертикальная – по формуле } W = V_0 \cdot \frac{\bar{R}_k^2 - m^2}{n^2 - m^2}$$

Подставляя в эти формулы оптимизированный параметр \bar{R}_k , получим скорости выдавливания металла в двух направлениях.

Из графиков зависимости горизонтальной выходной скорости от относительной высоты фланца (рис. 5.4, а, б), видно, что чем больше высота

фланца, тем меньше выходная горизонтальная скорость V . Можно предположить, что горизонтальные участки на графиках зависимости $W = f(h)$ (рис. 5.4, в, г) означают вероятность чистого среза (сдвига) при выдавливании, когда выходная вертикальная скорость равна скорости движения инструмента. Такое продольное смещение наблюдали исследователи и в других комбинированных схемах с присутствием элементов прямого истечения [12, 59].

Одной из проблем проектирования процессов комбинированного выдавливания является прогнозирование конечных размеров детали. Для решения задачи принимаем Sp – приращение хода пуансона при выдавливании; ΔR_i – приращение радиуса фланца; Δl – приращение размера выдавливаемой втулки по вертикали. Объем металла, который выдавливается за малый ход пуансона Sp , равняется $\pi \cdot (R_1^2 - R_0^2) \cdot Sp$, и с другой стороны он равен сумме объемов металла, вытесняемых во фланец и отросток: $\pi \cdot (\Delta R_i^2 - R_1^2) \cdot h$ и $\pi \cdot (R^2 - R_0^2) \cdot \Delta l$.

Из баланса выдавливаемых объемов:

$$\pi \cdot (R_1^2 - R_0^2) \cdot Sp = \pi \cdot (R^2 - R_0^2) \cdot \Delta l + \pi \cdot (\Delta R_i^2 - R_1^2) \cdot h,$$

с учётом оптимального значения скорости W после несложных преобразований получим

$$\Delta l = \frac{R_k^2 - R_0^2}{R^2 - R_0^2} \cdot Sp. \quad (5.3)$$

Для приращения радиуса фланца ΔR_i получим:

$$\Delta R = \sqrt{\frac{Sp}{h} [R_1^2 - R_k^2] + R_1^2} - R_1. \quad (5.4)$$

По этим формулам можно исследовать зависимости изменения линейных и радиальных размеров детали на стадиях процесса (рис. 5.5). Эти данные свидетельствуют о том, что скорость прямого выдавливания преимущественно равна скорости деформирования в диапазоне отношений $R_2/R_0 \geq 0,6$. Лишь при большой степени прямого выдавливания при $R_2/R_0 \leq 0,35$ начинается увеличение скорости прямого истечения и параметр $\bar{W} = W/V_0$ начинает увеличиваться (см. рис. 5.4).

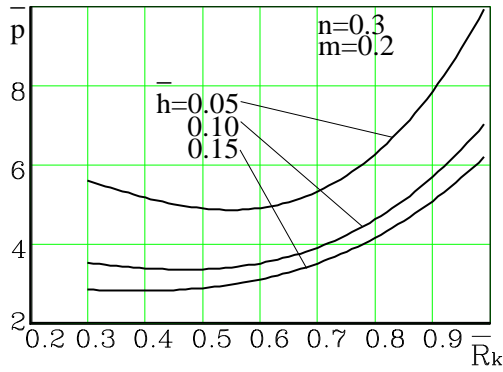


Рис. 5.2. Зависимости приведенного давления от параметра \bar{R}_k

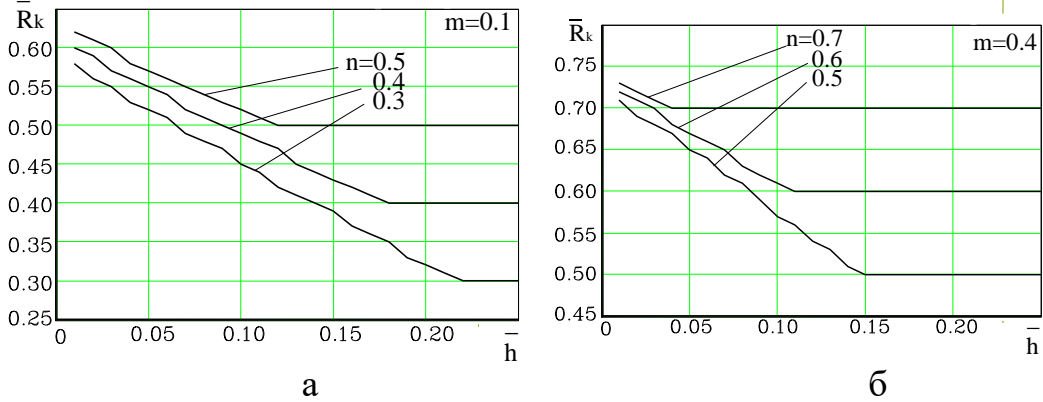


Рис. 5.3. Зависимости оптимизационного параметра \bar{R}_k от относительной высоты фланца при а – $m=0.1$, б – $m=0.4$

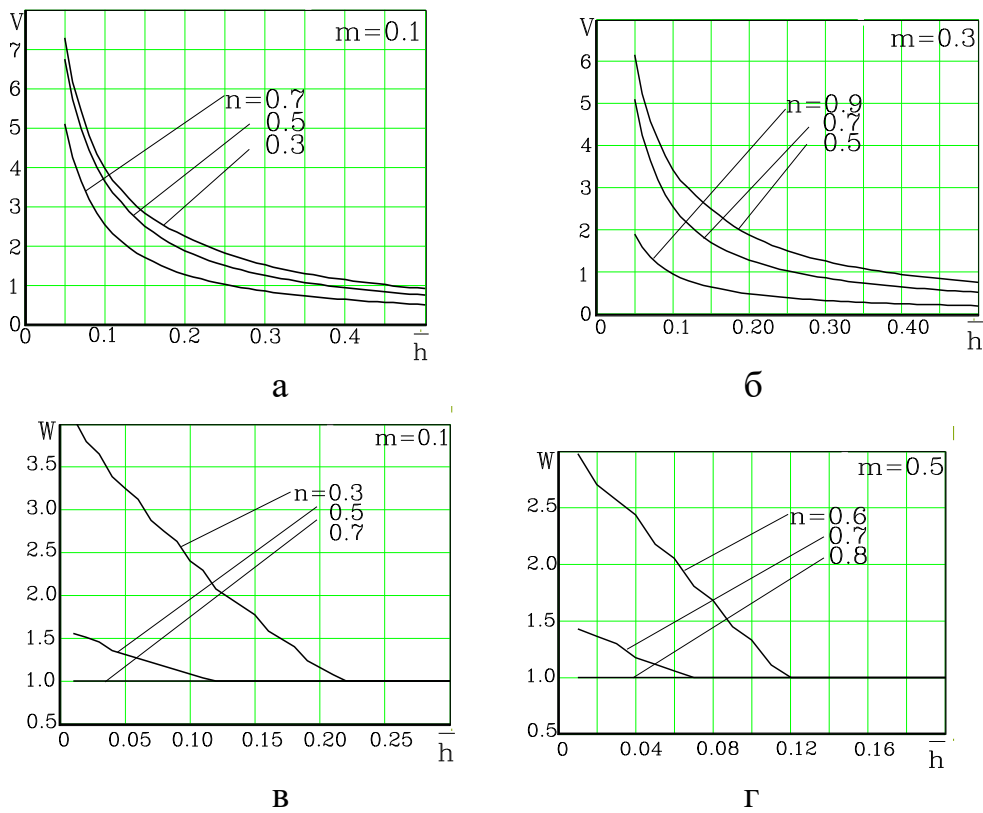


Рис. 5.4. Зависимости выходных скоростей от относительной высоты фланца: а – $m=0.1$; б – $m=0.3$ – горизонтальные; в – $m=0.1$ и г – $m=0.5$ – вертикальные

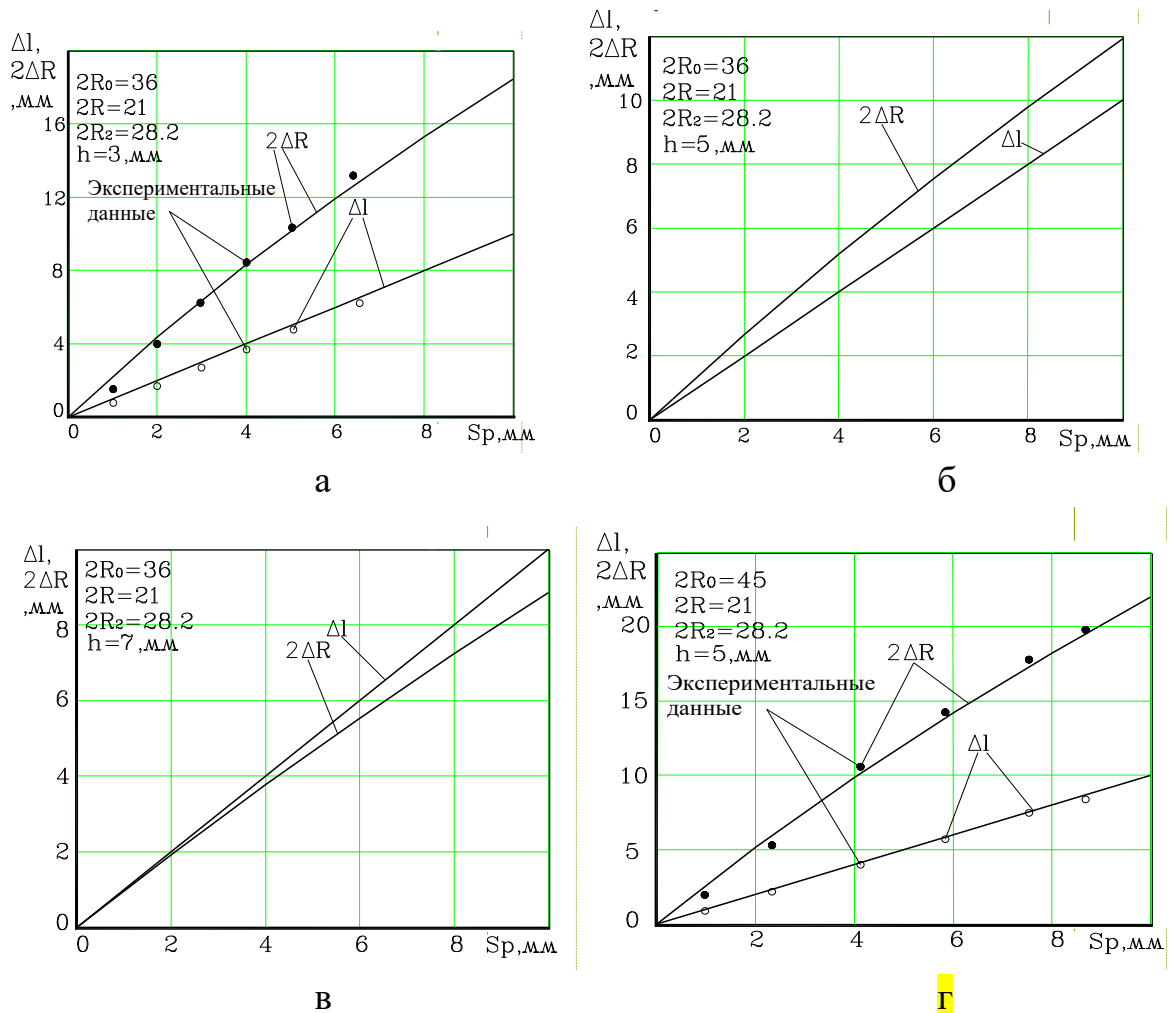


Рис. 5.5. Зависимость величин приращений размеров по вертикали и горизонтали от хода пуансона при различных геометрических параметрах

Исследование характера влияния условий трения на выходных поверхностях (рис. 5.6) показало, что трение может оказать влияние на интенсивность истечения металла в том или ином направлении.

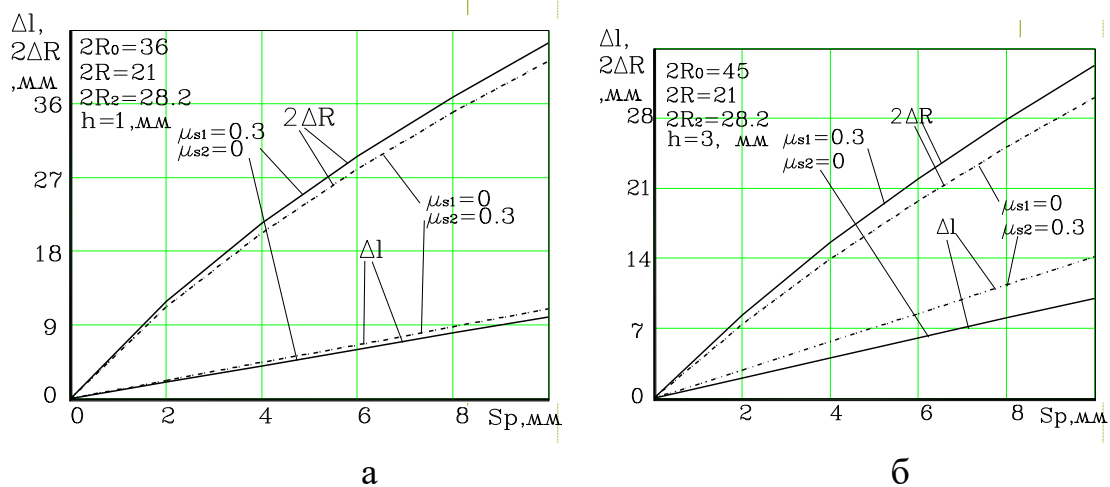


Рис. 5.6. Влияние трения на приращение размеров при комбинированном выдавливании

Реальные значения коэффициентов трения ($\mu = 0,04 \dots 0,08$) были получены при проведении экспериментов [139, 145]. Подстановка данных коэффициентов трения в математические модели позволила прогнозировать течение деформируемого металла одновременно по нескольким направлениям и уточнить расчётные оценки параметров формоизменения [211–215]. При этом удаётся максимально приблизить теоретическую модель течения металла к реально наблюдаемому течению при проведении экспериментов.

Управляющими параметрами для изменения характера и величин скоростей истечения и, соответственно, приращения размеров могут служить как условия трения, так и геометрические параметры. В частности, увеличения или уменьшения сопротивления истечению металла в том или ином направлении можно добиться за счёт закругления переходящих кромок матриц или оформления их в виде фасок. Оценка влияния таких особенностей при осесимметричной постановке задачи достаточно трудоёмка из-за значительного усложнения в переходных зонах кинематически возможных полей скоростей, имеющих сплошную форму.

Анализ данных вариантов был выполнен при помощи метода верхней оценки. Расчётные схемы разработаны с учётом использования нескольких кинематических полей скоростей, включающих жёсткие треугольные элементы. Для анализа силового режима деформирования используем модульный подход в методе верхней оценки [1, 113, 170].

Для описания течения металла через закругленные или конические переходные кромки (фаски) матрицы применяем подходящие кинематические модули (см. табл. 1.2) [113, 169, 211].

В расчетной схеме процесса комбинированного выдавливания (для совмещенного очага деформации) в объеме деформируемой заготовки выделим ряд кинематических элементов 1–11 (см. рис. 5.7, а).

Задача решена для общего случая (без переходных радиусных кромок) [116]. Для определения давлений деформирования и раскрытия полуматриц с закруглённой переходной кромкой получено решение для силового режима с применением криволинейного треугольного элемента [114, 115].

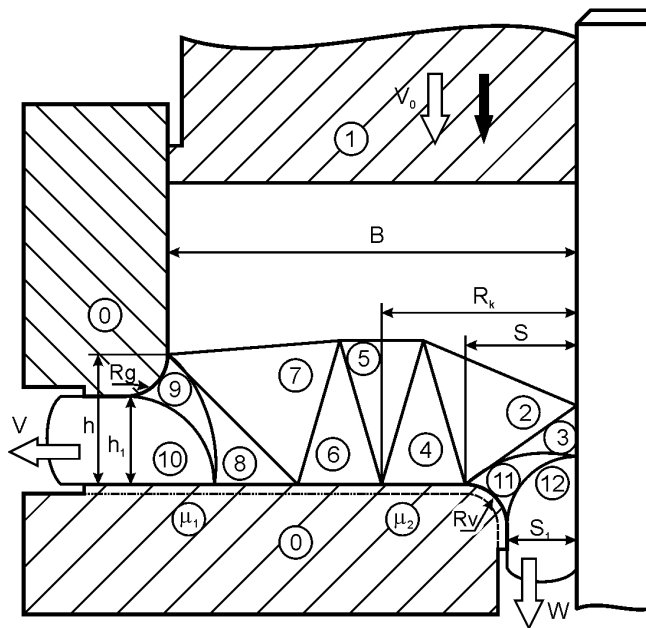
Приведенное давление деформирования в криволинейном элементе (модуле) 9 и 11:

$$\bar{p}_2 = \frac{1}{2F_1R} \left(2\mu \frac{\pi}{2} R_1^2 + 2\beta \cdot \frac{h^2}{4\sin^4 \beta} + R_2^2 \cdot 2 \arcsin \frac{1}{2} \sqrt{\frac{(R_1 - f_1)^2 + (R_1 + h)^2}{R_1^2 + F_1^2}} \right) \quad (5.5)$$

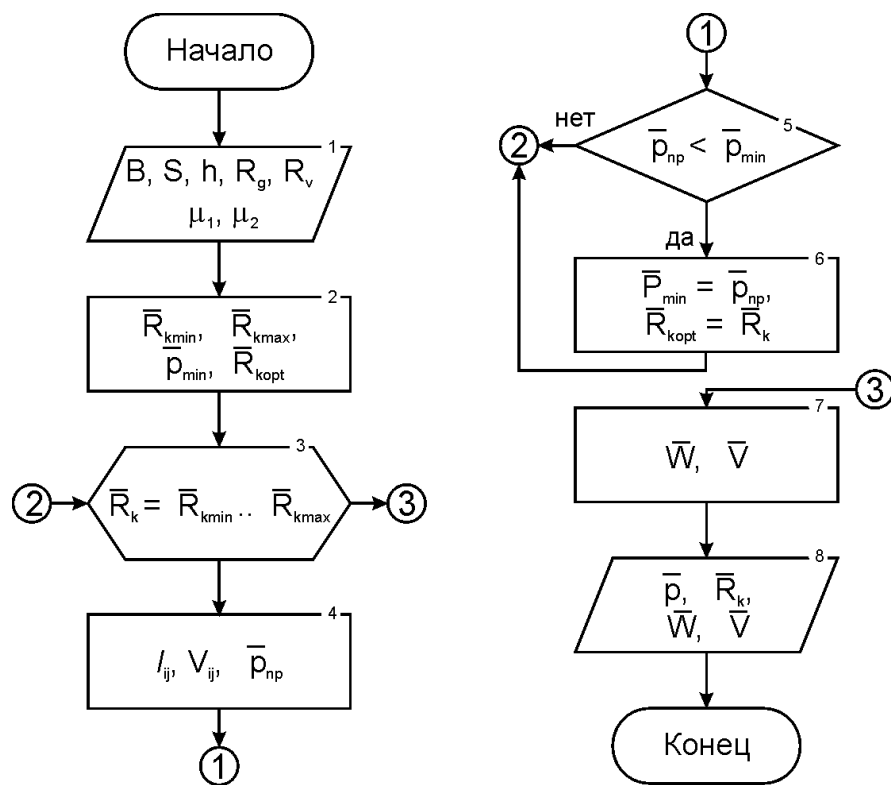
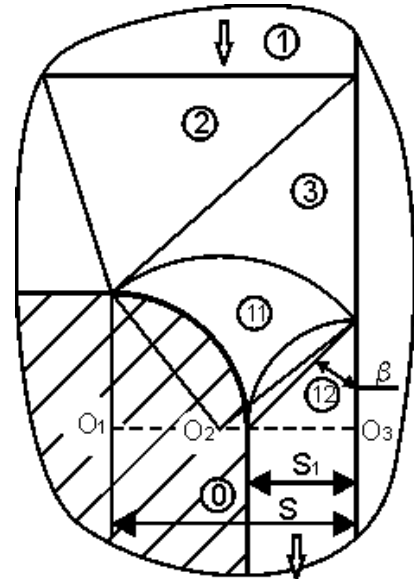
где $R_1 = S - s_1$; $h = s_1$; $f_1 = h \cdot \text{ctg} \beta$;

$F_1 = \frac{h^2}{2S} A$; $R_2 = \sqrt{R_1^2 + F_1^2}$;

$A = 1 + 2 \frac{R_1}{h} + \text{ctg}^2 \beta$.



а



б

Рис. 5.7. Расчетная схема процесса комбинированного выдавливания (а) и блок-схема программы для расчета приведенного выдавливания (б)

Минимизация выражения (5.5) по параметру β позволяет рекомендовать в диапазоне значений $m = R_1 / h = 0, 2 \dots 2, 5$,

$$\beta_{opt} = 1,33 - 0,26m \quad (5.6)$$

Приведённое давление раскрытия матрицы (в блоке 9):

$$\bar{q} = \frac{1}{2R_m F_2} \left[R_2^2 \beta + R_3^2 \varphi + 2\mu \frac{\pi}{2} R_m^2 \right], \quad (5.7)$$

$$\text{где } R_2 = \frac{(R_m + h)^2 + (R_m - h \operatorname{ctg}(\beta))^2}{2(R_m - h \operatorname{ctg}(\beta))^2}; \quad R_3 = \sqrt{F_2^2 + \left[h / (2 \sin(\beta)^2) + F_2 \operatorname{ctg}(\beta) \right]^2};$$

$$F_2 = R_2 - R_m$$

Программа «Combin» для расчета (рис. 5.7, б) параметров процесса комбинированного выдавливания втулки с фланцем и вертикальным отростком выполнена в пакете MathCAD 7 Pro. Исходные данные вводятся в ручном режиме.

В них содержится информация о геометрических параметрах расчетной схемы и данные об условии трения на участках инструмента. Модуль анализа обрабатывает введенную информацию.

Варьированием положения точки раздела течения \bar{R}_k производится минимизация приведенного давления \bar{p} и расчет кинематических параметров процесса (скорости вертикального и горизонтального истечения). Это позволяет не только определить силовой режим процесса, но и прогнозировать поэтапное формоизменение детали. Результаты расчета могут быть представлены в виде таблиц или графиков.

На рисунках 5.8–5.11 приведены графики зависимостей положения точки раздела течения \bar{R}_k от толщины вертикального отростка \bar{S} и условий трения на вертикальном отростке, графики зависимостей приведенного давления \bar{p} и скорости вертикального истечения \bar{W} от толщины фланца \bar{h} для трех случаев: 1 – $\bar{R}_g \neq 0, \bar{R}_v = 0$ (радиусная переходная кромка на фланце); 2 – $\bar{R}_g = 0, \bar{R}_v \neq 0$ (радиусная переходная кромка на отростке); 3 – $\bar{R}_g = \bar{R}_v \neq 0$ (радиусная переходная кромка на фланце и на отростке).

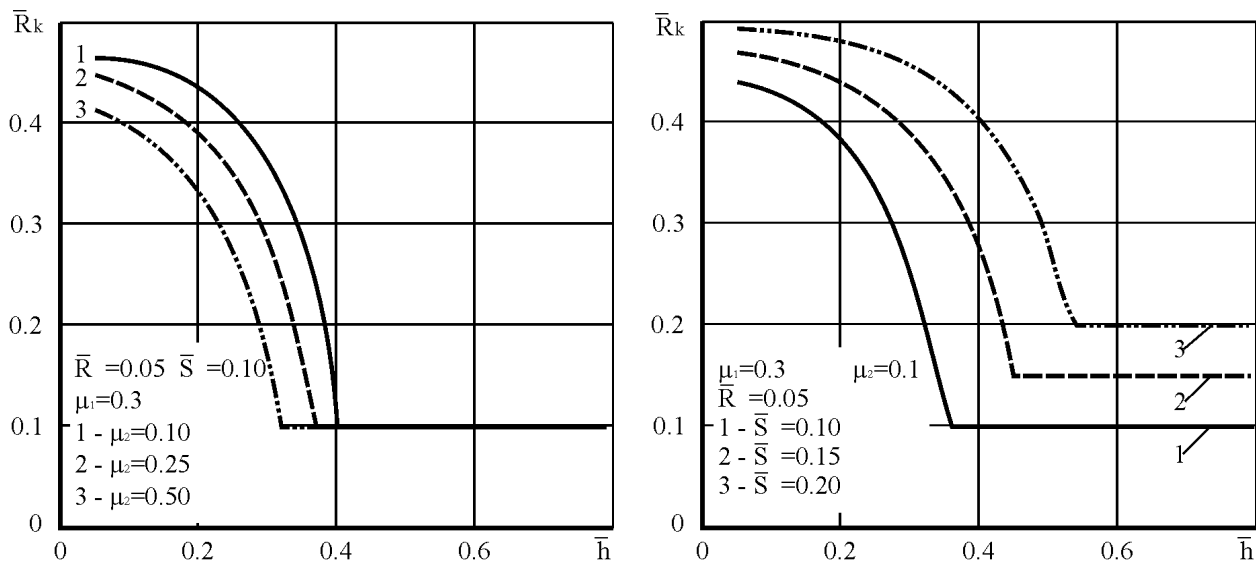


Рис. 5.8. Зависимость положения точки раздела течения \bar{R}_k от параметра \bar{h} при радиусах закруглений: $\bar{R}_g \neq 0$, $\bar{R}_v = 0$

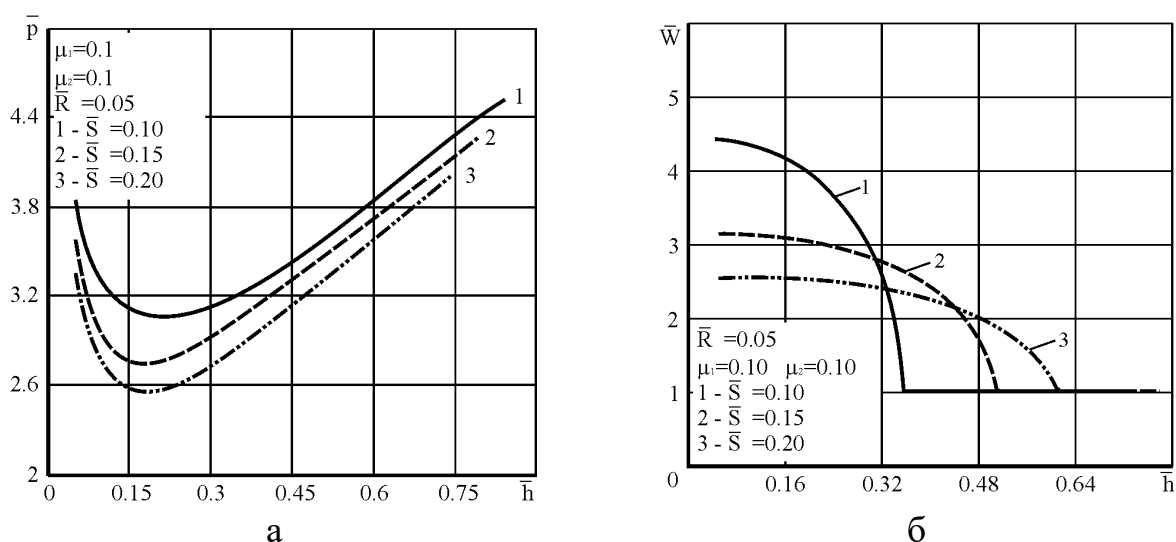


Рис. 5.9. Зависимость приведенного давления выдавливания \bar{p} (а) и скорости вертикального истечения \bar{W} (б) от параметра \bar{h} при различных \bar{S} : а – $\bar{R}_g \neq 0$, $\bar{R}_v = 0$; б – $\bar{R}_g = 0$, $\bar{R}_v \neq 0$

Рассмотрим первый случай $\bar{R}_g \neq 0$, $\bar{R}_v = 0$ (см. рис. 5.8). Увеличение коэффициента трения μ_2 смещает положение точки раздела течения в сторону вертикального отростка ($\bar{R}_k = \bar{S}$). В этом случае скорость вертикального истечения становится равной скорости деформирования, что

может привести к «вырубке», то есть к отделению фланца по границе интенсивных сдвиговых деформаций. Увеличение μ_2 с 0,1 до 0,5 приводит к уменьшению критической высоты фланца (при которой происходит «вырубка») \bar{h} с 0,4 до 0,32.

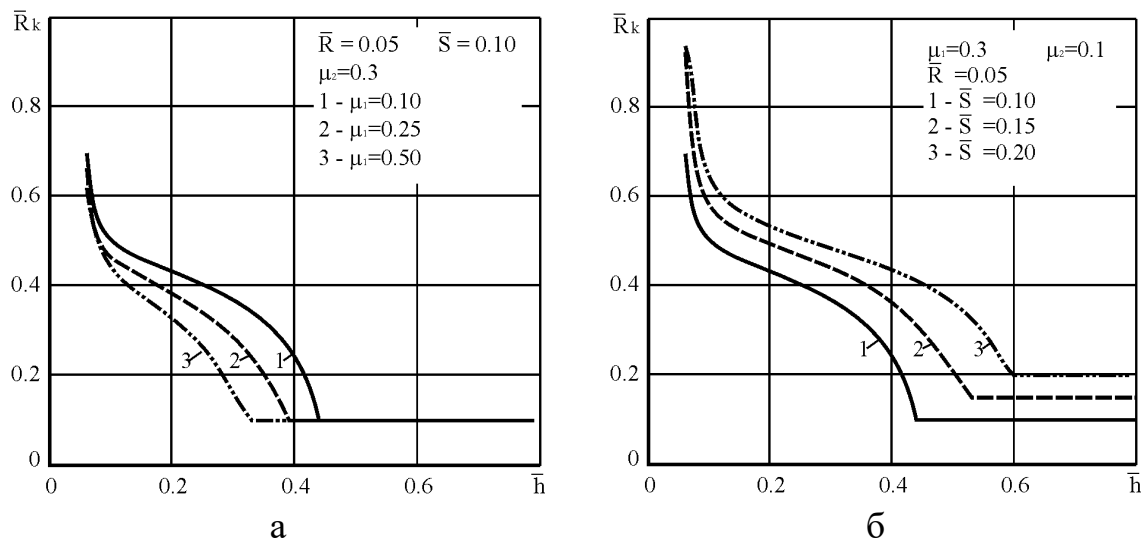


Рис. 5.10. Зависимость положения точки раздела течения \bar{R}_k от параметра \bar{h} при переменных μ_2 (а) и \bar{S} (б): $\bar{R}_g = \bar{R}_v \neq 0$

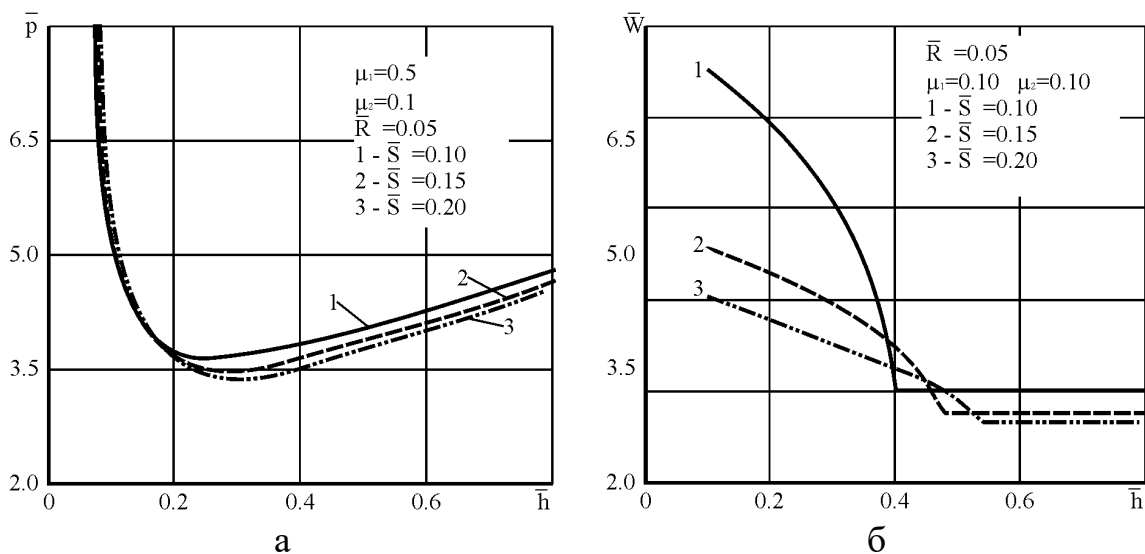


Рис. 5.11. Зависимость приведенного давления выдавливания \bar{p} (а) и скорости вертикального истечения \bar{W} (б) от параметра \bar{h} при различных \bar{S} : $\bar{R}_g = \bar{R}_v \neq 0$

Увеличение же толщины отростка снижает вероятность «вырубки» (при увеличении \bar{S} от 0,1 до 0,2 критическая высота фланца \bar{h} увеличивается с 0,38 до 0,54).

Увеличение толщины отростка приводит также к снижению величины приведенного давления (см. рис. 5.9). При этом сложное влияние на приведенное давление оказывает высота фланца: при увеличении \bar{h} с 0,05 до 0,15 происходит резкое снижение величины \bar{p} , а при дальнейшем увеличении \bar{h} наблюдается рост \bar{p} . Это объясняется тем, что при малых значениях \bar{h} (0,05...0,15) происходит процесс выдавливания в узкую щель, а при дальнейшем увеличении \bar{h} (>0,3) приведенное давление увеличивается вследствие роста очага деформации. Минимальные значения приведенного давления наблюдаются при $\bar{h} = 0,15...0,3$.

Соответственно аналогично параметру \bar{R}_k ведет себя и вертикальная выходная скорость \bar{W} (см. рис. 5.9). Во втором случае ($\bar{R}_g = 0$, $\bar{R}_v \neq 0$) влияние трения и размера отростка на положение радиуса раздела течения и величину приведенного давления выражено в значительно меньшей мере, чем в первом (см. рис. 5.8, б).

Для третьего случая ($\bar{R}_g = \bar{R}_v \neq 0$) характерна некоторая усредненная оценка положения \bar{R}_k (см. рис. 5.10) и скорости истечения \bar{W} (см. рис. 5.11). Давление деформирования при условии отсутствия закруглений кромок матрицы однозначно выше (см. рис. 5.11, а).

Сопоставление решений плоской и осесимметричной задачи показывает их достаточно качественное сходство. Неплохо совпадают и значения выходных скоростей в исследованном диапазоне параметров.

Данные, полученные методом верхней оценки, подтверждаются и при решении этой задачи методом МКЭ. Для анализа формоизменения детали при комбинированном выдавливании использовался программный продукт LS.DVNA [158,159,194] и QForm2D [181, 156].

Для расчетов было задано: диаметр заготовки 45,0x21,0 мм, исходная высота заготовки $H = 40$ мм. Диаметр отверстия нижней полуматрицы (то есть диаметр обжатия при прямом выдавливании) $D_1 = 28,2$ мм; толщина фланца – $h = 3$ (5) мм; вариант ограничения фланца по контуру – диаметр 60 мм. Скорость перемещения пуансона 0,5 мм/с, матрицы – 0,25.

Условия контактного трения были определены путём непосредственного измерения сил трения при выдавливании. [139, 145, 184]. В результате обработки оценки данных по холодному выдавливанию алюминиевых сплавов со смазкой животный жир, коэффициент трения Зибеля был принят равным $\mu_s = 0,04 \dots 0,08$.

Полученные с помощью МКЭ картины поэтапного распределения интенсивности деформаций (рис. 5.12–5.17) показывают, что при $n = 0,6$ и менее, процесс деформирования протекает по схеме с присоединенным ОД, характеризующейся наличием плоскости раздела течения металла.

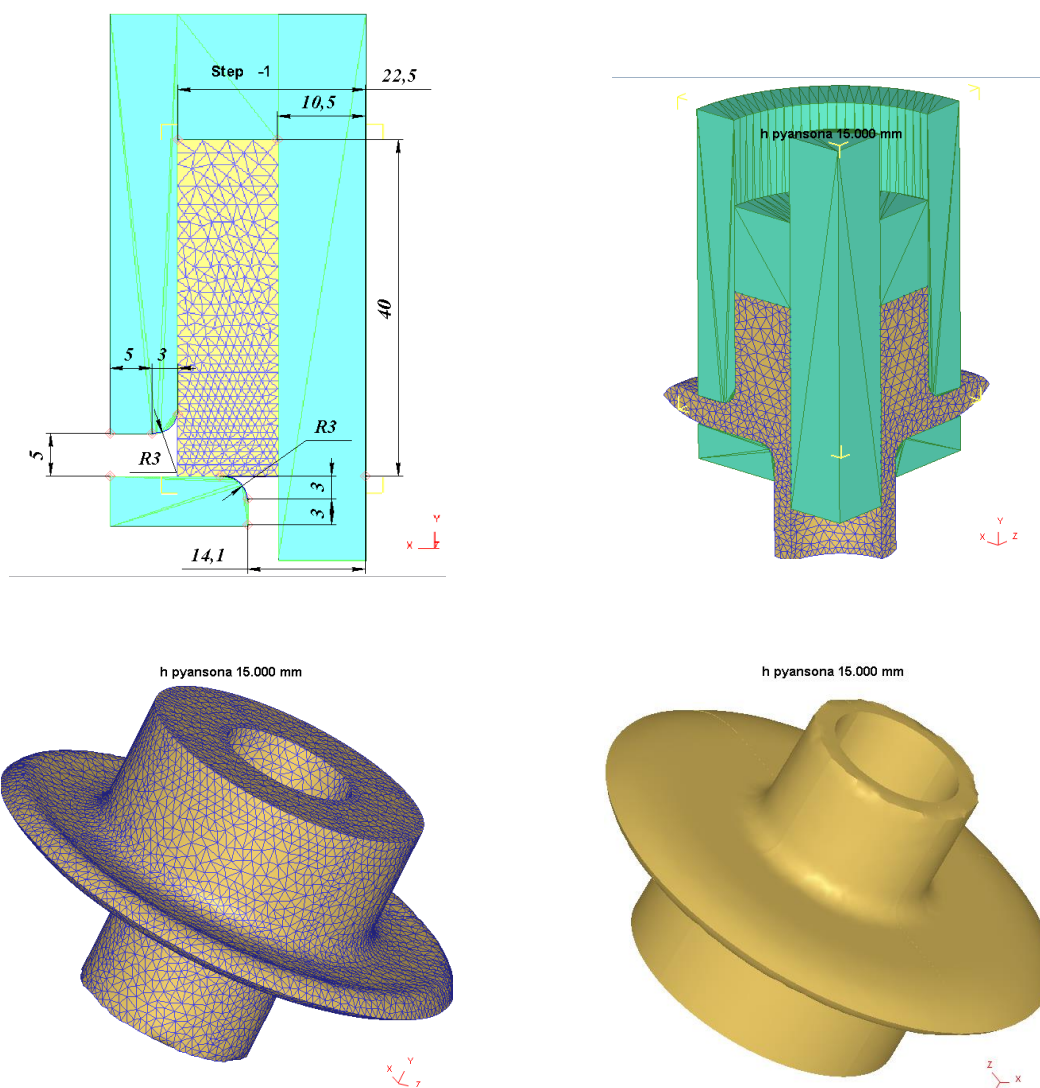
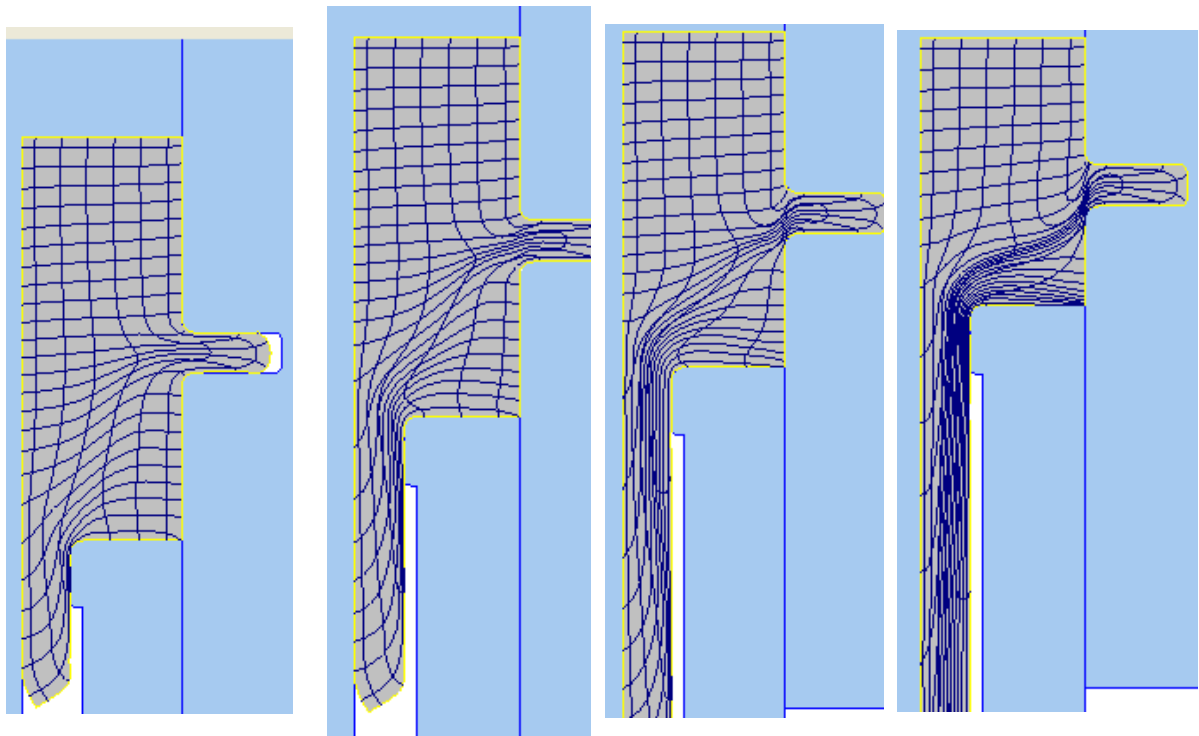
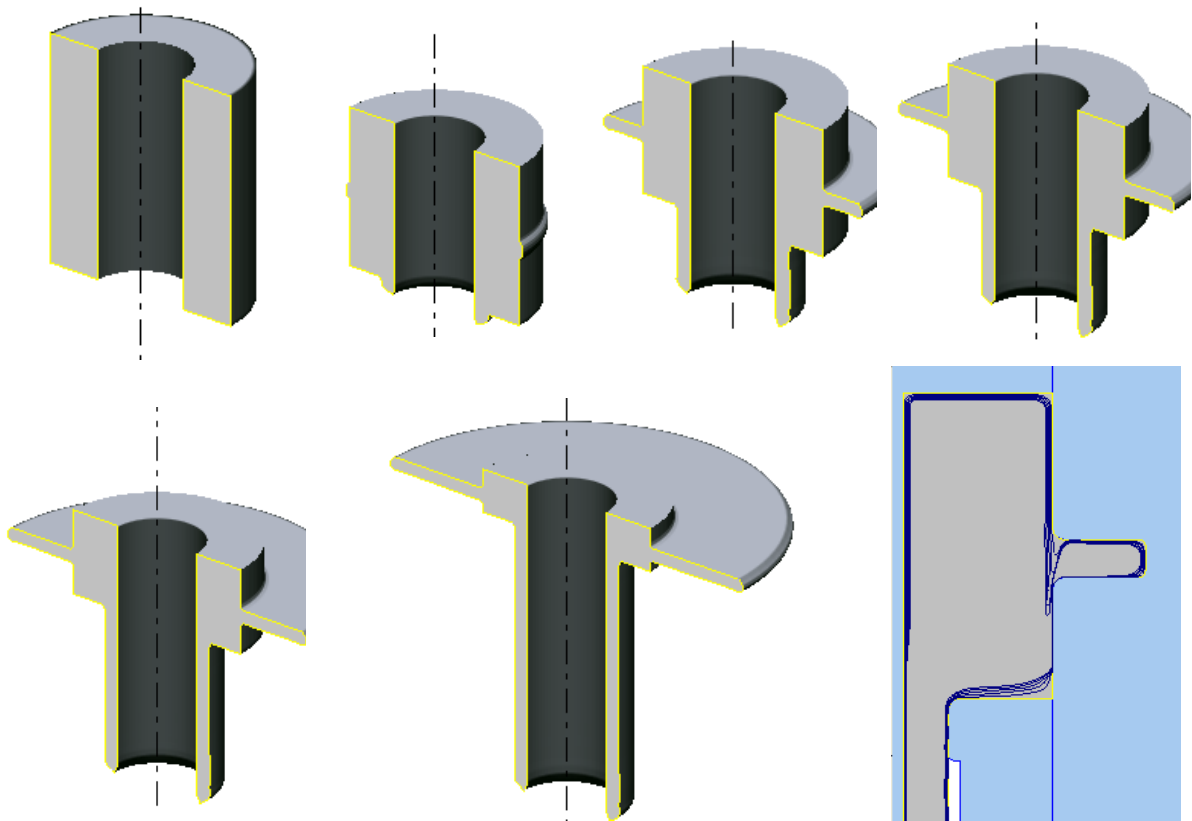


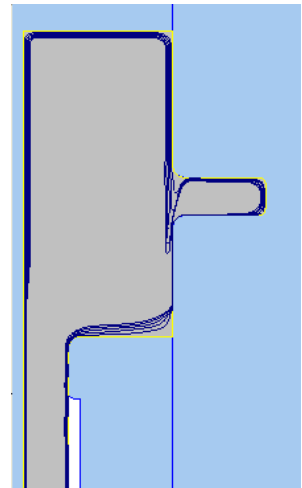
Рис. 5.12. Модель системы инструмент – образец и заготовка на заключительной стадии комбинированного выдавливания



а



б



в

Рис. 5.13. Конечно-элементное моделирование искажения делительной сетки (а), видов поэтапного формоизменения детали (б), изменения положения поверхностных линий и вероятного отрыва заполненного фланца (в) при комбинированном выдавливании

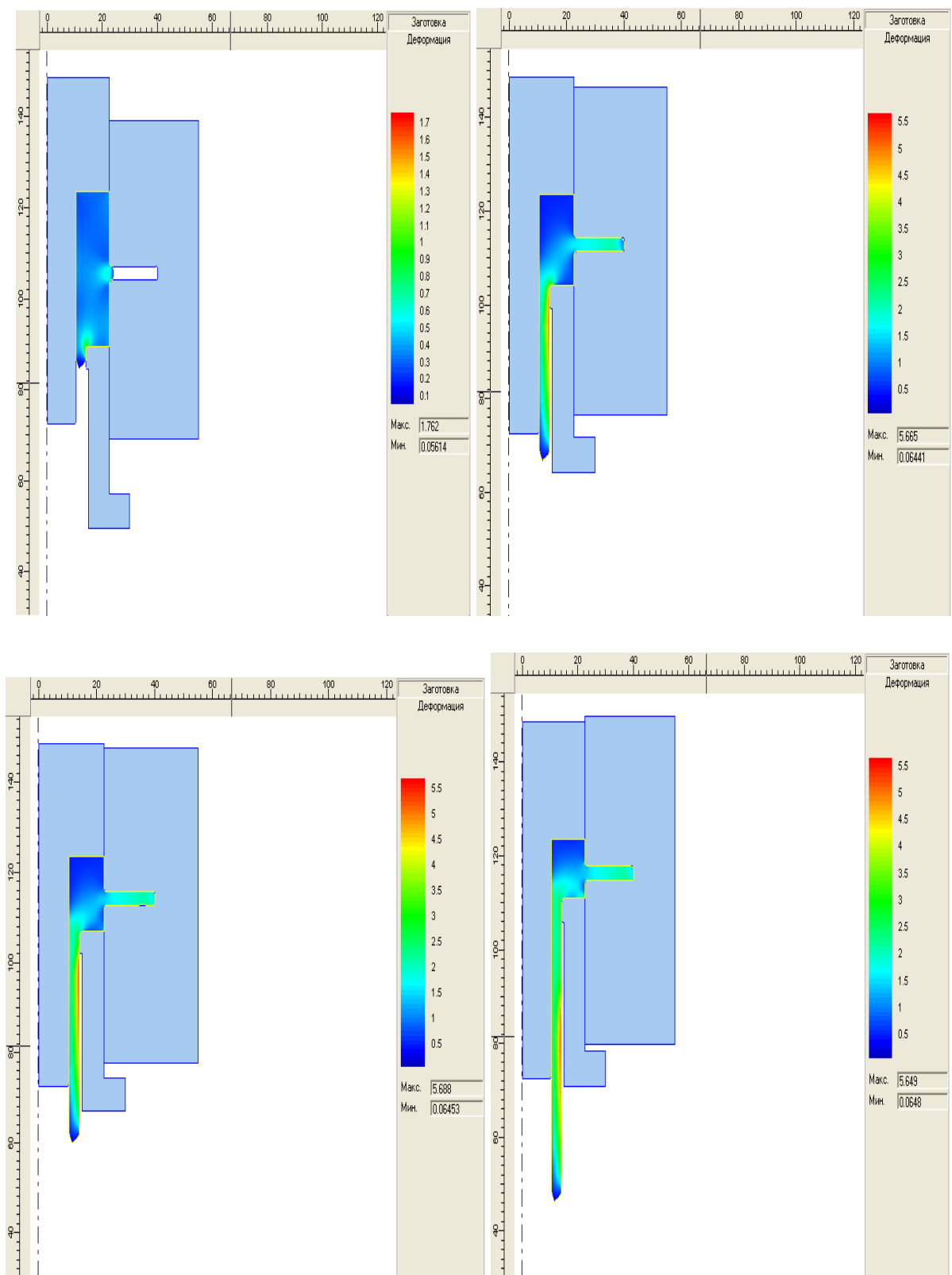
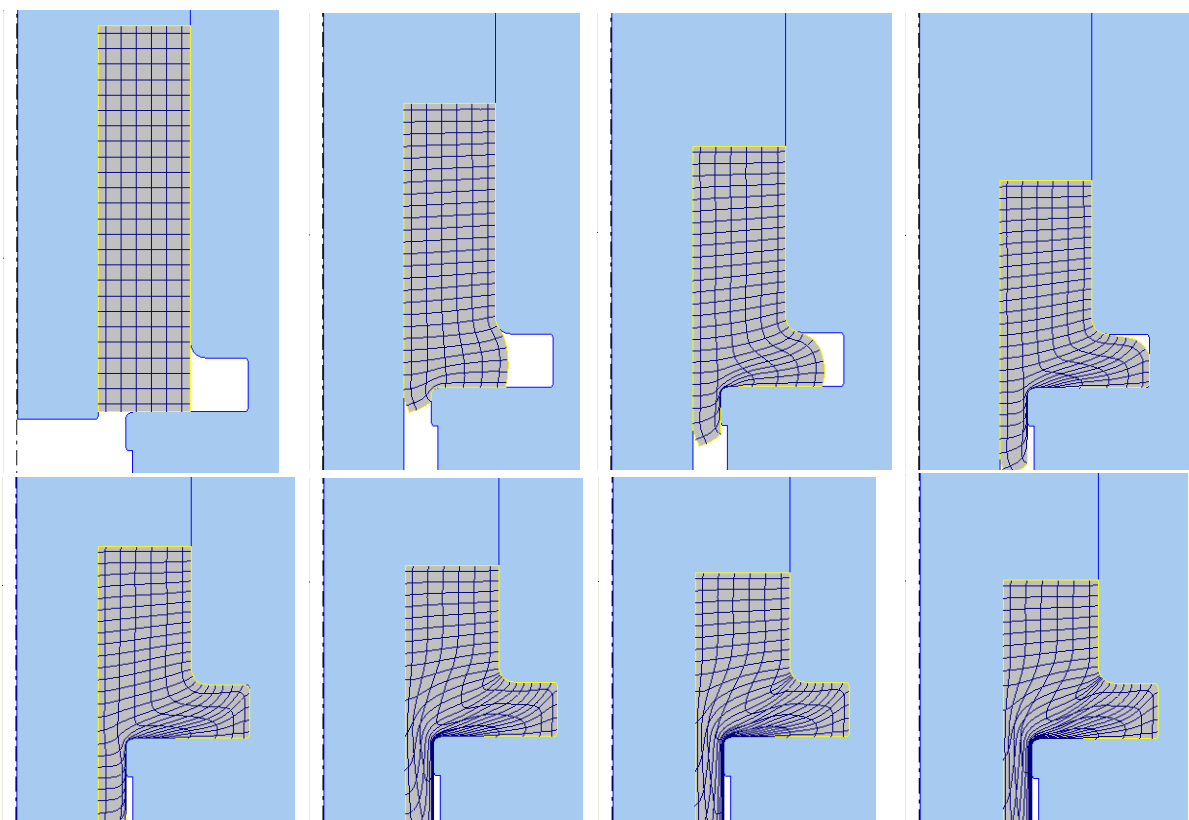
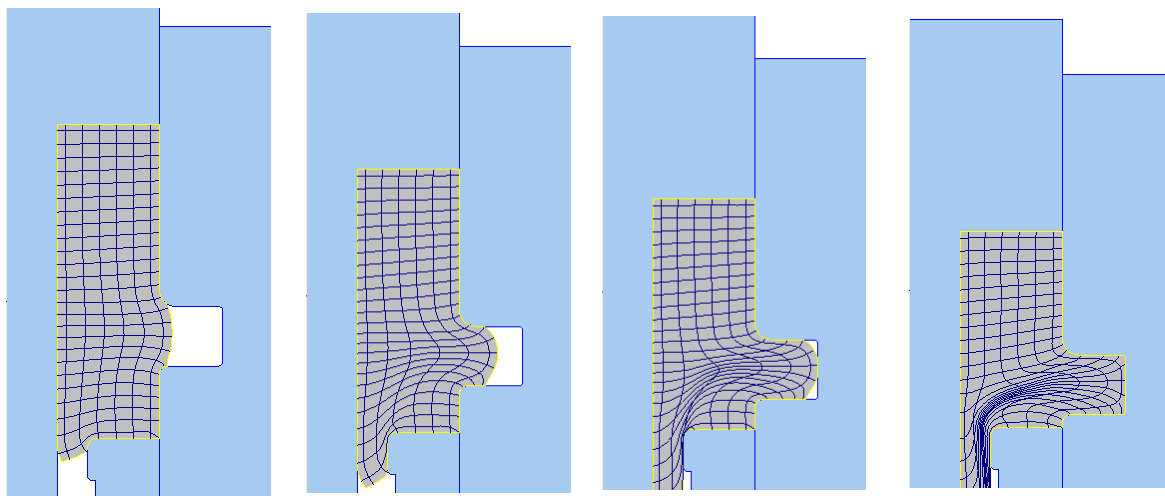


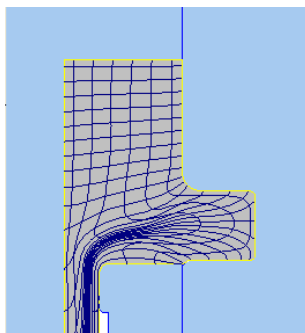
Рис. 5.14. Этапы деформирования заготовки при комбинированном радиально-прямом выдавливании в подвижной матрице



а



б



в

Рис. 5.15. Искажение делительной сетки при комбинированном радиально-прямом выдавливании в неподвижной (а) и подвижной (б, в) матрицах (КЭ - модель)

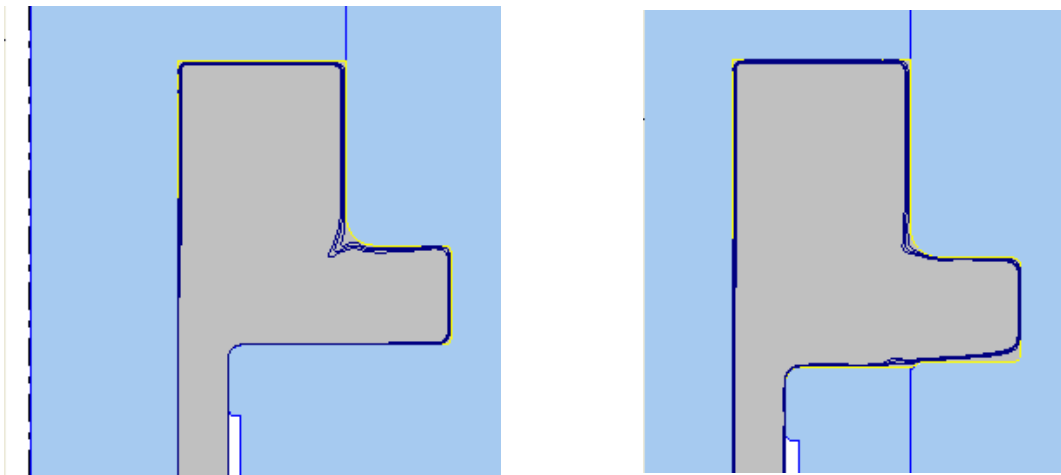


Рис. 5.16. Сопоставление расположения поверхностных линий (б) при комбинированном выдавливании в неподвижной (слева) и подвижной (справа) матрицах

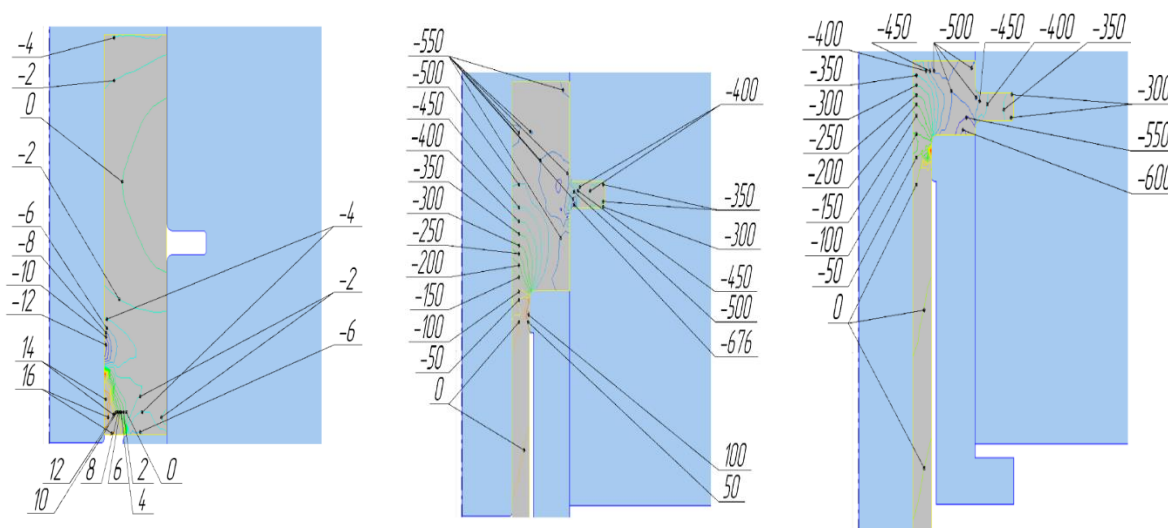


Рис. 5.17. Поля распределения напряжения по оси ZZ на этапах комбинированного радиально-прямого выдавливания

Картины поэтапного нарастания контура детали, представленные на рис. 5.12 и 5.13, дают возможность сопоставления данных расчета формоизменения детали с фланцем двумя методами. Сравнительный анализ результатов расчета энергетическим методом верхней оценки и методом конечных элементов показал хорошее качественное и количественное совпадение картин формоизменения заготовки. [116, 76, 213]. КЭ - модель процесса показала аналогичные энергетическим моделям приращения размеров. Наиболее интересна картина распределения деформированного состояния (см. рис. 5.15).

Наличие в комбинированном процессе схемы прямого истечения действительно сопровождается появлением критичного (вдоль поверхности разделения течения) слоя с высоким градиентом деформации. Зона

деформируемого фланца становится автономной боковой областью, вдоль которой новые объёмы металла интенсивно смещаются вниз в прямом направлении (см. рис. 5.16, а).

Видно, что выдавливание по кинематической схеме в неподвижной матрице может вызвать срез вдоль линии, соединяющей переходные кромки матрицы. Особенно ярко это наблюдается при заполнении радиальной полости, когда сформировавшийся фланец превращается в застойную зону, относительно которой металл перемещается вдоль оси вниз. КЭ - модель показала, что устранение такой неблагоприятной схемы течения и опасности отрыва фланца можно добиться, если в начале процесса развести два очага деформации: очаг радиального и очаг прямого истечения.

Новый способ, разработанный на основании результатов исследований, направлен на предотвращение этой опасности за счет разделения очагов деформации на основной стадии деформирования и осуществляется в штампе с подвижной матрицей [157]. Проведенные исследования, выполненные с привлечением МКЭ, показали хорошие технологические возможности предложенного способа комбинированного выдавливания (см. рис. 5.12–5.14), а также эффективность выполнения математических экспериментов на основе компьютерных моделей процессов выдавливания. Для этого необходимо выставить на определённую высоту H (с учётом перемещаемых объёмов) матрицу с радиальной полостью выше пуансона и с началом процесса деформирования одновременно с пуансоном перемещать вниз и матрицу (см. рис. 5.15, б). Причём скорость движения матрицы, преимущественно равна половине скорости пуансона и подбирается (см. рис. 5.15, в). Два очага деформации при этом объединяются, но так как это происходит на заключительной стадии нежелательных сдвигов и разрывов не происходит.

В программе QForm поверхностные линии – это средство диагностики внутренних дефектов. В дополнение к обычным вертикальным и горизонтальным лагранжевым линиям они располагаются вдоль поверхности заготовки. Линии представляют собой замкнутые контуры, повторяющие очертание поверхности контура (детали). Они деформируются вместе с материальными частицами заготовки. Главное назначение поверхностных линий – идентификация поверхностных дефектов в заготовках при штамповке. К таким дефектам относятся различного рода прострелы и утяжины. Если линии проникают внутрь заготовки – это означает появление дефекта (см. рис. 5.16, б). Вертикальные и горизонтальные лагранжевые линии не дают очевидной картины возникновения дефекта, хотя и достаточно точно отражают течение металла [119, 122].

Исследование показало, что наличие в комбинированном процессе схемы прямого выдавливания затрудняет деформирование заготовки. В условиях интенсивного радиального течения металла во фланец, он превращается в застойную зону, относительно которой металл продолжает перемещаться в прямом направлении. Это приводит к образованию тонкого «приграничного» слоя металла с высоким градиентом деформации, что в свою очередь может привести к исчерпанию ресурса пластичности. В случае больших значений параметра $n = R/R_1$ ($n = 0,6 \dots 0,9$) процесс радиально-прямого выдавливания приводит к сдвигу по границе раздела течения. При заполненной радиальной полости это может привести к «вырубке», то есть к отделению сформированного фланца. На этапе комбинированного течения скорость прямого истечения W преимущественно равна скорости деформирования. Таким образом, основной проблемой способа радиально-прямого выдавливания является возможное отделение уже сформированного (заполненного) фланца, ставшего застойной зоной, от основной части заготовки.

Формоизменение заготовок при комбинированном выдавливании имеет свои особенности. При совмещенном радиальном выдавливании при одинаковой толщине наружного и внутреннего фланцев трудно обеспечить без ограничения преимущественного течения и формирования требуемых диаметральных размеров детали. Форма очага (рис. 5.18) деформации, выявленная при выдавливании, послужила основанием для подбора КВПС и создания моделей силового режима.

Экспериментально установлено, что отклонение положения поверхности раздела течения (радиуса R_k) от рассчитанных теоретически не превышает $\pm 5\%$. Данные по силовому режиму, о нарастании размеров фланца и полого отростка при комбинированном выдавливании, полученные в ходе экспериментальных исследований, были сопоставлены с результатами прогноза, полученного энергетическим методом (см. рис. 5.6). Соответствие с расхождением не более 10% было получено для образцов из технического свинца С1 и сплава АМцМ (табл. 5.1, рис. 5.18 и 5.6). Это подтверждает достаточную степень адекватности разработанных математических моделей реальному процессу комбинированного выдавливания.

Изучение деформированного состояния при комбинированном выдавливании (см. рис. 5.18) качественно подтверждает характер распределения деформаций, который был получен при помощи МКЭ (см. рис. 5.15) [119, 122].

Видно, что на стадии собственно комбинированного выдавливания в направлении прямого выдавливания заготовка перемещается без искажения делительной сетки практически по всей ширине выдавленной полый части детали. Исключение составляет тонкая обжатая матрицей полоска металла, прилегающая к наружной поверхности.

Установлено хорошее совпадение полученных опытных данных на последовательных стадиях рассмотренных выше процессов комбинированного и с распределением картины деформаций, полученных по МКЭ.

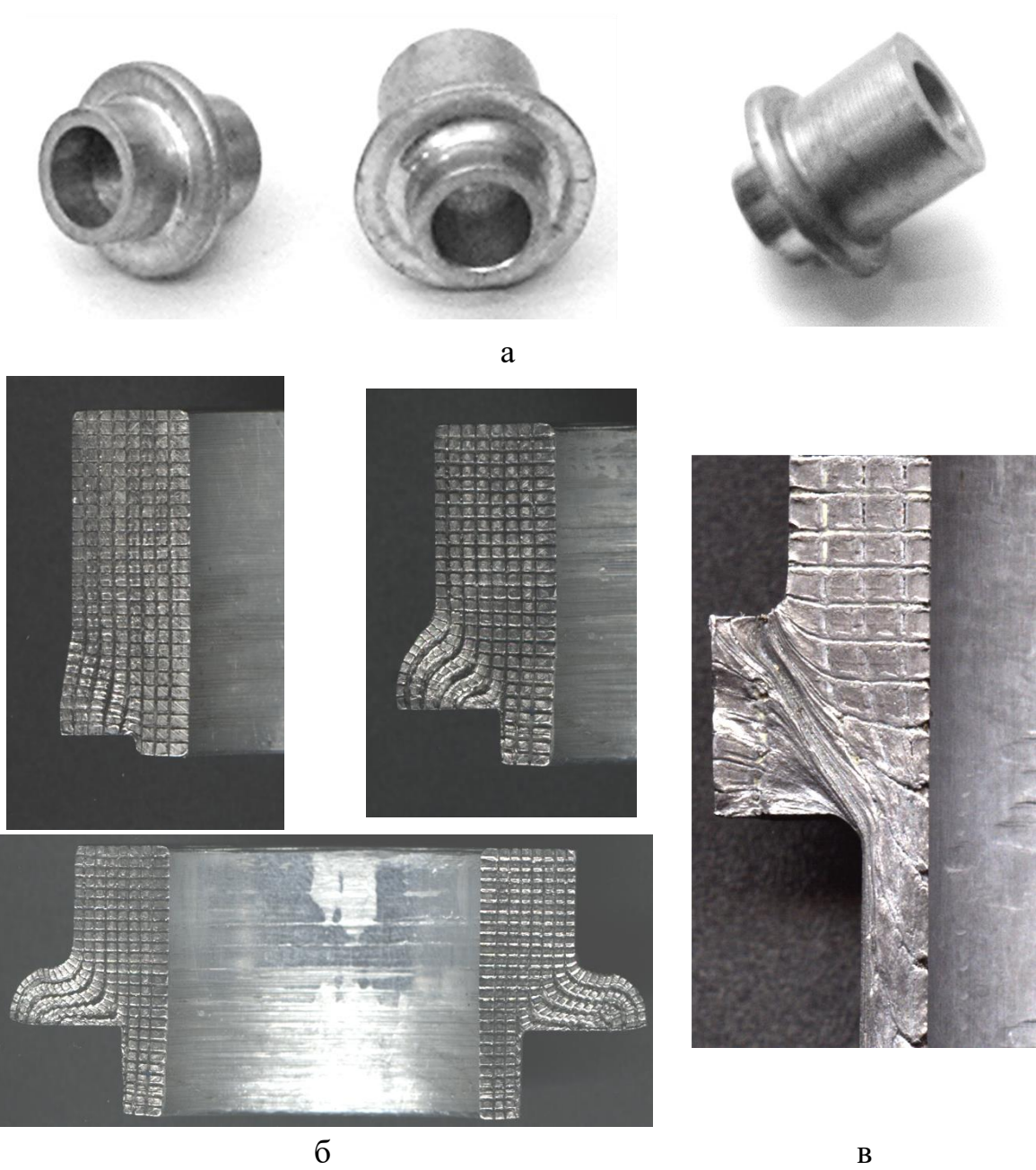


Рис. 5.18. Полые детали, полученные комбинированным радиально-прямым выдавливанием (а) и картины искажения делительной сетки (в)

Радиально-прямое выдавливание (свинец С1)

№	Толщина фланца, мм	Высота заготовки, мм	Размеры детали 2R ₁ /2R ₀ /2R _б /2R, мм	Ход, мм	Усилие экспериментальное, кН	Усилие теоретическое кН
1	5,0	37,85	75/36/28/21	20	55	54,5
2	5,0	34,0	49/36/28/21	7	28	36,9
3	5,0	50,6	64/36/28/21	20	55	55,5
4	8,0	50,2	60/36/28/21	15	41	46,0
5	9,8	42,3	60/36/28/21	20	33	43,0
6	9,8	44,5	59/36/28/21	20	33	43,0

5.2 Исследование и разработка процесса комбинированного последовательного радиально-прямого выдавливания с обжатием

5.2.1 Моделирование осесимметричного радиально-прямого выдавливания с обжатием

Для способа радиально-прямого выдавливания с обжатием характерно осуществление радиального выдавливания с течением металла к оси (центру) трубчатой заготовки. Ввиду «жесткости» схемы НДС для данного процесса важно правильно рассчитать силовой режим деформирования.

Для получения аналитических зависимостей силовых параметров от технологических факторов используем энергетический метод верхней оценки (баланса мощностей). Применение метода кинематических модулей для энергетических расчетов позволяет описать сложные схемы течения при помощи элементарных модулей [70, 113, 189, 211]. Суммарная оценка величины приведенного давления при этом также находим как сумму приведенных давлений модулей, входящих в данную технологическую схему.

Основными упрощающими допущениями данного метода является то, что задача сводится к осесимметричной, а материал рассматривается как изотропный, идеально жестко пластичный, трение пропорционально напряжению текучести.

Значения приведенного давления определяются из условия баланса мощностей внешних и внутренних сил на кинематически возможных скоростях перемещений (КВПС) [1–4, 70] (см формулу (2.1)).

Схема процесса представлена на рис. 5.19. При деформировании трубчатых заготовок комбинированным последовательным радиальным выдавливанием (с одновременным истечением металла в направлении к оси симметрии и после разворота в прямом направлении) достигается формообразование стенки трубчатой детали. Очаг деформации условно можно разбить на два блока. В блоке А, состоящем из модулей 1, 2 и 3, происходит радиальное выдавливание металла, а в блоке Б (модули 4 и 5) – прямое выдавливание. Зоны 2, 3 и 4 – пластические, зоны 1, 5 и 6 – жесткие, а зоны 7, 8 и 9 представляют собой инструменты. Кинематически возможные поля скоростей (КВПС) для каждого из типов полей представлены в табл 1.2 и в работах [70, 211, 216].

Для блока Б выбираем кинематический модуль в виде трапециевидального модуля – зоны 4. Этот выбор был обусловлен формой инструмента и экспериментально наблюдаемым полем деформаций.

Мощность внешних активных сил в блоке А (радиального выдавливания) равна:

$$N_{a1} = \pi \cdot \sigma_s \cdot V_0 \cdot (R_0^2 - R^2) \cdot \bar{p}_1, \quad (5.8)$$

где \bar{p}_1 – приведенное давление деформирования;

V_0 – скорость перемещения пуансона.

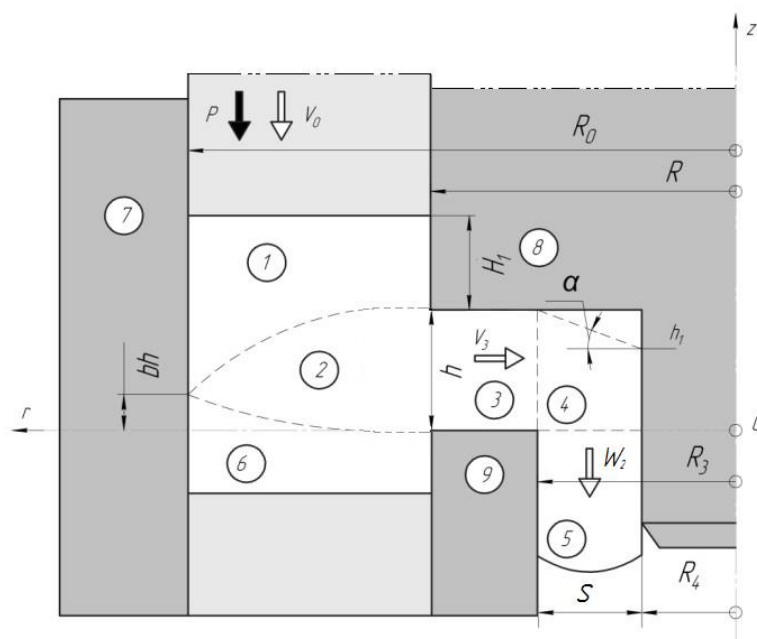


Рис. 5.19. Расчетная схема процесса последовательного радиально-прямого выдавливания с обжатием

Для блока А выбор кинематического модуля треугольной формы с параболическими границами приближенными к экспериментально наблюдаемому полю деформаций [219–220] был обоснован также после

анализа возможностей вариантов кинематических зон в центральной области. Расчетная схема процесса радиального выдавливания, построенная из простых модулей плоского течения дает расхождение с экспериментальными данными, достигающее 60% [169]. Это объясняется несоответствием упрощенной схемы очага деформации реальной картине деформации, объему и форме пластической зоны, наблюдаемых при выдавливании.

В рассмотренных расчётных схемах центральная область заготовки была разделена на кинематические модули, прямоугольной, трапецеидальной и прямоугольной, трапецеидальной, а также треугольной формы. Варианты расчетных схем процесса центростремительного радиального выдавливания фланцев рассмотрены в работах [113, 169].

Для трапецеидального модуля проводится оптимизация высоты основания трапеции, а для комбинации прямоугольного и трапецеидального модулей проводится еще и оптимизация положения границы стыка модулей. Для криволинейного треугольника проводится оптимизация положения вершины треугольника.

Было установлено, что наименьшее значение приведенного давления дает кинематическое поле с формой криволинейного треугольника. А наибольшее значение приведенного давления радиального центростремительного выдавливания характерно для комбинированного поля, составленного из трапецеидального и прямоугольного модулей. Снижение приведенного давления для этой расчётной схемы по сравнению с другими расчётными схемами, находится в пределах 20–70%.

Таким образом, криволинейный (параболический) треугольный модуль был выбран как наиболее подходящий для решения задачи радиально-прямого выдавливания с обжатием.

КВПС для треугольного криволинейного модуля 2:

$$\text{Зона 2: } \begin{cases} V_{z_2} = -\alpha V_0; \\ V_{r_2} = -\frac{c}{r}; \end{cases} \quad c = \frac{R_0^2 - R^2}{2h} V_0. \quad (5.9)$$

С учётом условия неразрывности нормальной компоненты скорости получены уравнения параболических и наклонной границ между зонами:

$$1 \text{ и } 2 - z(r) = \left[1 - (1-b) \frac{r^2 - R^2}{R_0^2 - R^2} \right] h_1;$$

$$2 \text{ и } 6 - z(r) = b \frac{r^2 - R^2}{R_0^2 - R^2} h_1;$$

$$4 \text{ и } 8 - z(r) = h_1 + (r - R_4) \cdot \operatorname{tg} \alpha,$$

$$\text{где } \operatorname{tg} \alpha = \frac{h - h_1}{R_3 - R_4}.$$

Для блока A по результатам расчета скоростей относительных линейных деформаций в зонах была определена наибольшая по абсолютной величине скорость $|\dot{\varepsilon}_{\max}|$. В результате установлены линеаризованные зависимости (см. (2.5)) для расчета интенсивности скорости деформации по зонам:

$$\begin{aligned} 2 - \dot{\varepsilon}_i &= 1.08 \frac{V_0}{2h_1} \frac{R_k^2 - R^2}{r^2}; \\ 3 - \dot{\varepsilon}_i &= 1.08 \frac{V_0}{2h} \frac{R_0^2 - R_k^2}{r^2}; \end{aligned} \quad (5.10)$$

После определения интенсивности скорости деформации в зонах 2 и 3, разрыва скорости на границе 1–2, 2–6 и вычисления мощностей сил деформирования, среза и сил трения, подставив в уравнение энергетического баланса мощностей все найденные значения мощностей, и сократив на множитель $\pi \cdot \sigma_s \cdot V_0 \cdot (R_0^2 - R^2)$, получена зависимость для определения приведенного давления \bar{p}_1 (относительной удельной силы на пуансоне) при радиальном выдавливании внутреннего фланца с безразмерными (отнесенными к внешнему радиусу R_0) геометрическими параметрами:

$$\begin{aligned} \bar{p}_1 &= \left| 0,54 - 1,08 \frac{1}{D} \ln \frac{1}{n} \right| + 1,08 \ln \frac{n}{R_3} + \\ &+ \frac{2}{\sqrt{3}} \left[\frac{1-n}{\bar{h}} + \frac{bn\bar{h}}{D} + \frac{2(1+2b^2-2b)\bar{h}(1-n^3)}{D^2} \right] + \\ &+ \frac{4}{\sqrt{3}} \mu \left[\frac{[(1-b)\bar{h} + \bar{H}_1]}{D} + \frac{n\bar{H}_1}{D} + \frac{1}{2} \frac{n - \bar{R}_3}{\bar{h}} \right], \end{aligned} \quad (5.11)$$

где $n = R/R_0 = \bar{R}$ – параметр, характеризующий толщину стенки трубчатой заготовки; $D = 1 - n^2$

Формула (6.10) содержит коэффициент оптимизации b , оптимальные значения которого найдены из уравнения $\partial \bar{p}_1 / \partial b = 0$ и рассчитываются по зависимости:

$$b_{opt} = 0.5 + 0.75 \frac{1-n^2}{1-n^3} (\mu - 0.5n)$$

При значениях $n = 0,2 \dots 0,8$ и $\mu = 0,1$ можно использовать упрощенную формулу:

$$b_{opt} = 0.275 + 0.44(n - 0.4)$$

По результатам расчётов построены графики зависимости приведенного давления \bar{p}_1 от геометрических параметров и условий трения процесса радиального выдавливания внутренних фланцев (рис. 5.20).

Установлено, что на величину приведенного давления \bar{p}_1 наибольшее влияние оказывают относительные толщина фланца \bar{h} , радиус фланца \bar{R}_3 , параметр n , а также условия трения, выраженные через коэффициент трения μ . С уменьшением толщины стенки трубчатой заготовки наименьшие значения приведенного давления характерны для меньших значений относительного геометрического параметра n .

Уменьшение относительного радиуса фланца \bar{R}_3 и увеличение коэффициента трения μ приводит к однозначному увеличению приведенного давления выдавливания фланца \bar{p}_1 . С увеличением безразмерного геометрического параметра \bar{H}_1 приведенное давление интенсивно возрастает только лишь при значениях коэффициента трения, близких к наибольшим.

Для второго блока Б и трапецеидального модуля (зона 4), где происходит разворот течения с радиального на прямое исходя из принятого КВПС рассчитаны мощности сил деформирования, трения и среза. При входной скорости V_3 из уравнения энергетического баланса при известной мощности внешних активных сил

$$N_{\partial 2} = (2\pi \cdot R_3 \cdot h \cdot \sigma_s \cdot V_3) \cdot \bar{p}_2,$$

определено приведенное давление деформирования \bar{p}_2 в виде суммы составляющих, учитывающих пластическое деформирование модуля 4, а также затраты на срезы и трение на его границах:

$$\bar{p}_2 = \Delta\bar{p}_{d4} + \Delta\bar{p}_{c3-4} + \Delta\bar{p}_{ca} + \Delta\bar{p}_{c4-5} + \Delta\bar{p}_{t4-8}. \quad (5.12)$$

Контактным трением в зоне 5 пренебрегаем ввиду малой протяженности поясков инструмента. Интеграл мощности сил деформирования в трапецеидальном модуле 4 имеет вид [217]:

$$N_d = \sigma_s 2\pi \int_{R_4}^{R_3} r dr \dot{\epsilon}_i \int_0^{z(r)} \dot{\epsilon}_i dz,$$

где $\dot{\epsilon}_i$ – интенсивность скоростей деформации:

$$\dot{\varepsilon}_i^2 = \frac{2}{9} \left[6 \cdot \left(\frac{V_0 M}{z(r)} \right)^2 \cdot \left(\left(1 - \frac{r^2 - R_4^2}{2rz(r)} \operatorname{tg} \alpha \right)^2 + \left(\frac{r^2 - R_4^2}{2r^2} \right)^2 - \frac{r^2 - R_4^2}{2r^2} \times \right. \right. \\ \left. \left. \times \left(1 - \frac{r^2 - R_4^2}{2rz(r)} \operatorname{tg} \alpha \right) \right) + 1.5 \left(\frac{V_0 M \operatorname{tg} \alpha z}{z_2(r)} \right)^2 \cdot \left(2 - \frac{(r^2 - R_4^2) \cdot (z(r) + 2r \operatorname{tg} \alpha)}{2r^2 z(r)} \right)^2 \right],$$

$$\text{где } M = \frac{2R_3 \cdot h}{R_3^2 - R_4^2}.$$

Ввиду значительной погрешности, возникающей при попытке упрощения подынтегрального выражения методом линеаризации интенсивности скоростей деформации в данной зоне, интеграл необходимо было вычислить численно или при помощи нахождения верхней оценки интеграла по Коши-Буняковскому:

$$N_{d4} \leq \sigma_s \sqrt{V_{обл.4} \cdot \iiint_{V_4} \dot{\varepsilon}_i^2 dV_{обл.4}},$$

где $V_{обл.4}$ – объём металла в зоне 4.

$$V_{обл.4} = 2\pi \left[\operatorname{tg} \alpha \frac{R_3^3 - R_4^3}{3} - N \frac{R_3^2 - R_4^2}{2} \right]$$

Окончательно, верхняя оценка мощности сил деформирования и соответствующая доля давления деформирования установлены по зависимостям:

$$N_{\partial 2} = (2\pi \cdot R_3 \cdot h \cdot \sigma_s \cdot V_0) \cdot \frac{2\sqrt{2}}{3 \cdot (R_3^2 - R_4^2)} \sqrt{T \cdot L},$$

$$\Delta \bar{p}_{\partial 2} = \frac{2\sqrt{2}}{3 \cdot (R_3^2 - R_4^2)} \sqrt{T \cdot L}, \quad (5.13)$$

$$\text{где } T = \left[\operatorname{tg} \alpha \frac{R_3^2 - R_4^2}{3} - N \frac{R_3^2 - R_4^2}{2} \right];$$

$$L = \left(A_1 - A_2 + \frac{R_4^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \alpha}{N^3} \cdot A_3 \cdot \ln \left[\frac{R_3}{R_4} \right] + \frac{h_1^2}{N^3} \cdot A_4 \cdot \ln \left[\frac{h}{h_1} \right] + \right. \\ \left. + A_5 + \frac{h_1^2}{N} \cdot \left(\frac{1}{h^2} - \frac{1}{h_1^2} \right) \cdot A_6 \right)$$

$$A_1 = \frac{1.5 + 0.125 \operatorname{tg}^2 \alpha}{\operatorname{tg} \alpha} (R_3 - R_4); \quad A_2 = \frac{0.375 \operatorname{tg}^3 \alpha R_4^4}{N} \left(\frac{1}{R_3} - \frac{1}{R_4} \right);$$

$$\begin{aligned}
A_3 &= \left[1.5 \operatorname{tg} \alpha R_4 h_1 - 0.375 R_4^2 \operatorname{tg}^2 \alpha - 0.75 h_1^2 \right]; \\
A_4 &= \left[1.5 h_1 \operatorname{tg} \alpha R_4 - 0.375 h_1^2 - 1.5 R_4^2 \operatorname{tg}^2 \alpha \right]; \\
A_5 &= \frac{R_4^4 (0.75 + 0.0625 \operatorname{tg}^2 \alpha)}{N} \left(\frac{1}{R_3^2} - \frac{1}{R_4^2} \right); \\
A_6 &= \left(\frac{3 h_1 R_4}{\operatorname{tg} \alpha} + R_4 h_1 \operatorname{tg} \alpha - R_4^2 \operatorname{tg}^2 \alpha - 3 R_4^2 - 0.25 h_1^2 - \frac{0.75 h_1^2}{\operatorname{tg}^2 \alpha} \right)
\end{aligned}$$

Составляющие приведенного давления выдавливания, учитывающие затраты на срезы и трение, рассчитываются по выражениям:

$$\begin{aligned}
\Delta \bar{p} &= \frac{1}{\sqrt{3}} \left(\frac{R_3 h}{(R_3^2 - R_4^2)} + \operatorname{tg} \alpha \right); \\
\Delta \bar{p}_{t4-8} &= \frac{2 R_4 h_1}{\sqrt{3} (R_3^2 - R_4^2)}; \\
\Delta \bar{p}_{t4-5} &= \frac{1}{\sqrt{3} (R_3^2 - R_4^2) \operatorname{tg} \alpha} \left| \frac{R_3^2 - R_4^2}{2} + B_1 (R_3 - R_4) + [B_1^2 - R_4^2] \times B_2 \right|; \\
B_1 &= R_4 - \frac{h_1}{\operatorname{tg} \alpha}, \quad B_2 = \ln \left(1 + \frac{R_3 - R_4}{h_1} \operatorname{tg} \alpha \right); \\
\Delta \bar{p}_{ca} &= 2 \mu (1 + \operatorname{tg}^2 \alpha) \Delta \bar{p}_{c4-5}. \tag{5.14}
\end{aligned}$$

Из графиков зависимости давлений деформирования в блоке прямого выдавливания (рис. 5.20–5.22) видно, что получение деталей типа гильз с относительно тонкими стенками требует значительных энергетических затрат. Вместе с тем, имеются оптимальные значения углов наклона стороны трапецидального модуля, по которым можно подготовить геометрию инструмента и вместо затрат на срезы получить значительно меньшие при холодном деформировании расходы сил на контактное трение.

При теоретическом анализе силового режима и выводе расчетных зависимостей для приведенного давления было принято допущение об идеальной пластичности деформируемого материала ($\sigma_s = \text{const}$). Для средней интегральной оценки степени деформации используют различные показатели, основанные на соотношении исходных размеров (площадей) с размерами, полученными после выдавливания. Для уточнения величины степени деформации анализируют преобладающий вид деформации в характерных областях заготовки путем учета особенностей геометрии [173, 197].

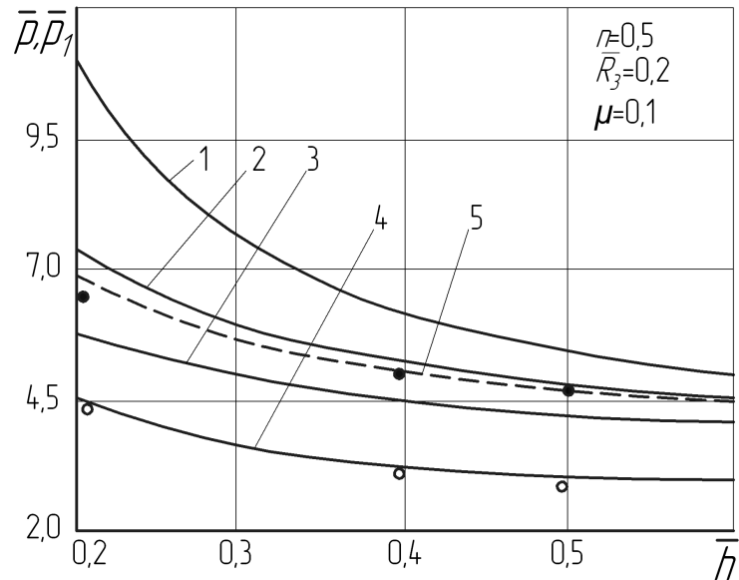


Рис. 5.20. Зависимости приведенного давления от геометрических параметров при радиальном выдавливании (1 – комбинированный модуль, 2 – трапецидальный модуль, 3 – прямоугольный модуль, 4 – криволинейный модуль) и при радиально-прямом выдавливании (5)



Рис. 5.21. Детали, полученные радиально-прямым выдавливанием с обратием

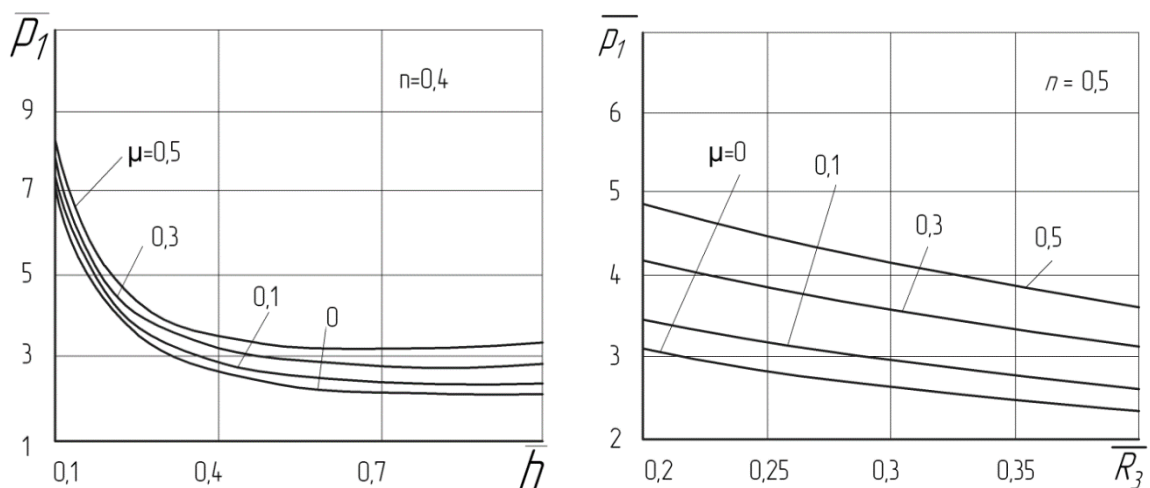


Рис. 5.22. Графики зависимости приведенного давления от параметров радиального выдавливания ($\bar{H}_1 = 0.3$, $\bar{R}_3 = \bar{R}$)

Один из методов учета упрочнения материала, предложенный Р. Хиллом [1, 8], основан на определении интенсивности деформации и вычислении истинного значения напряжений с использованием кривых упрочнения или эмпирических зависимостей для используемых материалов. Если допустить, что трение по поверхности контакта достаточно мало влияет на распределение деформаций в очаге деформаций, среднюю интенсивность деформации можно определить, приняв ее равной приведенному давлению всего процесса $\bar{p} = \bar{p}_1 + \bar{p}_2$.

Были проведены экспериментальные исследования процесса радиального центростремительного и радиально-прямого выдавливания деталей типа втулок с внутренними фланцами из трубчатых заготовок (свинец С1 и алюминиевый сплав АД1 и АМцМ) с диаметральными размерами 45x28 мм и высотой 50 мм [218, 219]. Для радиально-прямого выдавливания расчетные значения давлений \bar{p} определены для промежуточного этапа при максимальном значении сил деформирования и представлены вместе с результатами экспериментальных исследований на рис. 5.20 (кривая 5 и опытные точки ●; толщина стенки \bar{s} равна толщине фланца \bar{h}). Установлено, что теоретические решения приблизительно совпадают с экспериментальными данными, при этом погрешность вычислений составляет 10...15%.

Результаты экспериментальных исследований подтверждают адекватность разработанных математических моделей и их приемлемость для выполнения технологических расчетов.

5.2.2 Формоизменение заготовки при комбинированном радиально-прямом выдавливании с обжатием

Для исследования закономерностей формоизменения и деформационного режима радиально-прямого выдавливания с обжатием, определение компонент деформации, формы и размеров очага деформации использовали экспериментальные методы и МКЭ.

Процесс комбинированного выдавливания на конической оправке в зависимости от относительного расположения оправки и переходной кромки матрицы можно разделить на схемы с нулевым, положительным и отрицательным зазорами (рис. 5.23) [218–221]. Исследование НДС заготовок, проведенное с использованием комплекса QForm-2D позволили определить особенности формообразования деталей при радиально-прямом выдавливании с обжатием.

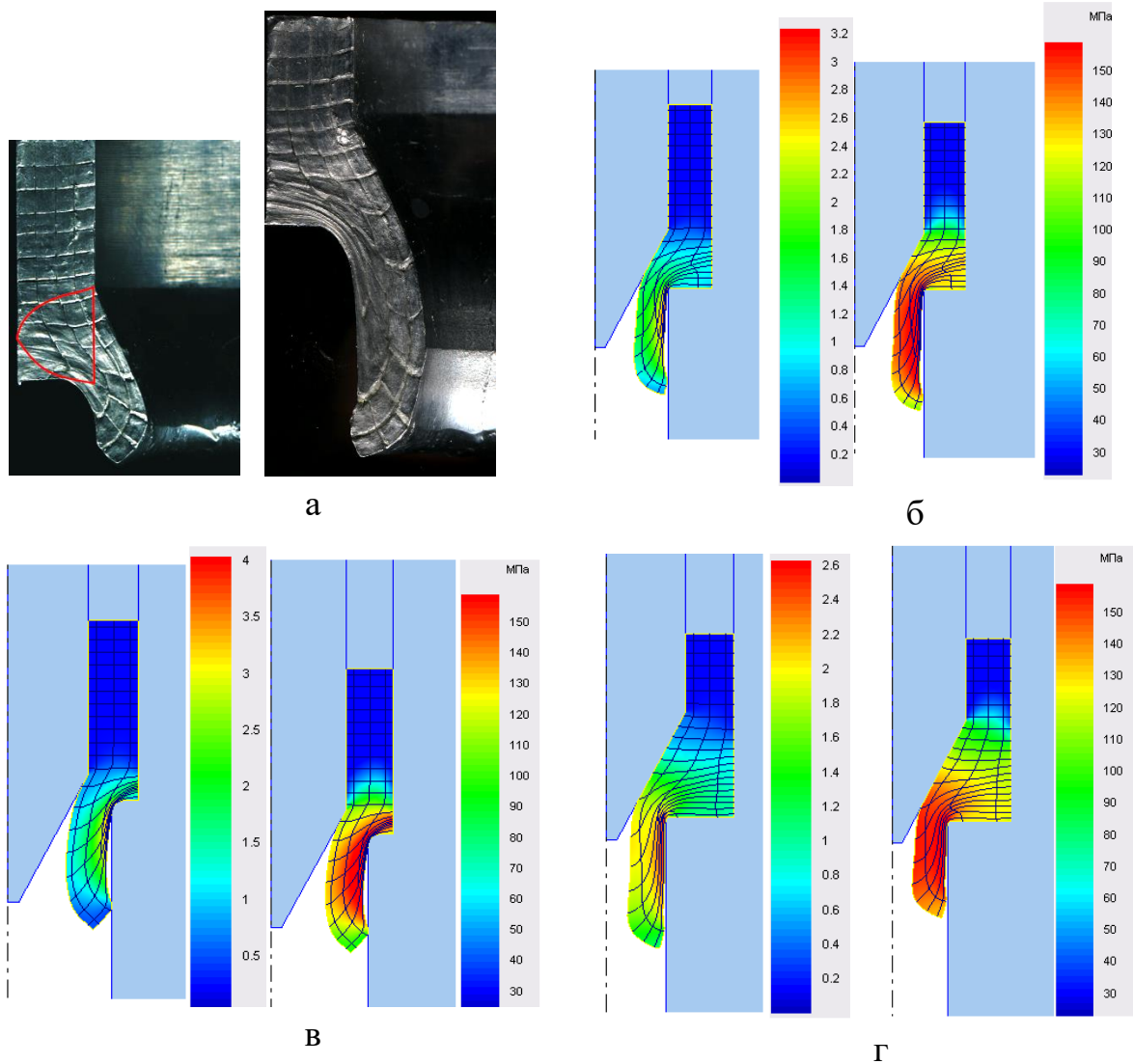


Рис. 5.23. Искажение делительной сетки (а) и распределение интенсивности деформаций и сопротивления деформации для схем с нулевым (б), положительным (в) и отрицательным зазором (г)

Изучение искаженной координатной сетки на различных стадиях процесса выдавливания показало, что характер течения металла отличается заметной неравномерностью (рис. 5.23, а). Очаг деформации сосредотачивается в зоне разворота металла и по своей высоте несколько выше приемной полости, образовавшейся между оправкой и матрицей. Остальная часть заготовки, находящаяся выше очага деформации, практически не деформируется.

Установлено, что при выдавливании по схеме с нулевым зазором высота очага деформации ограничивается высотой приемной полостью образованной между оправкой и матрицей, а максимальная степень деформации сосредотачивается в нижней части заготовки, где металл заготовки сопрягается с инструментом, причем по ходу процесса

происходит снижение по высоте области больших деформаций, что свидетельствует о перемещении очага деформации вниз (см. рис. 5.23, б). При рассмотрении распределения сопротивления деформаций на меридиональной поверхности детали видно, что максимальная ее величина сосредотачивается в районе переходной кромки матрицы, где металл заготовки при истечении разворачивается. Также можно заметить, что менее упрочненным участком по сечению заготовки является участок в нижнем наружном углу исходной заготовки, где образуется небольшая застойная зона.

Аналогичная картина распределения деформаций при выдавливании по схеме с положительным зазором между оправкой и матрицей; максимальная степень деформации сосредотачивается в нижней части заготовки, причем по ходу процесса происходит уменьшение по высоте области больших деформаций, что также свидетельствует о движении очага деформации вниз (см. рис. 5.23, в). Показатели сопротивления деформации распределены идентично самой деформации, и их изменение в очаге деформации по ходу деформирования также соответственно. Наибольшее упрочнение получают наружные слои выдавленной трубчатой части детали.

При сравнении распределения деформаций по меридиональному сечению заготовки в схемах радиально-прямого выдавливания на конусной оправке с положительным, отрицательным и нулевым зазорами можно сделать вывод о том, что наибольший градиент неравномерности распределения деформаций по толщине выдавливаемой стенки наблюдается при выдавливании по схеме с положительным зазором между оправкой и матрицей.

При выдавливании по этой схеме разность между наибольшей степенью деформации, которая сосредоточена на внешней стороне выдавливаемой стенки, и наименьшей на внутренней стороне достигает 2,0. При выдавливании по схеме с отрицательным зазором разность между наибольшей и наименьшей степенью деформации по толщине стенки достигает 0,5–0,6 (см. рис. 6.47, г). Таким образом, при изготовлении трубчатой детали с одной и той же толщиной стенки по различным схемам процесса неравномерность распределения механических свойств будет меньшей при комбинированном выдавливании по схеме с отрицательным зазором между оправкой и матрицей.

По искажению делительной сетки рассчитывали значения компонент и интенсивности деформации для нескольких последовательных стадий выдавливания. Деформирование проводилось поэтапно. Через каждые 2–4 мм хода деформирующего пуансона сканировалась поверхность

заготовки, на которой нанесена сетка. Результаты приведены на рис. 5.24. Заготовка имела размеры $\varnothing 45,0$ и $\varnothing 28,0$ мм и высоту 30 мм. Сетка была нанесена строганием на меридиональную плоскость заготовки, предварительно распиленную и шлифованную, и имела базу 2 мм. Расчет вели в MathCAD. Вычислены значения главных компонент деформаций и интенсивности итоговой деформации ϵ_i по формулам, приведенным в работе [133].

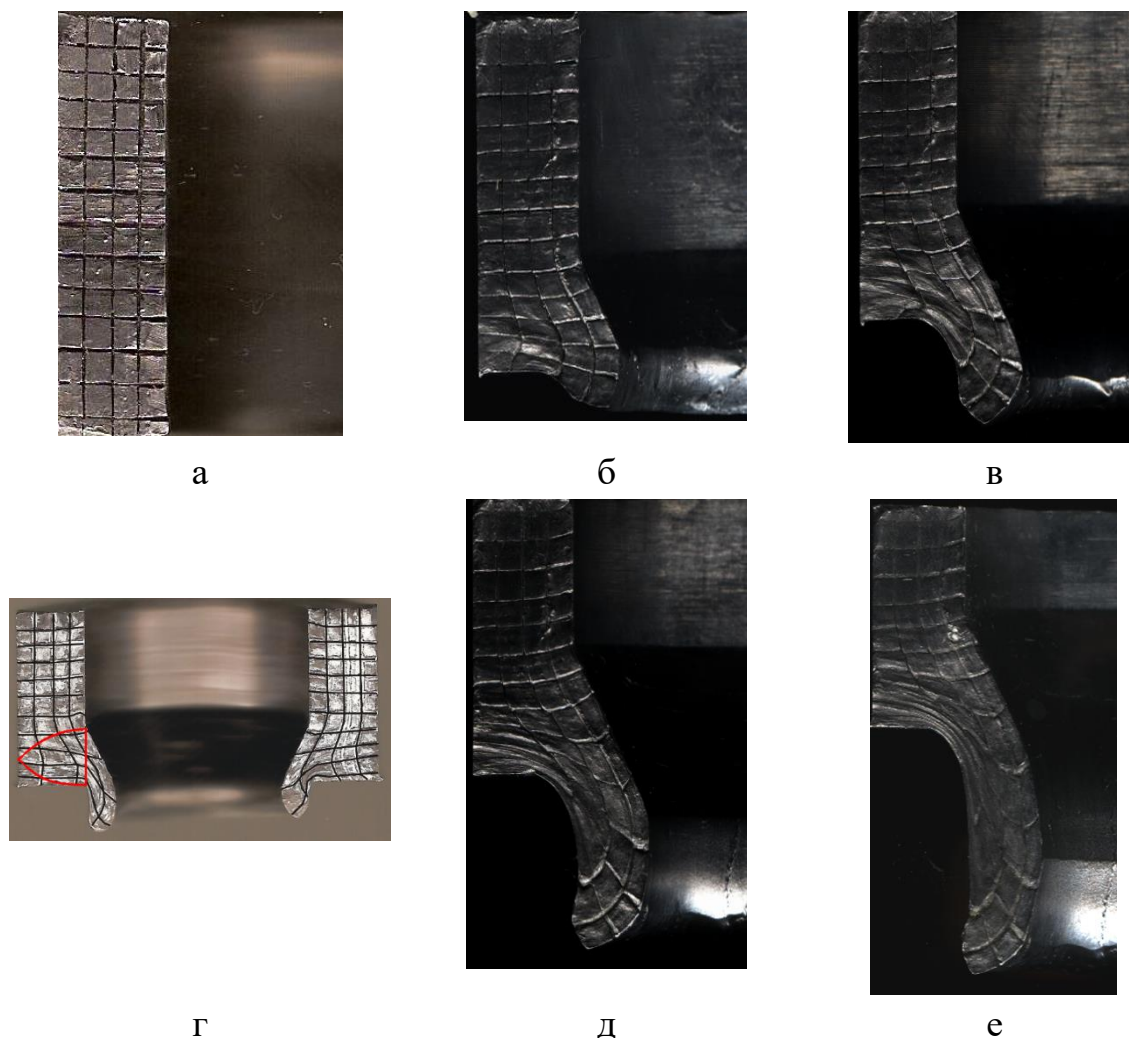


Рис. 5.24. Картины поэтапного искажения делительной сетки при радиально-прямом выдавливании с обжатием на конической оправке

На рис. 5.25 показаны построенные по результатам расчета поля распределений и линии равных значений компонент деформаций.

По распределению логарифмических деформаций по объему деформируемой заготовки детали видно, что очаг деформации находится в зоне течения металла, где металл меняет свое направление с радиального на прямое. Наибольшие значения деформации находятся на кромке матрицы, где интенсивность деформаций достигает 2 единицы.

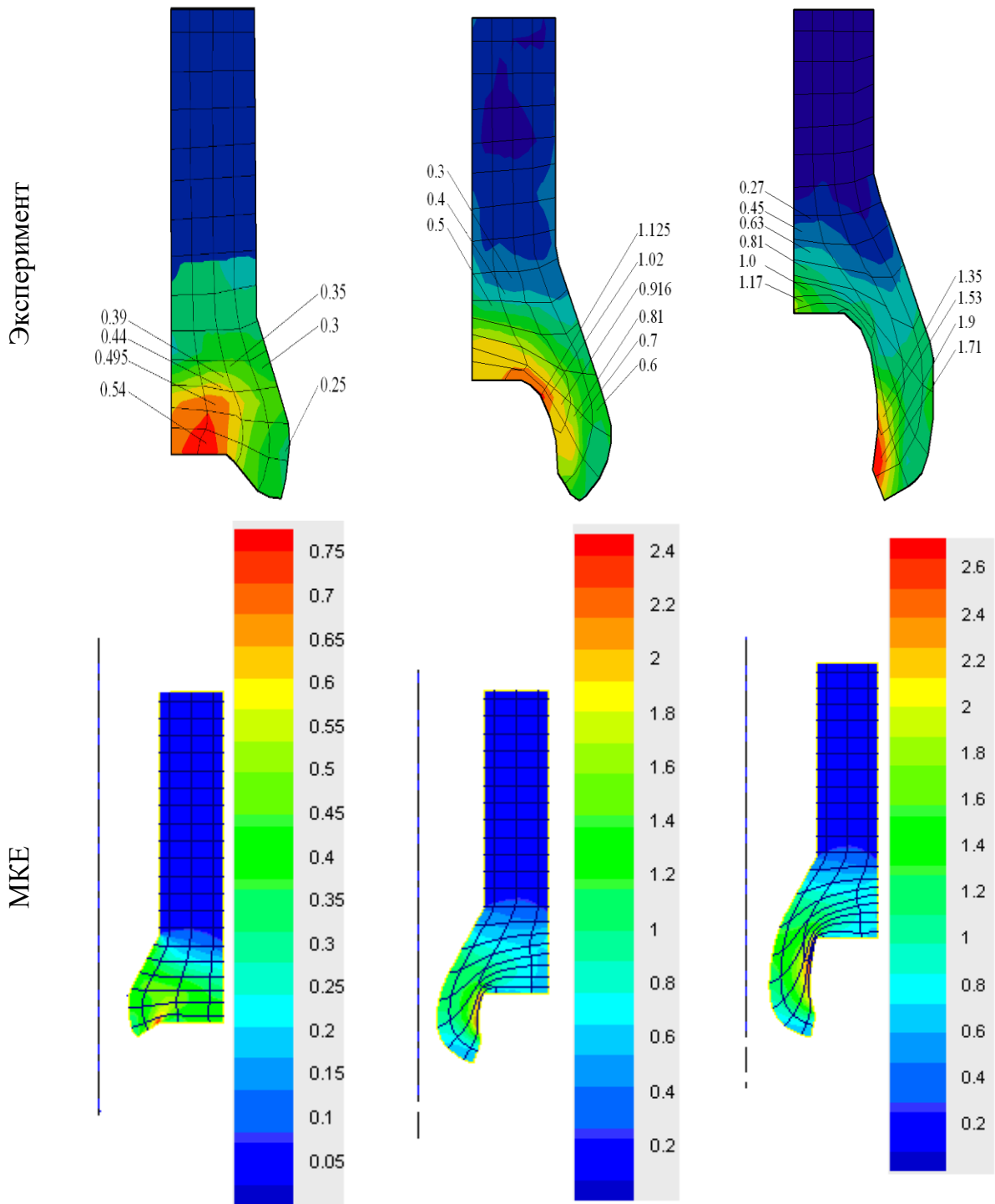


Рис. 5.25. Распределение интенсивности логарифмических деформаций при радиально-прямом выдавливании на конической оправке

При изучении распределения логарифмических деформаций на наружной поверхности детали установлено, что максимальная степень деформации сосредотачивается в нижней части заготовки [221].

Здесь металл заготовки сопрягается с инструментом, причем по ходу процесса происходит снижение по высоте области больших деформаций,

что свидетельствует о движении очага деформации вниз. Также можно заметить, что существует небольшая застойная зона по высотной деформации, которая сосредоточена в непосредственной близости от матрицы. Эта зона образуется в большей степени из-за трения между заготовкой и инструментом.

Полученные результаты позволили изучить поэтапную картину распределения деформаций при радиально-прямом выдавливании.

Изучение искаженной координатной сетки (см. рис. 5.24) на различных стадиях процесса выдавливания показало, что характер течения металла неравномерный. На начальном этапе пластическая деформация сосредотачивается в зонах, ограниченных параболическими поверхностями, обозначенных условно линиями на рис. 5.24, г.

Находящийся между этими поверхностями объем металла имеет более интенсивную деформацию, а внешний участок заготовки получает незначительную пластическую деформацию или деформируется упруго.

В ходе исследования выявлено, что распределение деформации по очагу неодинаково: наиболее деформированными являются зоны, прилегающие к переходной кромке, лежащей на матрице. Это свидетельствует о том, что данная зона является опасной и требует повышенного внимания при разработке технологической оснастки и технологического процесса. При проектировании технологии с целью снижения неравномерности деформации в критических зонах надо уделить особое внимание геометрии переходных кромок, а именно радиусам закруглений и фаскам формообразующих инструментов (матриц).

Форма деталей, которые возможно получать данным способом, разнообразна. Возможно изготовление полых деталей с переменной толщиной стенки с практически любым набором утолщений по высоте детали, с любым их взаимным расположением и величиной утолщений, которая лимитируется лишь исходной заготовкой и инструментом. Некоторые из типов деталей, которые возможно получать способом радиально-прямого выдавливания на плавающей оправке, представлены на рис. 5.26.

Детали данного типа могут найти применение в различных областях машиностроения, приборостроения и значительно снизить затраты на производство различных машин и механизмов.

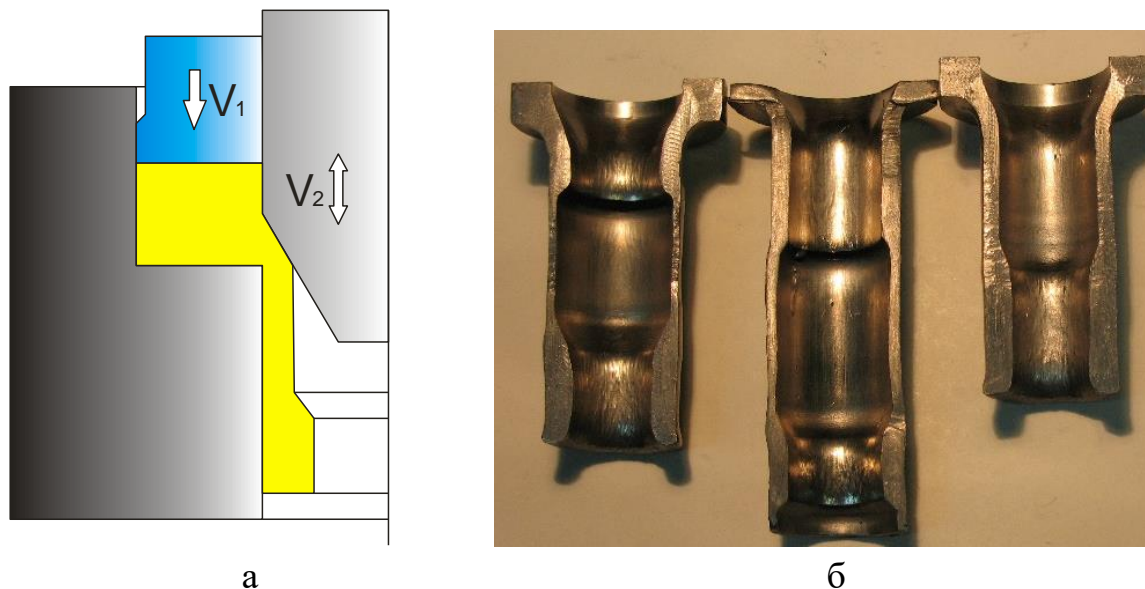


Рис. 5.26. Схема процесса (а) и детали с переменной толщиной стенки (б), полученные радиально-прямым выдавливанием с обжатием

5.3 Комбинированное выдавливание–разделение полых деталей

В промышленности широко применяются полые детали типа колец и втулок разного типоразмера и конфигураций. Существует ряд способов штамповки полых деталей типа втулок и колец: гибки и сварки листовых и прутковых заготовок, выдавливание с пробивкой перемычки, вырубка из письма и др. Однако такие способы не обеспечивают рационального использования металла, производительность штамповки и качество деталей.

Известен способ получения колец радиальным выдавливанием с последующим отделением полученной детали от многоштучной прутковой заготовки (см. рис. 5.26, схема д) [96]. Для обеспечения высокого качества поверхности раздела пробивки по новым способам осуществляется не верхним остатком заготовки, а непосредственно пуансоном [165–167].

Новый способ для изготовления колец с гладкой поверхностью отверстия осуществляется следующим образом [165, 166] (рис. 5.27). В матрицу 1 (составленную из двух полуматриц) на торец контрпуансона 2 укладывают многоштучную заготовку 3. Полость матрицы образована двумя полуматрицами, верхней и нижней. Пуансон 4 движется вниз со скоростью V_n . Под влиянием пуансона 4 начинается деформирование заготовки и заполнение радиально выдавливаемой металлом круговой полости матрицы, то есть образование фланца. На этой стадии контрпуансон 2 неподвижно (застопорен) цангой. Аналогом контрпуансона является многоштучная заготовка в виде прутка конечных размеров,

которая содержится на этом этапе цанговым зажимом [167]. При столкновении периферии фланца со стенкой полости матрицы начинается стадия заключенного радиального выдавливания (с подпором). К концу этой стадии при получении относительно толстых фланцев (преимущественно для фланцев с соотношением $h/R_0 \geq 0,5$) полость матрицы заполняется практически полностью, за исключением верхнего угла на периферии фланца. Этот угол может быть заполнен при погружении пуансона или при выполнении варианта способа с подсадкой (высадкой) фланца сближением полуматриц на стадии разделения – пробивки отверстия в кольце. После этого начинается стадия пробивки, когда кроме пуансона 4 вниз начинает перемещаться контпуансон 2 (остаток выходного прутка) с той же или с меньшей скоростью.

Исследование напряженного состояния заготовки при радиальном выдавливании с последующим отделением проводили МКЕ в программе Deform 3D. МКЕ позволил получить картины распределения интенсивности деформаций и напряжений в заготовке, которая деформируется, из алюминиевого сплава АД31. Кривая упрочнения сплава описывается уравнением $\sigma_s = 191,5 \cdot e^{0,203}$

Сравнение НДС проводили для трех схем (варианты I, II, III) деформирования: свободное радиальное выдавливание [222], радиальное выдавливание с подпором и погружением пуансона и радиальное выдавливание с погружением пуансона и подсадки фланца путем сближения полуматриц. Диаграмма «Путь–сила деформирования» (рис. 5.30) имеет участки, отвечающие особенностям протекающей стадии формирования кольца. На первой стадии свободного радиального выдавливания сила плавно возрастает до момента касания периферии фланца стенки матрицы. Затем происходит резкий скачок, практически в 1,5–2 раза. И после начала разделения кольца и прутка также сила резко падает и затем плавно снижается до полного отделения и проталкивания исходной прутковой заготовки в нижнюю полуматрицу.

Установлено, что в начале деформирования (радиальное выдавливание) зона с максимальной интенсивностью деформаций и напряжений находится вблизи кромки нижней полуматрицы (рис. 5.29). При достижении фланцем боковой поверхности полости матрицы и погружении пуансона в фланец напряжения растут во всем объеме фланца, что свидетельствует о росте гидростатического давления. Это приводит к возникновению среза (чистого сдвига) и отделение полученного кольца (фланца) от многошпунтовой заготовки (рис. 5.30).

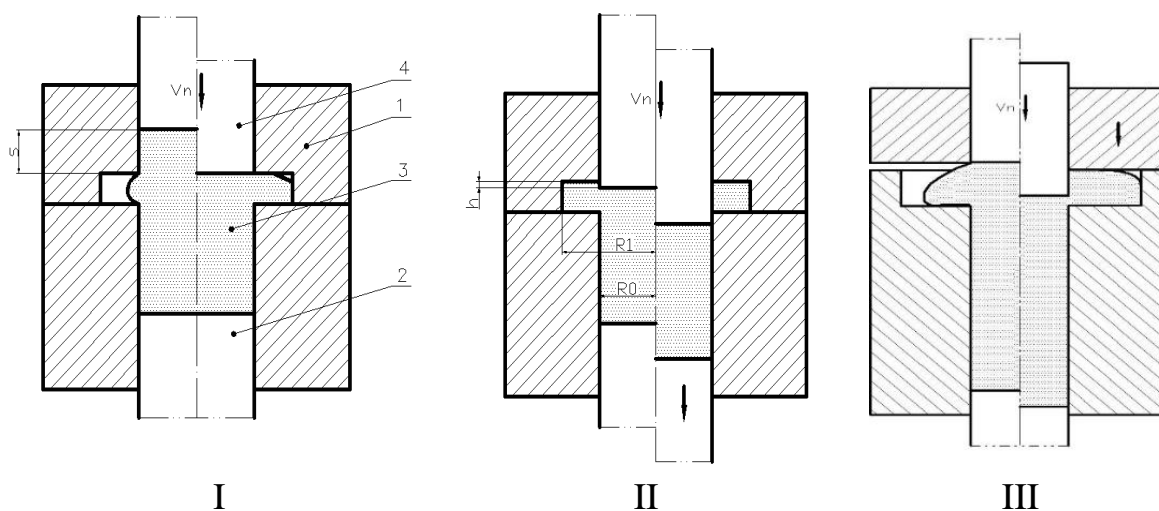


Рис. 5.27. Схемы выдавливания-пробивки колец: без подпора (I), с подпором (II) и с подсадкой фланца (III)

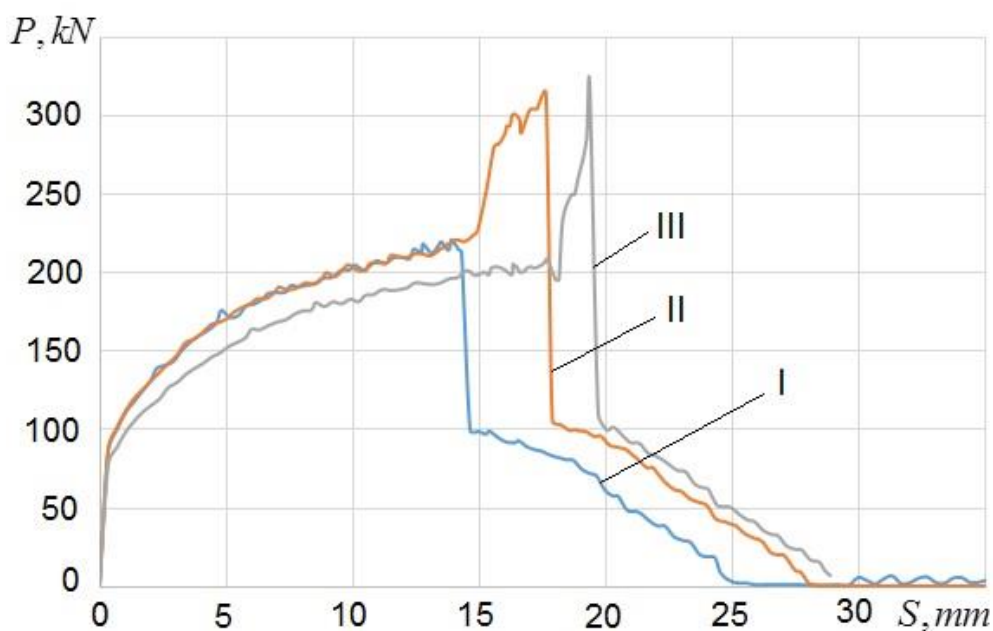


Рис. 5.28. Диаграммы «Путь-сила деформирования» процессов изготовления колец

Для прогнозирования качества поверхности среза напряженное состояние заготовки по сопоставляемым трем вариантам оценивали с помощью таких параметров, как показатель напряженного состояния и величина гидростатического давления в пяти характерных точках P1–P5 на линии предполагаемого разделения (см. рис. 5.29).

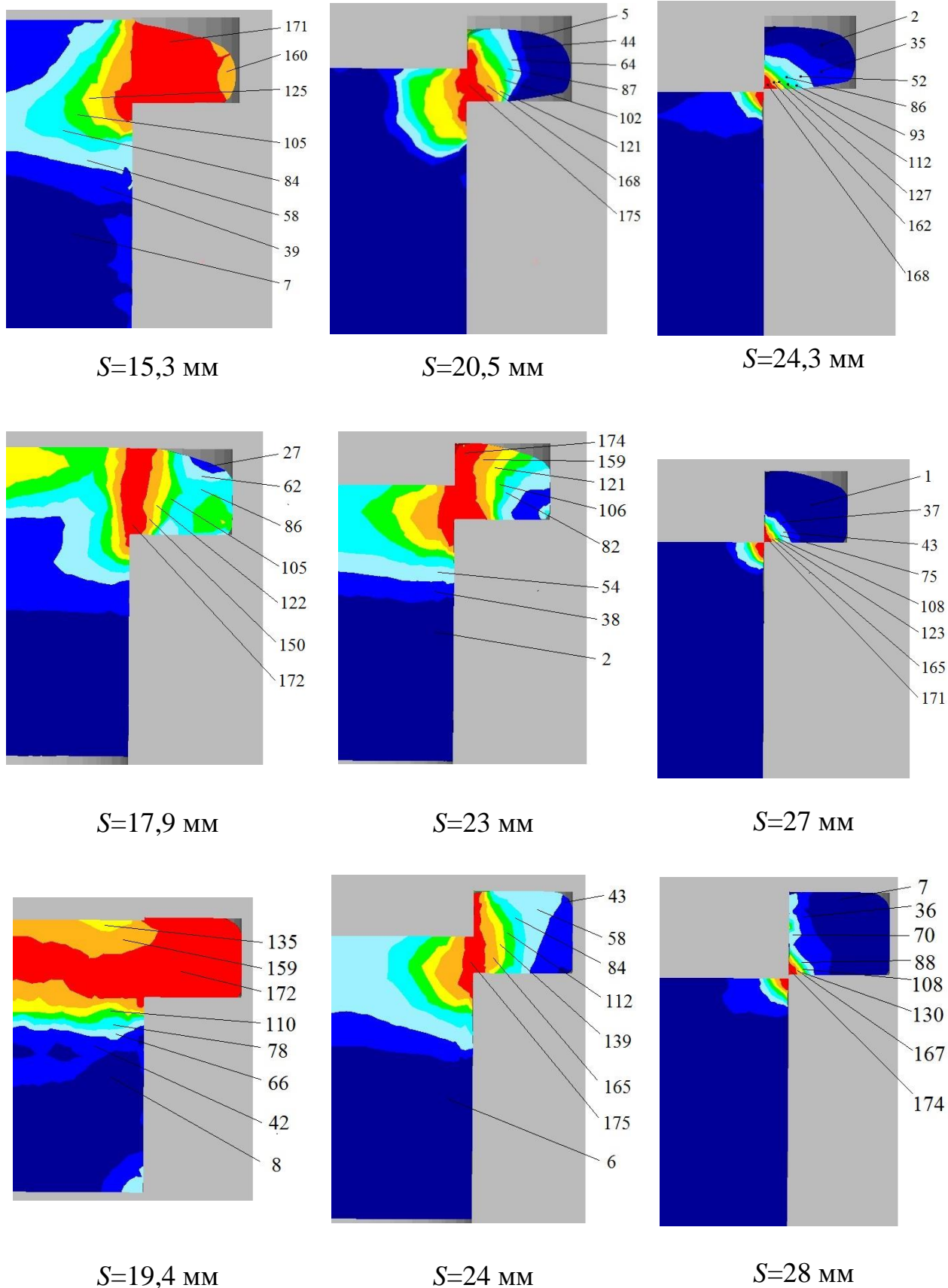


Рис. 5.29. Распределение интенсивности напряжений (МПа) в сечении кольца для различных значений хода пуансона S

Построенные пути деформирования в координатах « $\eta - e_u$ » подтвердили, что значение показателя напряженного состояния для всех точек P1–P3 в начальной стадии процесса находятся в области отрицательных величин, свидетельствует о низкой вероятности разрушения на этой стадии [222]. Параметр лишь незначительно достигал положительных значений на этапе разделения заготовки. При радиальном выдавливании с внедрением пуансона и подсадкой фланца достигнуто максимальное отрицательное значение показателя, что свидетельствует о достижении лучшей пластичности металла. Для всех точек также характерно нарастание гидростатического давления с начала процесса, хотя более выразительным влияние схемы деформирования. Характерно значительное увеличение гидростатического давления в очаге деформации во всех точках при выполнении процесса по третьему варианту (с подсадкой фланца) до определенного момента начала разделения. Этот момент соответствует примерно половине пути внедрения пуансона в формируемое кольцо. Вопреки ожиданиям, заметного смещения момента падения давления по ходу процесса при третьем варианте не наблюдается. То есть, момент начала зарождения трещин разрушения по пути во всех вариантах можно считать одинаковым. Но при этом, по третьему варианту во всех точках среднее напряжение превышает 300 МПа, что в 2,5–3 раза выше значения этого показателя во втором варианте процесса.

Показатель напряженного состояния η в области предполагаемого разделения заготовки и детали в схеме с использованием внедрения пуансона в тело фланца составляет -9,3, а для радиального выдавливания с внедрением и подсадкой (на этапе разделения заготовки и детали) показатель напряженного состояния η составил -11,15.



Рис. 5.30. Детали типа колец, полученные при радиальном выдавливании с внедрением пуансона в тело фланца

Это указывает на сжимающие напряжения в этой области, а следовательно, и увеличение пластичности металла и улучшения качества среза в отличие от схем со свободным истечением металла и радиального выдавливания без внедрения пуансона, где показатель напряженного состояния η составил -0,58 и -5,36 соответственно.

Процесс радиального выдавливания с последующей пробивкой пуансоном при одновременной подсадке фланца позволяет получить детали типа колец с четко оформленной внешней поверхностью кольца и качественной поверхностью отверстия (см. рис. 5.30).

Малоотходные способы изготовления деталей типа втулок

Получение втулок из пруткового проката комбинированным способом выдавливания – сквозной прошивки представляет особый интерес ввиду высокой экономичности и производительности процесса. Суть способа в том, что калиброванные заготовки укладываются друг на друга в матрицу на торец контрпуансона. При рабочем ходе пуансон с коническим торцом прошивает верхнюю заготовку насквозь (см. рис. 2.2, схемы 1–3) [95, 223, 224].

Процесс сквозной прошивки исследовали методом конечных элементов в программном комплексе Deform 3D. Материал заготовки АМцМ. Деформирование проводилось со скоростью 1 мм/с при температуре 20°C, коэффициент трения по Зибелю равен 0,08. В табл. 5.2 представлены схемы деформирования (строка 1), распределение интенсивности логарифмической деформации по сечению стенки втулки (строка 2) и контур стенки получаемого изделия (строка 3). Моделировалась прошивка трех заготовок диаметром 30 мм пуансоном с профилированным торцом и диаметром 20 мм.

Известно, что использование цилиндрических заготовок с плоскими торцами (табл. 5.2, схема А1) приводит к образованию такого дефекта, как утяжина (скос) на торцах получаемой втулки, вызванная неравномерной скоростью истечения металла в зазор между пуансоном и матрицей. Деформация внешних и внутренних слоев детали также отличается значительной неравномерностью. Наибольшую логарифмическую степень деформации приобретают внутренние слои втулки (до 1,43), а внешние слои – наименьшую деформацию (около 0,8). Вследствие этого на торцах втулок образуются дефекты типа скосов (утяжин).

Таблица 5.2

Распределение интенсивности деформаций ϵ_1 по сечению втулки и форма полученной втулки в зависимости от схемы деформирования и формы заготовки

	<i>A</i>	<i>B</i>	<i>B</i>	<i>Г</i>	<i>Д</i>	<i>Е</i>
	Заготовки с плоскими торцами	Заготовки с коническими торцами	Заготовки со сферическими торцами	Заготовки с коническими торцами	В подвижной матрице	Прямое выдавливание после сквозной прошивки

207

Для снижения указанного дефекта рекомендуются к применению несколько способов: использование подготовленных заготовок с коническими и сферическими торцами (схемы *Б1-Г1*), а также выдавливание в подвижной (однонаправленно с пуансоном) матрице, что создает реактивное контактное трения (схема *Д1*) [225–227].

При использовании заготовок с конусными торцами и подвижной матрицей наблюдается некоторое уменьшение утяжины на торцах втулок. При увеличении скорости движения вниз матрицы наблюдалось образование зажима на нижнем торце втулки. Установлено, что торец втулки с наименьшим дефектом типа скосов (утяжин) получается в результате использования заготовки со сферическим торцом. Однако и этим способом дефект полностью не устраняется и полученные детали необходимо дорабатывать калибровкой торцов.

Установлено, что снижение неравномерности деформации в стенке втулки способствует дальнейшее прямое выдавливание на оправке (схема *Е1*). При реализации данного способа (см. рис. 4.30) перед прямым выдавливанием блок прошитых втулок устанавливают в матрицу, перевернув на 180° [164]. При такой деформации внешние слои втулки прорабатываются больше, чем внутренние слои, что обеспечивает равномерное распределение деформации по меридиональному сечению детали, а торцы втулки выравниваются. Снижение неравномерности деформации по сечению стенки втулки, прошитой со средней степенью деформации 0,59, при прямом выдавливании со степенью 0,92 произошло в два раза (рис. 5.31).

Экспериментальное исследование процесса было проведено для подтверждения результатов моделирования процесса сквозной прошивки с использованием заготовок с плоскими (рис. 5.32) и профилированными торцами (рис. 5.33). Подтверждено, что сквозная прошивка происходит без поперечного разрыва волокон. Конический пуансон погружается в тело заготовки и при дальнейшем ходе раздвигает слои металла, и при этом направление волокон металла повторяет контур получаемой детали. Таким образом, внутренние слои втулки сильнее перемещаются вниз деформирующим пуансоном, чем внешние, в результате чего и образуются дефекты типа утяжин.

Предложены также безотходные способы получения втулок – это процессы комбинированного радиально-прямого выдавливания. Так радиально-прямое выдавливание с «центробежным» радиальным течением металла позволяет получать детали типа втулок с минимальными энергозатратами [161]. Схема радиально-прямого выдавливания с

центростремительным течением металла (на конической оправке) позволяет безотходно получать детали типа втулок различной конфигурации, как гладкие, так и сложнопрофилированные изделия [162, 163].

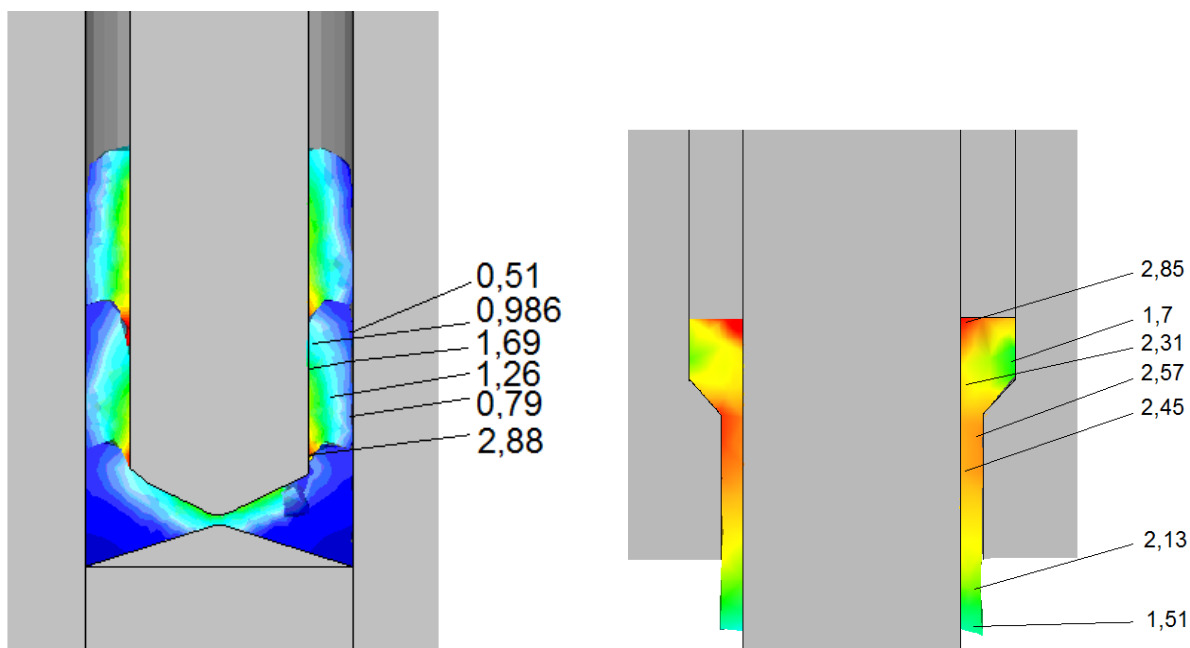


Рис. 5.31. Способ снижения неравномерности деформации и выравнивания торцов втулки, полученной сквозной прошивкой



Рис. 5.32. Дефект типа утяжины, полученный на торцах втулки



Рис. 5.33 Комплект втулок после сквозной прошивки

Разработана модель процесса радиально-прямого выдавливания полых детали с фланцем, позволившая установить закономерности развития

силового и деформационного режимов. Установлено, что в основном диапазоне геометрических параметров относительная скорость истечения в прямом направлении преимущественно равна единице и это может сопровождаться отделением сформированного фланца. Выявлена область критических параметров процесса, в которой вероятно отделение фланцевой зоны вследствие возникновения поверхности раздела течения с интенсивными сдвиговыми деформациями.

Проведен анализ процесса возникновения отклонений формы полых деталей с фланцем при радиальном и продольном выдавливании при помощи моделей, полученных энергетическим методом и МКЭ, и установлены критические значения относительных толщин фланцев, при которых появление дефектов в виде утяжин вероятно. Методом конечных элементов получены имитационные модели, подтверждающие результаты оценки дефектообразования, а также возможность управления процессом появления дефектов и их размерами при помощи фактора контактного трения и величинами влияющих технологических параметров.

Энергетическим методом верхней оценки разработана модель силового режима для процесса комбинированного (последовательного) радиально-прямого выдавливания с обжатием полых изделий из трубчатых заготовок. Установлено, что поле скоростей, содержащее криволинейные треугольные кинематические элементы лучше соответствует экспериментально установленной картине деформаций и обеспечивает наименьшие верхние оценки давлений выдавливания. При этом уточнение верхних оценок давлений деформирования за счёт их снижения составляет 20...70%.

Экспериментальные оценки адекватности разработанных математических и компьютерных моделей по силовому режиму и закономерностям формоизменения подтверждают приемлемость математических моделей для технологических расчетов давлений деформирования и оценки напряженно-деформированного состояния деталей.

Установлены возможности новых способов малоотходного и безотходного выдавливания полых деталей: сквозной прошивки деталей типа втулок, выдавливания-пробивки деталей типа колец из многоштучной заготовки, выдавливания полых деталей с предупреждением дефектов формы при помощи формирования временных (технологических) буртов.

6. ПРАКТИЧЕСКОЕ ПРИЛОЖЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ ИССЛЕДОВАНИЙ

6.1. Проектирование процессов холодного выдавливания

Анализ и обобщение опыта технологической подготовки, в том числе и в условиях эксплуатации САПР, создают возможности для представления работы технолога в виде комплекса взаимосвязанных этапов проектирования, выполняемых в определенной последовательности независимо от способа деформирования и типоразмера поковки.

Научно-методические принципы современных методик проектирования технологических процессов (ТП) базируются на концепции группового метода организации производства деталей [11, 18] и системном подходе к решению поставленных задач [24, 115]. В методике проектирования технологических процессов выдавливания выделены семь основных этапов проектирования, информационное обеспечение и система моделей, которые необходимы для выполнения этих этапов [11, 13–19, 228–231].

На первом этапе проектирования ТП выполняется конструкторско-технологическая классификация деталей, анализ их технологичности, а также условий производства и уровня базовых технологий.

Возможность изготовления деталей способами холодного выдавливания оценивается с помощью баз ограничений, содержащих упрощенные расчетные соотношения и (или) рекомендации по определению значений предельных параметров, которые очерчивают область рационального применения технологических способов выдавливания. Для радиального и комбинированного выдавливания в эту базу включены соотношения, полученные для давлений деформирования (табл. 3.2), для зон бездефектного (без утяжин – рис. 3.31, 3.39) выдавливания и предельной деформируемости (см. п. 4.3) [148].

Второй этап – разработка альтернативных вариантов ТП и их анализ. К исходной информации, необходимой для реализации этого этапа, относится классификатор технологических способов, сведения о типовых процессах выдавливания, базы характеристик оборудования и штампуемых материалов.

Для ряда распространенных типовых операций и деталей расчеты силовых режимов выполняются по подготовленным аналитическим

(см. табл. 3.2) и статистическим моделям и расчетным программам (см. разделы 3 и 5).

Для решения осесимметричных задач на базе простых полей скоростей с элементами прямоугольной и треугольной формы в ДГМА разработаны кинематические элементы (модули) трапецеидальной и треугольной формы с различной ориентировкой прямой наклонной границы [70, 113, 170–172]. Общий вид кинематических элементов, определяется уравнениями, приведенными в табл. 1.2 и 3.1. Элементами такого типа можно описать практически любой очаг деформации.

Программа «Energy Model» предназначена для построения расчетной схемы процесса, выбора полей скоростей и расчета энергетическим методом силового режима процесса холодного выдавливания (рис. 6.1 и рис. 6.2). Язык разработки – Object Pascal, средство разработки – программная среда Borland Delphi 6.0 [215].

Основными операциями, выполняемыми по программе, являются:

- выбор одного из возможных типов кинематических модулей, удовлетворяющих поведению течения металла в определенной зоне деформации (прямоугольные, трапецевидные, треугольные и др.);
- определение геометрических параметров и границ кинематического модуля (длина, высота, углы (для трапецеидальных кинематических модулей)) в системе координат моделируемого процесса, а также направлений течения и разрывов скоростей;
- расчет мощностей сил деформирования, сил среза и сил контактного трения;
- варьирование параметров процесса в определенном диапазоне и исследование их влияния на давление деформирования (с построением графиков).

Третий этап – определение системы критериев для оценки эффективности альтернативных процессов [11, 24]. Исходной информацией для этого этапа служит обобщенная система показателей эффективности технологий и база методов принятия решений [12, 24], а также обобщенные принципы выполнения технологий объемной штамповки [11–15].

Четвертый этап проектирования – выбор наиболее эффективного варианта технологического процесса – реализуется с использованием установленных критериев оценки [24].

Пятый этап – разработка технологического процесса. Оптимальным решением задач данного этапа является их выполнение на персональных компьютерах в диалоговом режиме.

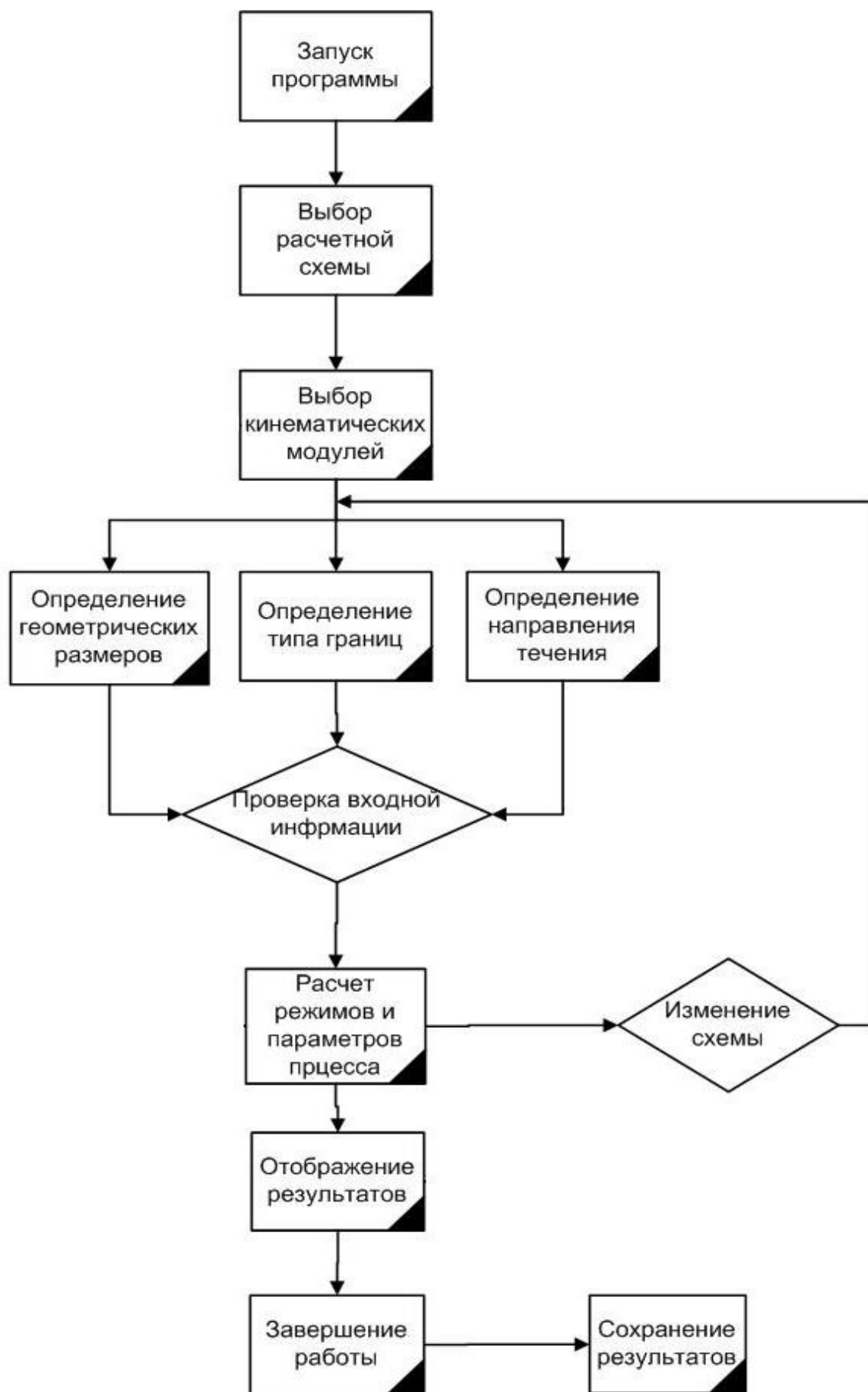
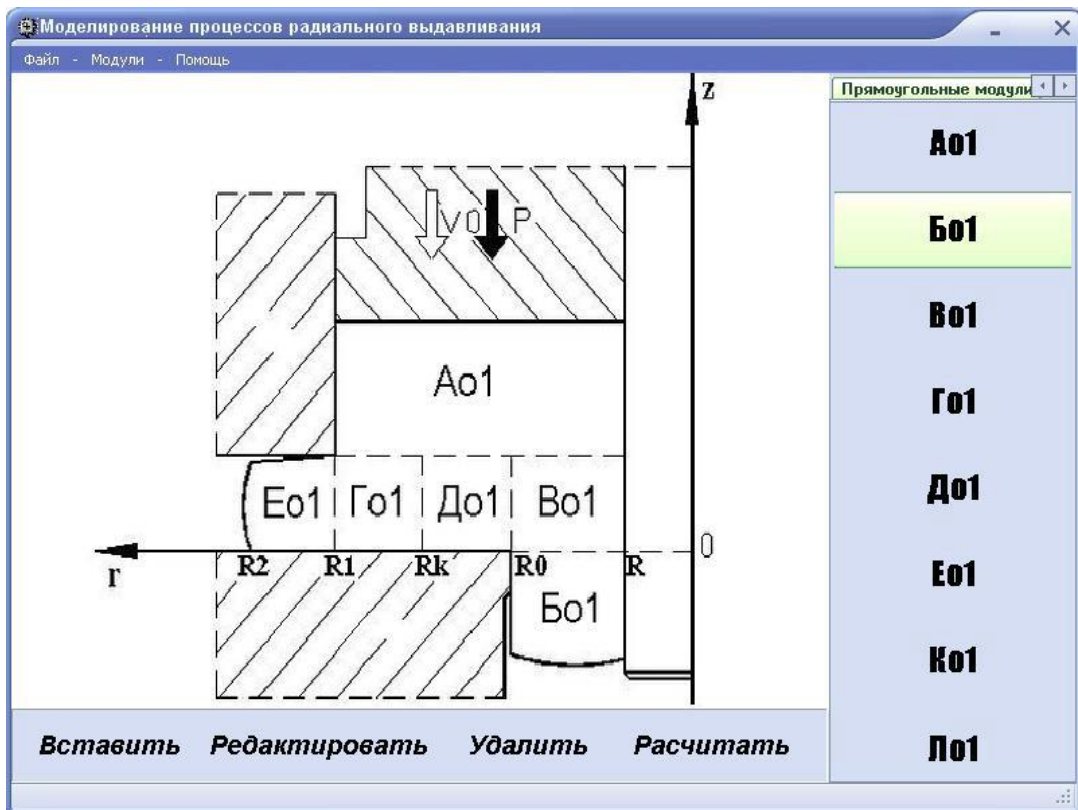
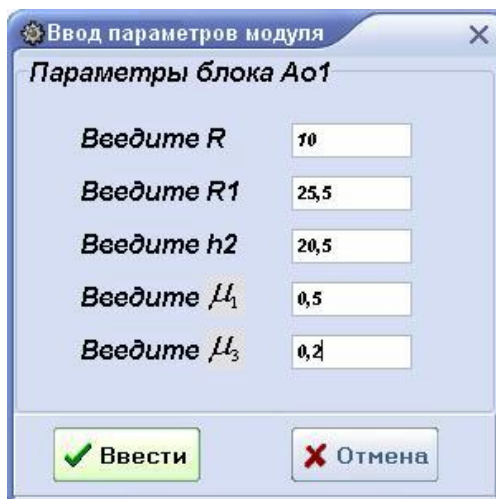


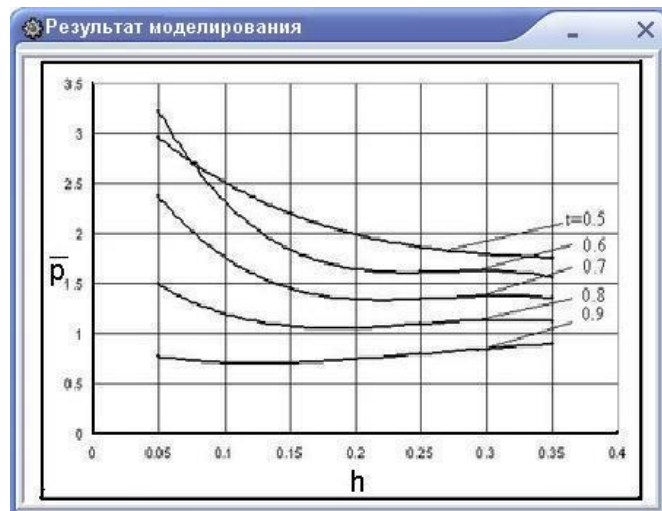
Рис. 6.1. Последовательность действий при работе программы



а



б



в

Рис. 6.2. Главное окно программы (а), ввод параметров кинематического модуля (б) и результат моделирования (в).

На шестом этапе осуществляется детальная разработка технологической оснастки. В качестве исходной информации используют классификаторы штампов и сменных инструментов, в том числе, с разъемными матрицами [11, 15, 102, 103, 115, 116], современные компьютерные системы проектирования штампов [11, 25, 102, 115], а также нормативную и методическую документацию.

Завершающий седьмой этап относится не столько к проектным работам, а состоит в необходимой (на нынешнем уровне развития и распространения технологии холодного выдавливания) опытно-промышленной отработке технологии, а также испытании оснастки.

6.2. Совершенствование способов холодного выдавливания

Исходя из полученной информации о закономерностях формоизменения при выдавливании разработан ряд способов, которые направлены на совершенствование технологий выдавливания и позволяют расширить возможности процессов деформирования за счет усложнения формы деталей, сокращения числа переходов, повышения качества обработки и снижения сил деформирования [155]. Некоторые способы описаны выше при исследовании технологических режимов (см. рис. 5.13–5.15, 4.25, 4.30, 5.27) [164, 189, 195]. Проведенные исследования позволили уточнить модели, прогнозирующие направление преимущественного течения металла в процессах комбинированного выдавливания, расширить представления об особенностях формообразования деталей с фланцем и причинах появления дефектов формы деталей, а также разработать на этой основе новые способы выдавливания.

Способы выдавливания сложнопрофилированных деталей

В развитие процесса радиально-прямого выдавливания с раздачей предложены **некоторые** новые способы комбинированного выдавливания.

Отличительной особенностью нового способа локального деформирования является то, что по способу радиус зоны разворота течения с радиального на прямое истечение является переменным и регулируемым в зависимости от требуемых диаметральных размеров ступенек полый детали (рис. 6.3, а) [232].

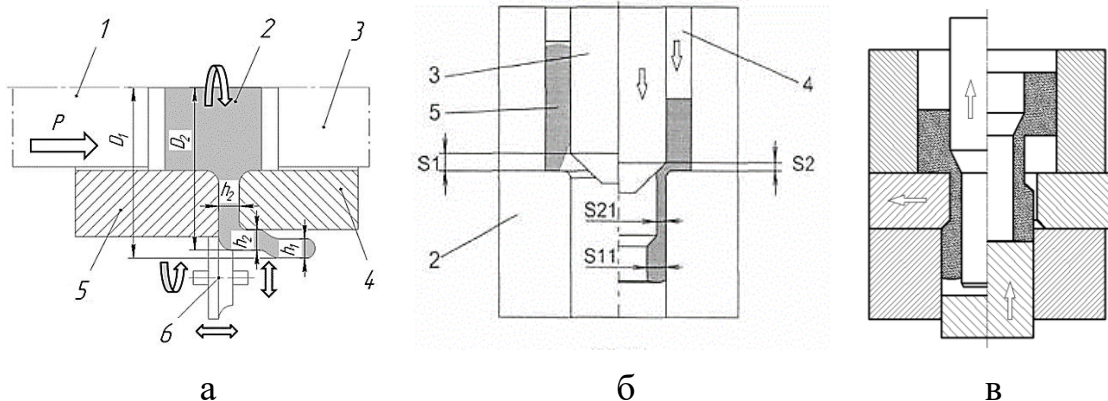


Рис. 6.3. Способы радиально-прямого выдавливания полых деталей с переменной толщиной стенки

Задача получения деталей со ступенчатой внутренней поверхностью по способу радиально-прямого выдавливания решается тем, что выдавливание выполняется из полых заготовки в штампе с подвижной оправкой (рис. 6.3, б) [162]. Полученный этим способом полуфабрикат можно обработать в следующем штампе с разъемными вдоль оси симметрии полуфабриката матрицами и выполнить протяжку цилиндрической оправкой по внутренней поверхности полуфабриката (рис. 6.3, в) [163]. В результате создается возможность изготовления деталей со сложным наружным или внутренним профилем с переменной толщиной стенки (см. рис. 5.26).

Получению сложнопрофилированной детали в штампе с подвижным инструментом служит и способ выдавливания пустотелых деталей (рис. 6.4) [158].

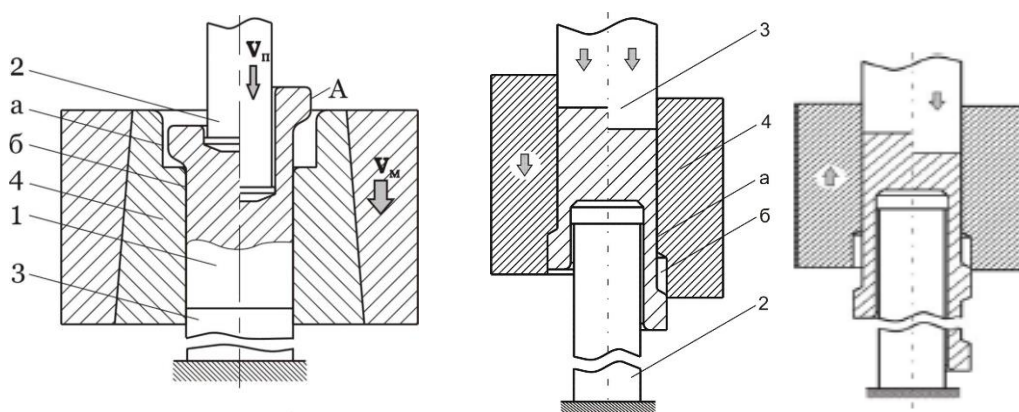


Рис. 6.4. Схема способа комбинированного выдавливания полых деталей с переменной толщиной стенки

При выдавливании по данному способу в момент соприкосновения торцов пуансона 2 и заготовки 1 начинается ее деформирование прошивкой с преимущественно свободным течением металла в полости «а» —

расширенном участке, и формируется верхнее кольцевое утолщение «А» на боковой поверхности изделия. Затем осуществляют следующую стадию деформирования – закрытую прошивку обратным течением (выдавливанием) металла, и происходит формообразование полый части изделия (между утолщениями). Реализация этого способа поэтапного выдавливания стаканов с переменной толщиной стенки осуществляется в штампе за счет того, что устройство дополнительно оснащено промежуточной плитой, на которой устанавливается формообразующая матрица, и приводом для согласованного перемещения матрицы [233].

Способы выдавливания деталей с управлением кинематикой течения металла

По характеру воздействия на получаемое изделие силы контактного трения различают: активное, реактивное, и пассивное. Применение активного трения приводит к ощутимому снижению силовых затрат по сравнению с выдавливанием в неподвижной матрице [2].

Повышения технологических возможностей и качества изделий за счет исключения таких дефектов типа утяжин и поперечных трещин, достигают путем приложения к боковой поверхности заготовки 1 (рис. 6.5), размещенной в матрице 2 при помощи пуансона 4 и контрпуансона 3, сил трения, реверсивно направленных вдоль оси симметрии стакана. Не однонаправленное переменное влияние на боковую поверхность силами трения может способствовать переориентации, выравниванию, залечиванию и полному устранению поперечных трещин [71].

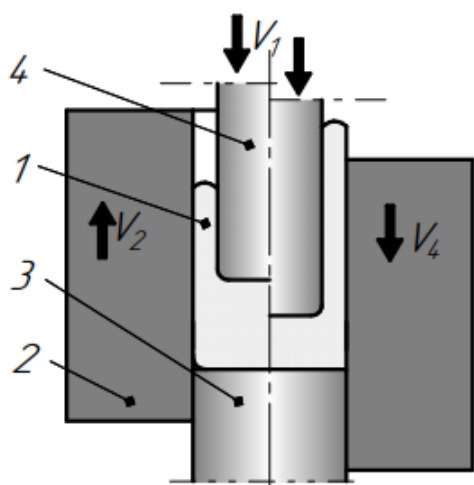


Рис. 6.5. Способ выдавливания с реверсивным трением

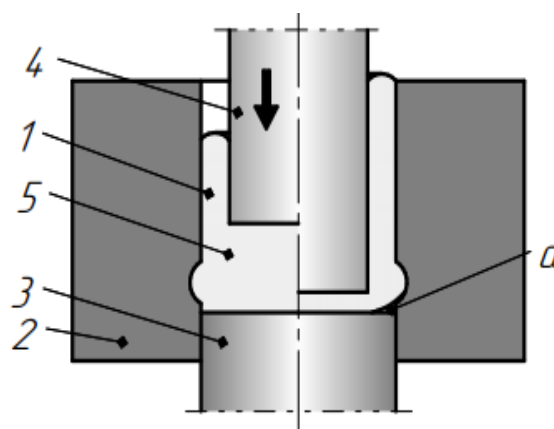


Рис. 6.6. Способ предупреждения дефектов типа утяжин

Задачу уменьшения или устранения наружной утяжины на дне стакана можно решить за счет того, что на боковой поверхности в зоне дна стакана (рис. 6.6) или на дне стакана формируют внешний кольцевой выступ (бурт) путем заполнения углубления, предусмотренного в матрице [234] или на торце контрпуансона [235]. Такой бурт на боковой поверхности оказывает затормаживающее влияние на наружные слои стенки выдавливаемого стакана, предотвращая тем самым отход дна стакана от торца контрпуансона 3 и образование утяжины «а».

Выдавливание с формированием специальных технологических (временных) буртов (рис. 6.7) на поверхности полуфабриката целесообразно для предотвращения утяжин в зонах интенсивного течения металла и при радиальном выдавливании (см. рис. 4.25). Предварительное формообразование на внутренней стороне трубчатой заготовки бурта, расположенного на уровне очага деформации, предотвращает образование утяжин или раздачи отверстия трубчатой части на последующих стадиях интенсивного истечения металла в наружный фланец [156]. Последующая протяжка позволяет качественно деформировать трубчатую часть заготовки, с устранением отклонений от формы этой части.

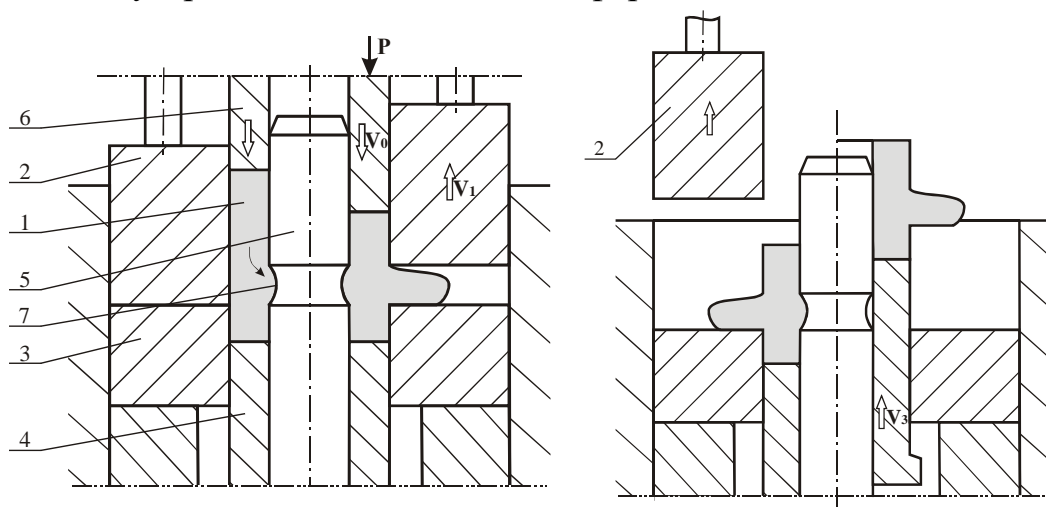


Рис. 6.7. Способ предотвращения утяжин при радиальном выдавливании

Особенность способа комбинированного радиально-прямого выдавливания состоит в том, что в поперечную полость выдавливают металл из средней (по высоте) зоны заготовки, и одновременно в процессе деформирования матрицу 1-3 с поперечной полостью перемещают в направлении прямого выдавливания (рис. 6.8). Таким образом, комбинированное выдавливание осуществляют с разделением очагов деформации истечения металла в продольном и поперечном направлениях [157]. Управление течением металла и устранение совмещения очагов

интенсивной деформации при выдавливании способствует ликвидации трещинообразования – повышению качества (см. рис. 5.13–5.17), а однопереходная штамповка способствует повышению производительности.

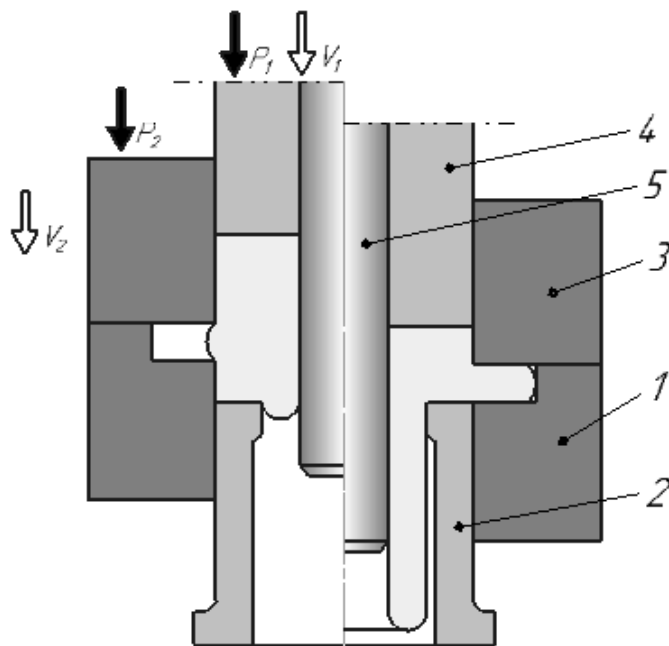


Рис. 6.8. Способ комбинированного выдавливания деталей с фланцем

Комбинирование высадки с выдавливанием является сутью новых способов деформирования, направленных на повышение объема выдавливаемых фланцев, устранение искажений их формы и увеличение предельных диаметров этих фланцев (рис. 6.9) [160], а также на повышение степени проработки металла по всему объему выдавливаемого изделия (рис. 6.10) [159].

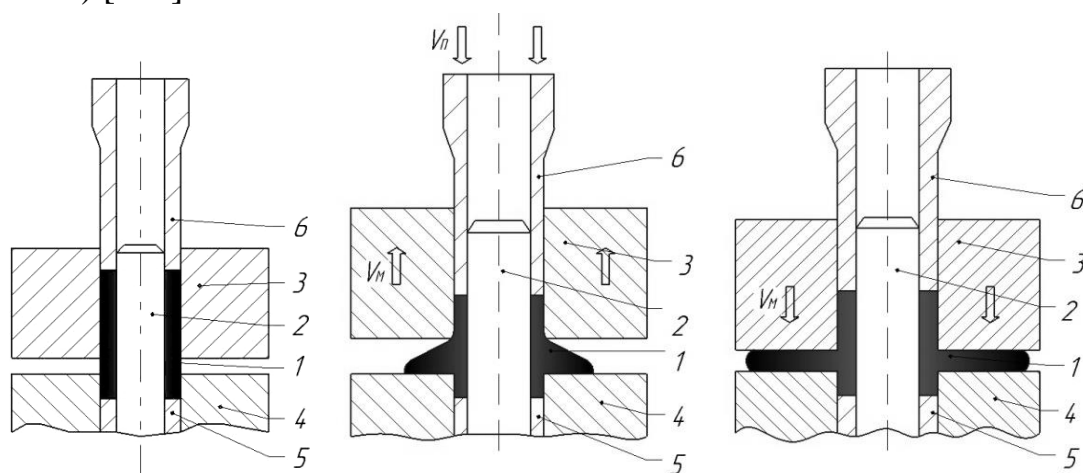


Рис. 6.9. Способ комбинирования радиального выдавливания с высадкой фланца

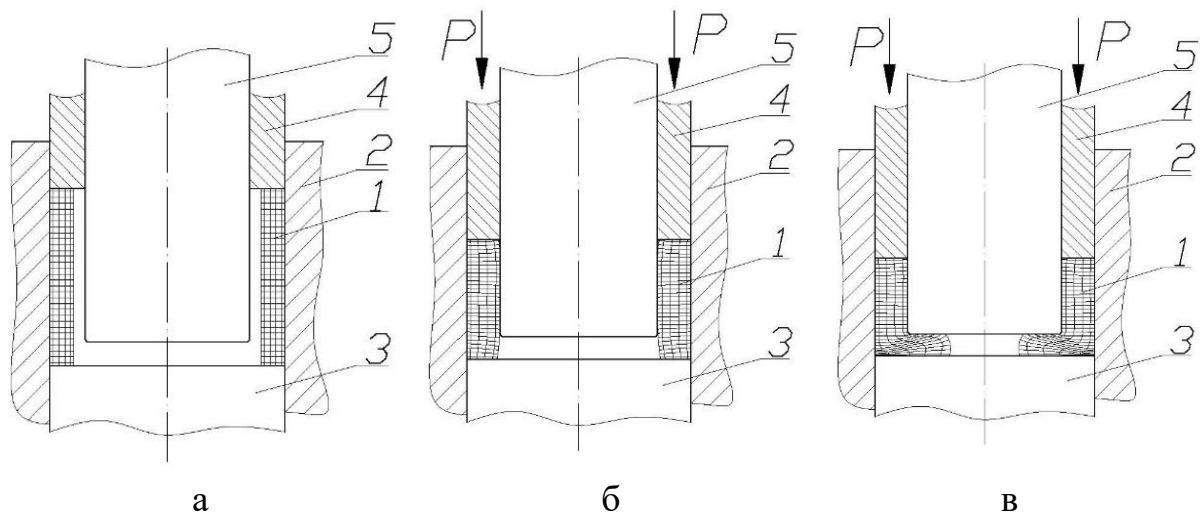


Рис. 6.10. Способ комбинирования радиального выдавливания с высадкой фланца и исходной заготовки

Способы комбинирования процессов выдавливания и разделения деталей

Для получения деталей типа колец комбинированием выдавливания с пробивкой-отделением кольца разработан способ, приведенный на рис. 6.11, а и исследованный в п. 5.3 [224]. Для безотходного изготовления колец [165, 166] используют многоступичную прутковую заготовку, часть которой вначале подвергают радиальному выдавливанию в поперечную полость разъемной матрицы.

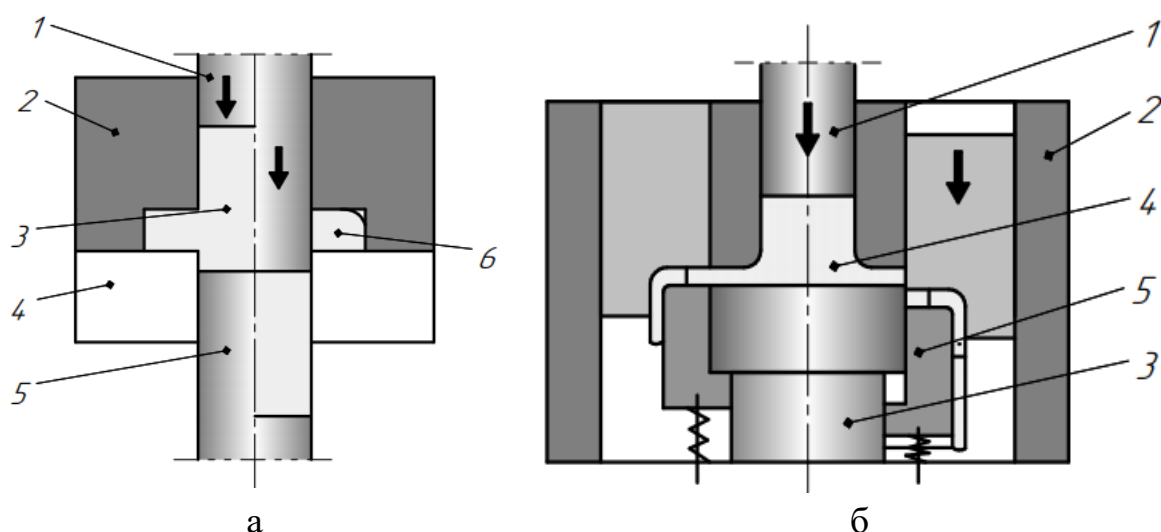


Рис. 6.11. Способы холодного выдавливания деталей типа колец (а) и втулок (б) с отделением от многоступичной заготовки

Затем полученный полуфабрикат отделяют от заготовки путем пробивки (см. рис. 2.2, 5.27). Процесс поэтапно выполняют до полного расхода заготовки.

Разработаны также способы, по которым комбинированное радиально-прямое выдавливание сопровождается отрезкой полученного полуфабриката от исходной многошпунтовой заготовки в зоне радиального течения (рис. 6.11, б) [161] или в зоне разворота течения (см. рис. 6.12).

Исследование процесса радиально-прямого выдавливания с обжатием на подвижной оправке позволили разработать ряд способов комбинированного деформирования. Одним из них является *полунепрерывное выдавливание полых деталей* с переменной толщиной стенки (рис. 6.12) [162].

Данный способ реализуется путем изготовления нескольких деталей из одной исходной многошпунтовой заготовки полунепрерывным радиально-прямым выдавливанием в зазор, образованный между оправкой и матрицей. Отделение готовой детали от многошпунтовой заготовки осуществляется в зоне изменения направления течения металла с радиального на прямое путем перемещения оправки относительно матрицы по направлению движения пуансона при выдавливании. Способ позволяет за счет варьирования зазора между матрицей и оправкой также получать детали типа втулок с переменной толщиной стенки, которая значительно расширяет технологические возможности процесса и номенклатуру штампуемых деталей (см. рис. 5.26).

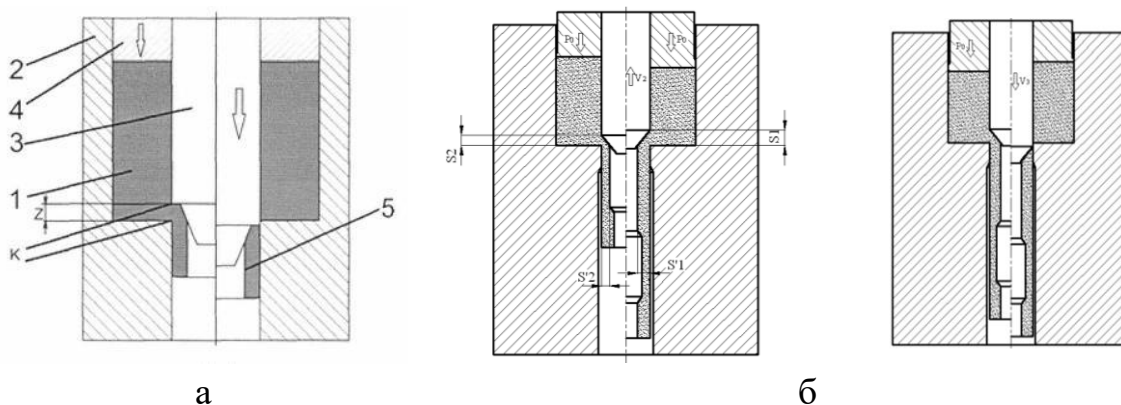


Рис. 6.12. Способы комбинированного радиально-прямого выдавливания на оправке с отрезкой готовой детали

6.3. Разработка технологического процесса холодного выдавливания втулки с фланцем

При разработке процессов холодной объёмной штамповки одной из наиболее сложных задач является выбор рационального варианта формообразования. В любом случае целесообразен анализ технологических возможностей и ограничений, свойственных сопоставляемым вариантам процесса. В методике проектирования используются карты альтернативных вариантов (способов) штамповки детали, позволяющие наглядно сопоставить множество приемлемых технологических решений.

Варианты возможного сочетания различных способов деформирования при изготовлении деталей типа «втулка с фланцем» способами продольного и поперечного выдавливания (рис. 6.13), разработаны по аналогии с вариантами продольного выдавливания, предложенными Х. Кудо [23].

Все варианты получения буртовых втулок предусматривают выдавливание исходных сплошных заготовок в неподвижной или подвижной матрицах и, как правило, пробивку перемычки.

Способы комбинированного радиально-обратного (схема 1) и прямого выдавливания на противоположной стороне (схема 2) занимают диаметрально противоположное место по уровню возникающих рабочих нагрузок. Поэтому вторая схема может быть рекомендована лишь для материалов с низким сопротивлением деформированию. При получении деталей с массивными фланцами комбинированному выдавлванию может предшествовать радиальное выдавливание (схема 3), обеспечивающее набор требуемого объема фланца.

Втулки (схема 4) получают также методом продольного прямого или обратного выдавливания утолщенных кольцевых заготовок на оправке. Заключительная операция высадки способствует разгонке металла и оформлению фланцев с наружным диаметром, превышающим диаметр стержневой части в 3-4 раза. Интерес представляет безотходный способ получения гладких втулок методом сквозной прошивки (схема 5). Из таких полуфабрикатов можно получить втулки с фланцем на наружной или внутренней поверхности путем высадки или радиального или прямого выдавливания [18, 41, 92].

Среди технологических методов получения втулки с фланцем высадка (см. рис. 6.14, вариант 1) является наиболее простым способом [90].

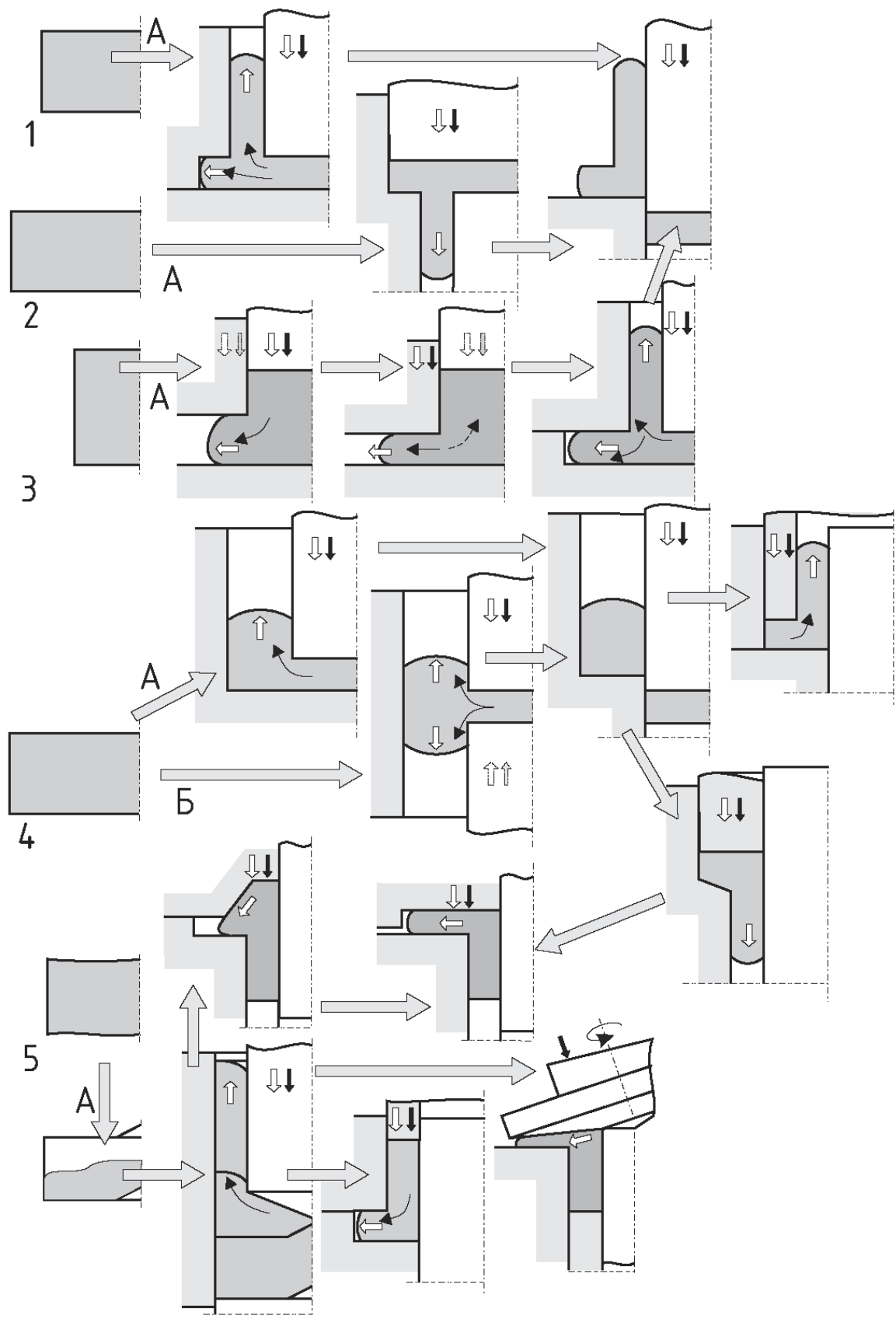


Рис. 6.13. Варианты выбора маршрутной технологии выдавливания детали типа втулки с фланцем

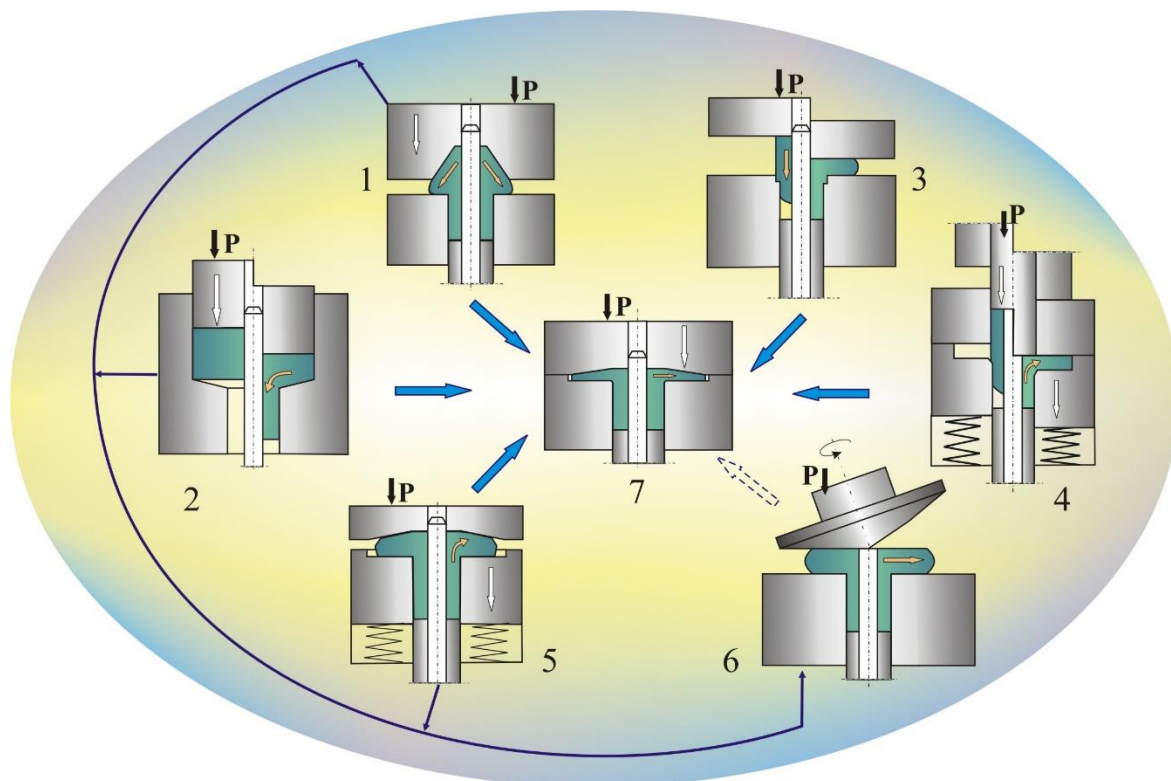


Рис. 6.14. Технологические варианты изготовления детали типа втулки с фланцем

Ограничения, связанные с потерей устойчивости высаживаемой удлиненной ($L_0/d > 2,0 \dots 2,5$) части заготовки, неравномерностью деформирования и разрушением кромок фланца, в большинстве случаев снимаются благодаря установлению большего числа переходов. При необходимости получения тонких фланцев (диаметром 50 мм и более) целесообразно сочетание обработки на ХВА с окончательной формовкой (схемы а и б) на вертикальных прессах повышенной жесткости [12–15].

При прямом выдавливании (вариант 2) степень деформации ограничивается высокими нагрузками на инструмент. Для уменьшения неравномерности деформации и предотвращения образования дефектов при прямом выдавливании необходимо применять матрицы с плавным профилем рабочей воронки с закругленными краями. Это накладывает ограничения на форму, относительную толщину h/D и относительный диаметр d/D получаемых фланцев. Расширение возможностей прямого выдавливания достигается введением дополнительного перехода высадки фланца (варианты а или а–б), хотя совмещение таких переходов в одном штампе представляет трудность [11–15, 20–21].

Поперечное радиальное выдавливание (вариант 3) отличается меньшей энергоемкостью процесса и разнообразием возможных

технологических схем силового и кинематического воздействия на заготовку. Достоинством варианта является возможность формоизменения торцов втулки [59, 92]. К ограничениям можно отнести: недостаточную деформируемость металла ($d/D < 2,6$) и недостаточно высокое качество поверхности торца фланца и боковых поверхностей втулки. Для увеличения деформируемости и устранения искажения формы фланца эффективно сочетание выдавливания с высадкой фланца, выполняемой на заключительной стадии процесса. Радиальное выдавливание удачно совмещается на одной позиции с высадкой (подсадкой по схеме а) фланца.

Радиальное выдавливание, выполняемое на одной позиции с редуцированием (или прямым выдавливанием), позволяет повысить качество поверхности втулки и предельную степень формоизменения (вариант 5).

Вариант 4 осадки-выдавливания рекомендуется для низких деталей ($H/D < 1$). За счет одновременного уменьшения обжатием диаметра исходной заготовки (в 1,5–2 раза) и разгонки металла во фланец можно достичь соотношения диаметров $D/d = 4...5$ при высоком качестве поверхностей.

Особым методом формообразования фланцев является вариант 6 – способ холодной торцевой раскатки. Для холодной раскатки торцевых фланцев необходимо использовать специальные технологические установки для торцевой раскатки и сферодвижной штамповки [14, 19, 40, 43]. Для получения массивных фланцев рекомендуется выполнить предварительный набор металла во фланец, что позволяет отнести к перспективным процессы, основанные на сочетании схем 1–3 со схемой 6 раскатки.

По результатам теоретических и экспериментальных исследований процесса выдавливания полых деталей с фланцем и по установленным режимам выдавливания, разработаны технологии и штампы для выдавливания деталей типа «втулка с фланцем» из номенклатуры промышленных предприятий (рис. 6.15).

По проведенным исследованиям установлено, что перспективным процессом получения втулки является обратное выдавливание (сквозная прошивка) втулок коническим пуансоном (см. рис. 2.2, табл. 5.3). Был использован способ сквозной прошивки, предусматривающий фасонирование исходных заготовок с выпукло-вогнутыми коническими торцами, что способствовало снижению утяжин на торцах и повышение качества втулок [95, 224].

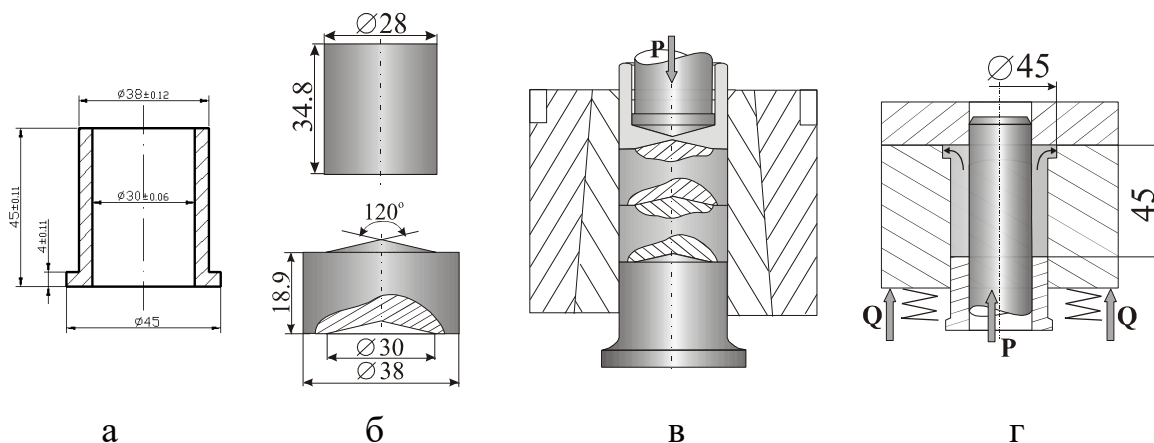


Рис. 6.15. Технологические операции формообразования втулки с фланцем (а): отрезка и калибровка заготовки (б), прошивка (в), радиальное выдавливание (г)

Для детали из латуни Л63 применяли смазочное покрытие – пассивирование с нанесением в дальнейшем жира или воска с минеральным маслом [11–15]. Припуски и допуски, получаемые при холодном выдавливании, не регламентируются стандартом. Поэтому они устанавливаются по согласованию между поставщиком и потребителем. В большинстве случаев точность размеров (квалитет 12) и шероховатость поверхностей, заданная в чертежах для механической обработки, была вполне достижима и при холодном выдавливании. В таких случаях припуски не назначались.

6.4. Штампы для холодного выдавливания полых деталей

Штампы для холодного выдавливания содержат такие же рабочие части, что и обычные штампы для объемной штамповки: пуансон, матрицу, узлы направления, съема и выталкивания, а также блок штампа, включающий взаимосвязанные направляющими узлами опорные плиты, к которым прикреплены опоры и держатели сменного инструмента. Конструкции штампов для продольного выдавливания отвечают принципу универсальности, так как в них предусмотрено выполнение штампа в виде группового блока с гнездами, необходимыми для обеспечения быстросменности тяжело нагруженного инструмента. Главное отличие штампов для поперечного и комбинированного радиально-продольного выдавливания состоит в том, что в них матрицы выполнены разъемными и штампы снабжены узлами зажима (запирания), предназначенными для исполнения новой функции зажима полуматриц, образующих при смыкании приемную поперечную полость. Функциональный анализ штампов и узлов зажима показывает возможность создания множества

вариантов их конструктивного исполнения, необходимых для реализации кинематических схем выдавливания в разъемных и подвижных матрицах [11–18, 101–103, 115, 229].

Штампы для холодного выдавливания полых деталей были разработаны с учетом их эксплуатации на специализированном оборудовании для холодного выдавливания [12, 115, 229, 236].

Для сквозной закрытой прошивки и выдавливания втулок существуют различные по степени сложности и автоматизации варианты конструкций штампов [115, 229, 231].

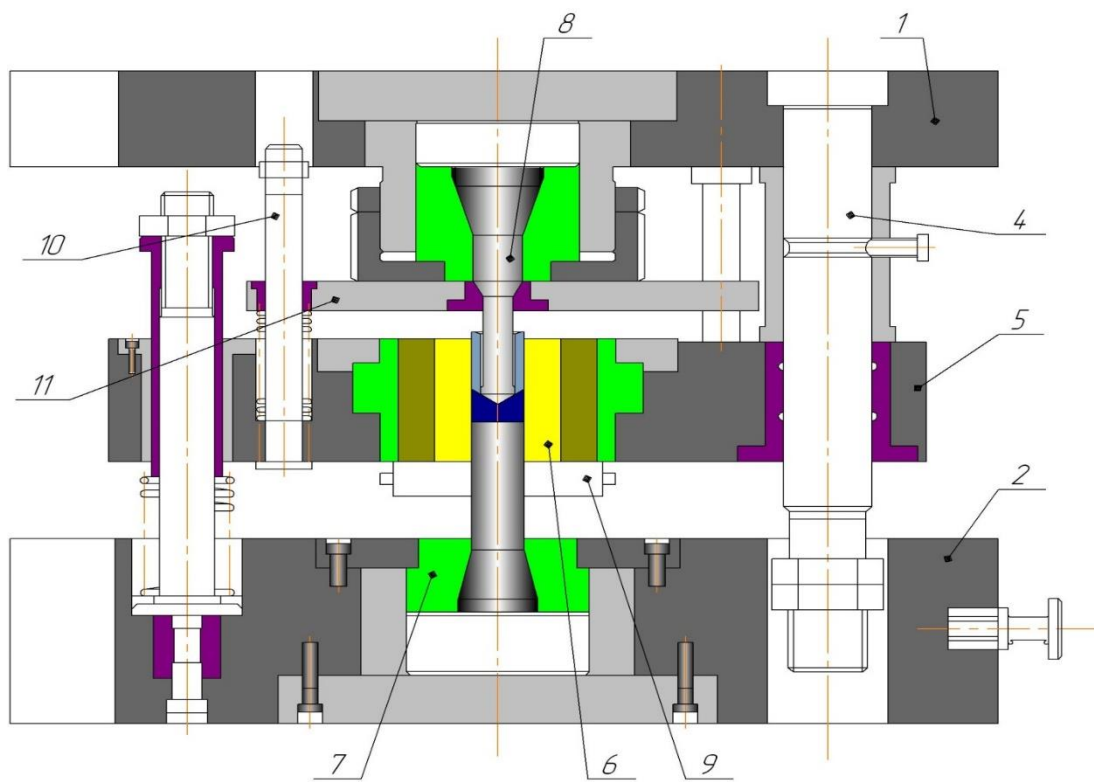
На рис. 6.16, а изображен однопозиционный штамп. Блок штампа состоит из верхней 1 и нижней 2 опорных плит, взаимосвязанных с помощью направляющих пар 4, кроме того предусмотрена промежуточная плита 5, также направляемая с помощью колонок 4. В промежуточной плите жестко закреплена рабочая матрица 6. В нижней плите установлен противоуансон 7, а в верхней плите – пуансон 8. Промежуточная плита выполнена подвижной в осевом направлении с помощью пружин. Под плитой 5 установлен подвижный в осевом направлении лоток 9, служащий для приема и фиксации готовых заготовок.

Штамп для радиального выдавливания фланцев на прошитых полых полуфабрикатах показан на рис. 6.16, б. Штамп содержит подвижную подпружиненную матрицу 1, содержащую приемную радиальную полость.

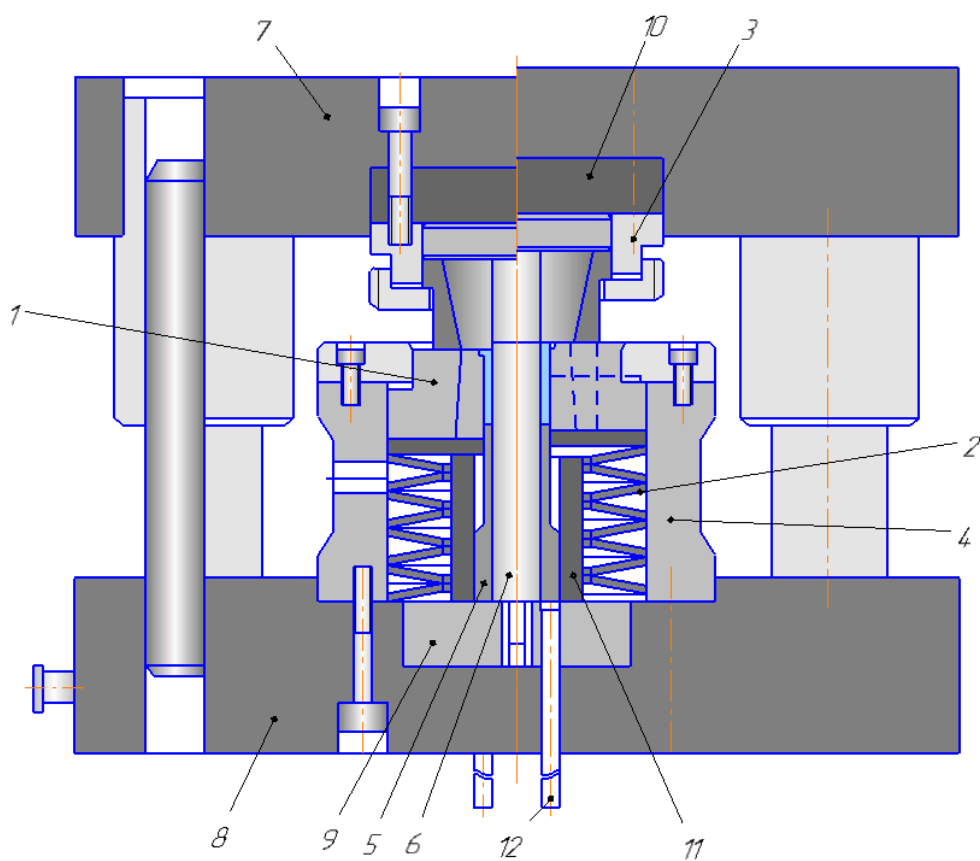
Подача металла в радиальную полость производится из части заготовки, расположенной ниже приемной полости. В штампе при необходимости можно осуществить и подсадку выдавленного фланца. Для этого предусмотрена упорная втулка 11, ограничивающая перемещение матрицы вниз.

Для сквозной закрытой прошивки и выдавливания втулок разработаны различные по степени сложности и автоматизации варианты конструкций штампов. Для выравнивания деформаций и устранения утяжины втулки, полученные сквозной прошивкой, целесообразно подвергнуть радиальному или прямому выдавливанию (см. рис. 4.30).

На рис. 6.17 приведен вариант штампа для комбинированного радиально-прямого выдавливания втулки с фланцем. Штамп состоит из опорных плит 1 и 2, взаимосвязанных при помощи двух пар направляющих колонок и втулок 6, 7. На неподвижной плите размещен контейнер, в котором установлена матрица 9, составленная из подвижной верхней и неподвижной полуматриц. Верхняя полуматрица закреплена на подвижной траверсе 10. Оправка 11 расположена снизу для удобства съема. В верхней части, в пуансонодержателе 5 закреплён полый пуансон 4 с отверстием под оправку 11.



а



б

Рис. 6.16. Штампы для прошивки (а) и радиального выдавливания (б)

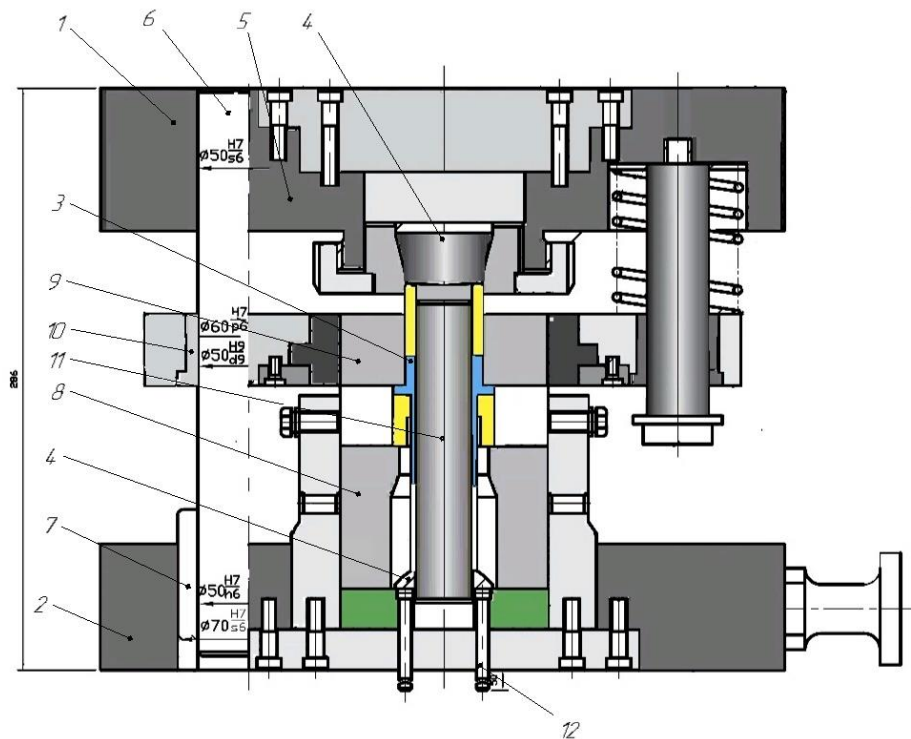


Рис. 6.17. Штамп для комбинированного выдавливания

Устройство для процесса комбинированного выдавливания-пробивки колец из многоступенчатых прутковых заготовок (см. п. 5.3) разработано в виде гидроустановки, которая содержит пуансон и две разъемные полуматрицы, закрепленные на подвижных поперечинах с автономными приводами, а также цанговый механизм зажима прутка (рис. 6.18) [167].

Установка работает следующим образом. В исходном положении все механизмы расположены, как показано на рис. 6.18, а. Плунжер гидроцилиндра 4 с пуансоном 12 и поперечина 6 с полуматрицей 14 находятся в крайних левых положениях, а поперечины 7 с полуматрицей 15 и поперечина 8 с цангой 16 – в крайних правых. После подачи прутка 17 через отверстия в поперечинах 8 и 3, цанге 16 и пуансон-матрицы 13 до упора в пуансон 12 поперечина 8 от штоков гидроцилиндров 11 перемещается влево. Цанга 16 входит в коническое отверстие задней поперечины 3 и зажимает пруток 17, лишая его таким образом возможности осевого перемещения. От плунжера гидроцилиндра 4, расположенного в плите 2 начинает двигаться пуансон 12 и производить поперечное выдавливание металла в поперечную полость. После достижения деформирующим торцом пуансона плоскости стыка полуматриц 14 и 15 начинается закрытая прошивка выдавленного фланца на прутке 17.

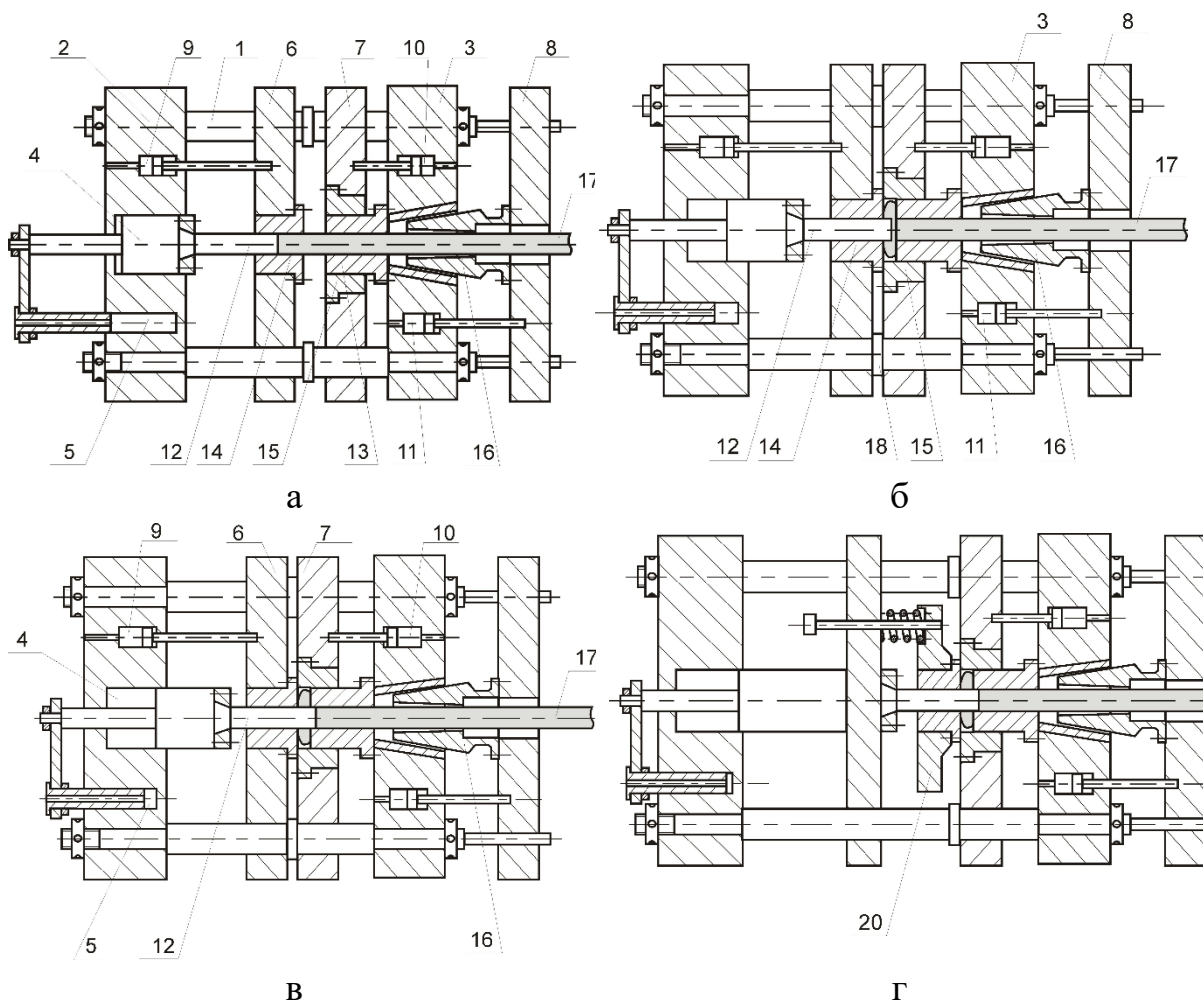


Рис. 6.18. Схема работы гидроустановки для комбинированного выдавливания – пробивки деталей типа колец

Цанга 16 выходит из конического отверстия в задней поперечине 3 и освобождает пруток 17, а подвижной пуансон 12 перемещает пруток 17 в направлении своего движения, производя тем самым отделение кольца, образованного в поперечной полости, от прутка.

Для вариантов удлиненных втулок был разработан однопозиционный штамп для прямого выдавливания на оправке (рис. 6.19), содержащий полый пуансон 3 с оправкой 4, бандажированную матрицу 6 и направляющие кольца 7, предназначенные для снижения отклонений формы детали.

Для прямого выдавливания втулок с фланцем из кольцевых заготовок (невысоких втулок) целесообразно использовать штамп с шиберной подачей (рис. 6.20). Штамп состоит из опорных плит 1 и 2, взаимосвязанных при помощи двух пар направляющих колонок и втулок 3, 4. На неподвижной плите 2 закреплен контейнер 11, в котором на опоре 9 размещена бандажированная матрица 6. В верхней подвижной части штампа в пуансонодержателе 10 закреплен деформирующий подвижный пуансон 8, внутри размещена оправка 7. Оправка 7 подпружинена и может

в процессе выдавливания контактировать с выталкивателем 12, который расположен в нижней части штампа и взаимодействует при удалении детали 5 из матрицы 6 с выталкивающей системой пресса. Штамп снабжен шиберным узлом 11 для подачи кольцевых заготовок из магазина в рабочую зону. Согласованная подача заготовок осуществляется с приводом от верхней плиты при помощи рычажного передающего механизма.

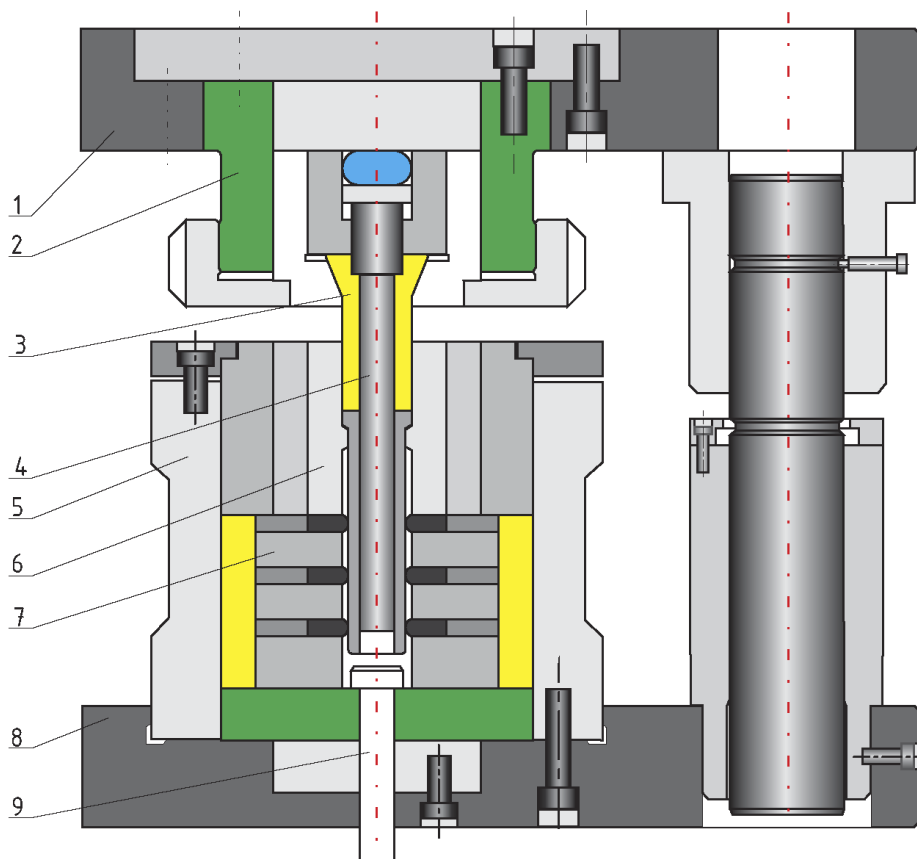


Рис. 6.19. Штамп для прямого выдавливания на оправке

Штамп для радиального выдавливания деталей типа втулок с внутренним фланцем (рис. 6.21) [237] работает следующим образом. В исходном состоянии верхняя плита 1, пуансонодержатель 2, пуансон 3 и толкатели 4 находятся в верхнем поднятом состоянии. Оправка 5, закрепленная на подпружиненной траверсе 6, поднята в свое крайнее верхнее положение. Траверса 6 находится в полости плиты 7 (рис. 6.21, б) и опирается на пружины 8, установленные в отверстиях нижней плиты 9. После закладки в матрицу 10 мерной трубчатой заготовки 11 ползун пресса осуществляет ход, перемещая вниз верхнюю плиту 1 с закрепленными на ней пуансоном 3 и толкателями 4. Пуансон 3 осуществляет радиальное выдавливание внутреннего фланца на трубчатой заготовке 11 в постоянный по высоте зазор (приемную радиальную полость матрицы) между пуансоном 3 и оправкой 5. В то же время толкатели 4 опускают вниз подпружиненную траверсу 6, опирающуюся на пружины 8, с закрепленной на ней оправкой 5.

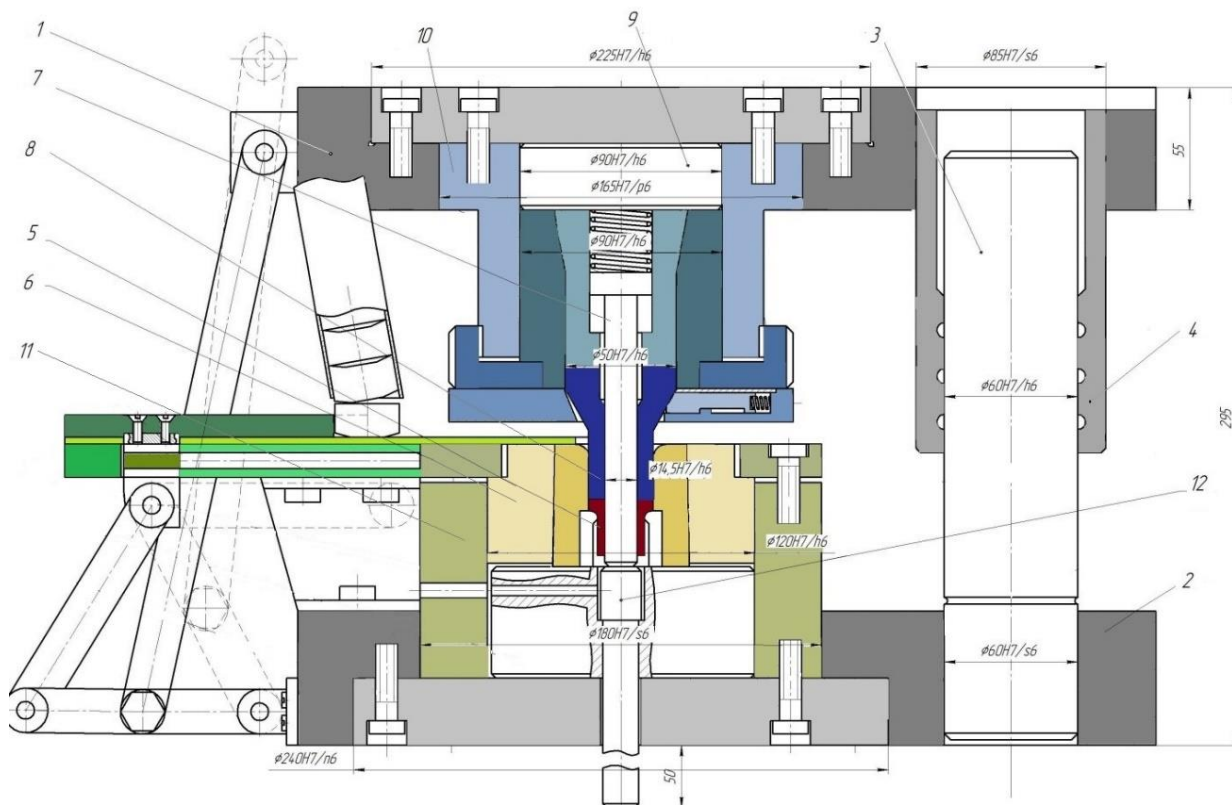


Рис. 6.20. Штмп с шиберной подачей для выдавливания полых деталей типа втулок с фланцем

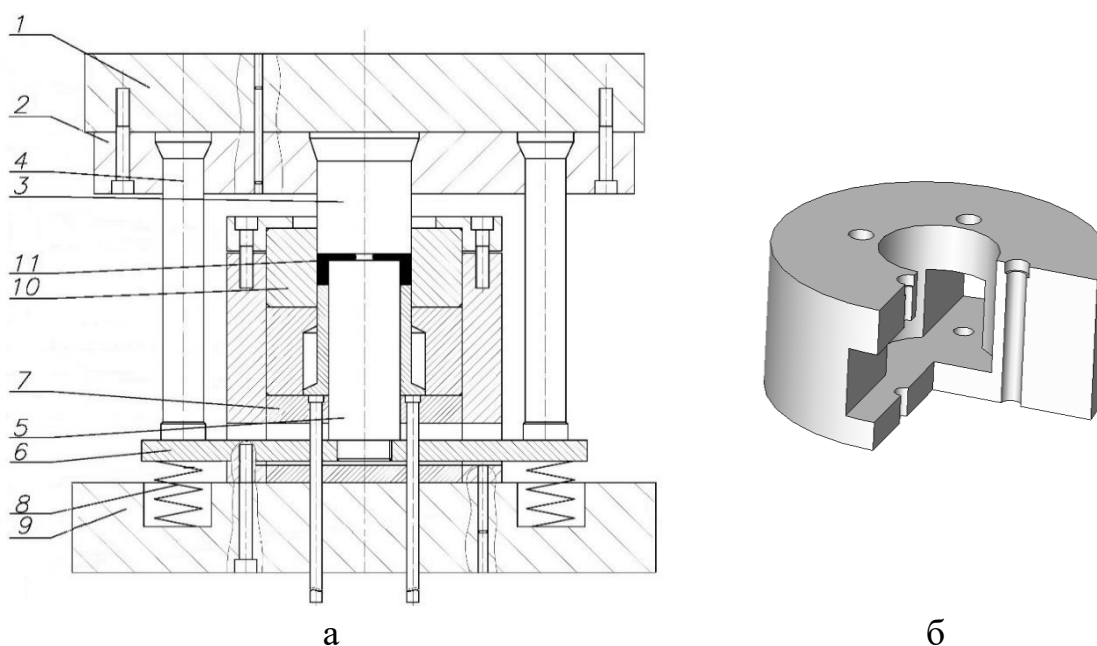


Рис. 6.21. Схема штмпа для радиального выдавливания втулок с внутренним фланцем (а) и плита (позиция 7) с вырезом (б)

Предложены новые способы холодного выдавливания полых и сплошных деталей с фланцем, позволяющие расширить технологические возможности процессов точной штамповки за счет повышения

производительности и стабильности способов деформирования и качества штампуемых деталей, в том числе новые способы малоотходного и безотходного выдавливания полых деталей типа втулок и колец из полунепрерывной многошпунтовой заготовки, выдавливания полых деталей с предупреждением дефектов формы при помощи технологических буртов. Разработаны перспективные способы выдавливания сложных ступенчатых деталей и втулок в подвижной матрице, продольного выдавливания полых деталей с реверсивным трением. Разработана методика проектирования процессов холодного выдавливания полых деталей, проанализированы альтернативные варианты технологий получения втулок с фланцем, способствующие обоснованному принятию технологических решений.

Разработана новая технология изготовления детали «Втулка с фланцем» на основе сочетания безотходной прошивки и радиального выдавливания. Разработаны альтернативные варианты штамповой оснастки для безотходной прошивки и других способов холодного выдавливания.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В результате анализа существующих технологий и оснастки точной объемной штамповки и тенденций их развития установлено, что способы холодного выдавливания благодаря технологическим, экономическим и экологическим преимуществам обеспечивают эффективное и все возрастающее использование процессов холодного пластического деформирования металлов в различных видах и условиях металлообрабатывающих отраслей промышленности.

Дальнейшее совершенствование технологий холодного выдавливания связано с поиском, исследованием и освоением новых технологических способов деформирования, обеспечивающих получение деталей сложных конфигураций и высокого качества за меньшее число операций. К таким перспективным методам формообразования можно отнести способы поперечного и комбинированного выдавливания, которые могут обеспечить конкурентоспособность производства деталей различных конфигураций. Особенно большой вариантностью отличаются способы штамповки полых деталей типа втулок и стаканов с фланцами, расположенными на различном уровне боковых (внешних и внутренних) поверхностей.

Энергетическим методом разработана модель силового режима для процесса совмещенного радиального выдавливания внутренних и наружных фланцев, расположенных в средней части и на конце трубчатой заготовки. Получены расчетные зависимости для приведенных давлений деформирования с учетом оптимизированного положения поверхности раздела течения, которые распространены на частные случаи выдавливания наружных или внутренних фланцев и точнее отображают как условия деформирования, так и форму очага деформации.

Разработана математическая модель процесса комбинированного радиально-прямого выдавливания полых детали с фланцем, позволившая установить особенности развития силового и деформационного режимов и прогнозировать характер заполнения полостей матрицы и формирование размеров детали. Установлена область критических параметров процесса, при которых скорость прямого выдавливания равна скорости деформирования, что может привести к отделению выдавленного фланца. Результаты теоретического анализа подтверждены сопоставлением с данными физического и численного (выполненного МКЭ) экспериментов.

Энергетическим методом и методом конечных элементов разработаны модели прогнозирования процесса появления осевых и радиальных утяжин при выдавливании деталей с фланцем. Установлен

характер полезного влияния условий реактивного трения на поверхностях формирующего инструмента, прилегающих к очагу деформации, и выявлены критические параметры и параметры управления качеством формы выдавливаемой детали.

Методом конечных элементов и энергетическим методом выполнены исследования напряженно-деформированного состояния заготовок и силового режима процесса комбинированного (последовательного) радиально-прямого выдавливания с обжатием полых изделий из трубчатых заготовок. Установлено, что поле скоростей, содержащее криволинейные треугольные кинематические элементы лучше соответствует экспериментально установленной картине деформаций и обеспечивает наименьшие верхние оценки давлений выдавливания.

Экспериментально-аналитическим методом дана оценка деформированному состоянию деталей, полученных радиальным и комбинированным выдавливанием, что позволило прогнозировать степень расхода ресурса пластичности при выдавливании фланцев.

Экспериментальные оценки адекватности разработанных математических и компьютерных моделей по силовому режиму и закономерностям формоизменения, отклонениям формы и деформированному состоянию деталей подтверждают их приемлемость для технологических расчетов давлений деформирования и оценки напряженно-деформированного состояния деталей.

Установлены возможности новых способов малоотходного и безотходного выдавливания полых деталей типа втулок и колец из полунепрерывной многоштучной заготовки, выдавливания полых деталей с упреждением дефектов формы при помощи технологических буртов и подвижных матриц; разработаны перспективные способы выдавливания сложных ступенчатых деталей и втулок в подвижной матрице, продольного выдавливания полых деталей с реверсивным трением и радиально-прямого выдавливания с обжатием трубчатых заготовок на подвижной оправке.

Разработанные малоотходные технологические процессы и штамповая оснастка для выдавливания полых деталей и деталей с фланцами обеспечивают высокую эффективность за счет снижения расхода материала и повышения производительности процессов изготовления.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Унксов Е.П., Джонсон У., Колмогоров В.Л., Огородников В.А. и др. Теорияковки и штамповки. Под ред. Унксова Е.П., Овчинникова А.Г. Москва: Машиностроение. 1999. 598 с.
2. Овчинников А.Г. Основы теории штамповки выдавливанием на прессах. Москва: Машиностроение. 1983. 200 с.
3. Степанский Л.Г. Расчеты процессов обработки металлов давлением. Москва: Машиностроение. 1982. 217 с.
4. Джонсон В., Кудо Х. Механика процессов выдавливания металла. Москва: Металлургия. 1966. 317 с.
5. Шофман Л.А. Теория и расчеты процессов холодной штамповки. Москва: Машиностроение. 1964. 375 с.
6. Колмогоров В.Л. Механика обработки металлов давлением. Москва: Металлургия. 1986. 688 с.
7. Евстратов В.А. Теория обработки металлов давлением. Харьков: Вища школа. Изд-во при Харьк. ун-те. 1981. 248 с.
8. Алюшин Ю.А., Еленев С.А. Теоретические основы энергетических методов расчета процессов ОМД: Учебное пособие. Ростов н/Д: РИСХМ. 1987. 106 с.
9. Сопротивление материалов пластическому деформированию в приложениях к процессам обработки металлов давлением. Под ред. д.т.н., проф. А.В. Лясникова. Санкт Петербург: Внешторгиздат – Петербург, 1995. – 527 с.
10. Макушок Е.М., Матусевич А.С., Северденко В.П., Сегал В.М. Теоретические основыковки и горячей объемной штамповки. Минск: Наука и техника, 1968. 408 с.
11. Евстратов В.А. Основы технологии выдавливания и конструирования штампов. Харьков: Вища школа. Изд-во при Харьк. ун-те. 1987. 144 с.
12. Холодная объемная штамповка: Справочник. Под ред. Навроцкого Г.А. Москва: Машиностроение. 1973. 496 с.
13. Головин В.А., Евстратов В.А., Рудман Л.И. Холодная и полугорячая штамповка на прессах: Методические рекомендации. Москва: НИИМАШ. 1981. 73 с.
14. Авдеев В.М., Аксенов Л.Б., Алиев И.С. и др. Изготовление заготовок и деталей пластическим деформированием; под ред. К. Н. Богоявленского, В. В. Риса, А. М. Шелестеева. Ленинград: Политехника. 1991. 351 с.

15. Ковка и штамповка: Справочник в 4 т.; Под ред. Е.И. Семенова и др. - Москва: Машиностроение, 1987. Т.3: Холодная объемная штамповка; Под ред. Г.А. Навроцкого. 384 с.
16. Воронцов А.Л. Теория и расчеты процессов ОМД : уч.пос.: в 2 т. Москва: МГТУ им. Н.Э. Баумана. 2014. ISBN 978-5-70038-3916-4.
17. Кузнецу-штамповщику: Справочное пособие. Под ред. Л.Н. Соколова. Донецк: Донбас. 1986. 144 с.
18. Артес А.Э. Холодная объемная штамповка в мелкосерийном и серийном производстве. Москва: НИИМАШ. 1982. 58 с.
19. Экономичные методы формообразования деталей. Под ред. К. Н. Богоявленского и В. В. Риса. Ленинград: ЛПИ. 1984. –144 с.
20. Алифанов А.В., Захаревич Л.В., Макушок Е.М., Оленин Л.Д. Технологические процессы пластического деформирования в машиностроении. Минск: Наука и техника. 1989. 208 с.
21. Neugebauer R. Umform- und Zerteiltechnik. Manuskript. Herausgeber: Prof. Chemnitz: Fraunhofer-institut IWU. 2005. 632 p.
22. Fereshteh-Saniee F., Daneshzad-Moghaddam B. A new CAD system for finisher die design of an axisymmetric forging component with arbitrary profile. *J. Mater. Process. Technol.* 2004. 6, pp. 157-163.
23. Kudo H., Avitzur B., Yoshiki T. Cold forging of hollow cylindrical components having an intermediate flange. Ubet analysis and experiment. *CIRP Annalen.* 1980. 1, pp. 129-133.
24. Аксенов Л.Б. Системное проектирование процессов штамповки. Ленинград: Машиностроение. 1990. 240 с.
25. Евстратов В.А., Кузьменко В.И., Торяник В.В. и др. Методологическая база САПР переналаживаемых штампов для выдавливания. *Кузнечно-штамповочное производство.* 1992. 1. С. 10-11.
26. Zhang S.H., Wang Z.R., Mater J. Some new features in the development of metal forming technology. *Process. Technol.* 2004. 1, pp 39-47.
27. Balendra R., Qin Y., Mater J. Research dedicated to the development of advanced metal-forming technologies. *Process. Technol.* 2004. 2, pp. 144-152.
28. Гафуров Р.М., Михаленко Ф.П. Прогрессивные технологии холодной объемной штамповки в ОАО “ГАЗ”. *Кузнечно-штамповочное производство.* 2000. 4. С. 14-18.
29. Тюленев Д.Г., Шолом В.Ю., Пузырьков Д.Ф. Новые смазочные материалы для холодной объемной штамповки. *Кузнечно-штамповочное производство -ОМД.* 2003. 9. С. 6.
30. Liewald M., Felde A. Die Produktanforderungen bestimmen die zukünftigen kompetenzen in der massivumformung—ein situations bericht des

Instituts für Umformtechnik. *Internationale Konferenz: Neuere Entwicklungen in der Massivumformung*. 17–18.05.2011. Fellbach. S. 207–244. ISBN 978–3–88355–386–3.

31. Алиева Л.И. Совершенствование процессов холодного выдавливания осесимметричных деталей с фланцем, дис. канд. техн. наук. 05.03.05 - процессы и машины обработки давлением. Луганск. ДГМА. 2006. 298 с.

32. Кротенко Г.А., Левченко В.М., Таган Л.В. Визначення енергосилових параметрів процесу видавлювання циліндричних деталей з квадратних заготовок *Обработка материалов давлением*. Краматорск: ДГМА. 2020. 1 (50). С. 67–76.

33. Бирбраер Р.А., Брыкин И.Ф., Горбунов Е.Ю. Повышение эффективности производства на примере изготовления заготовок корпусов автомобильных свечей. *Кузнечно-штамповочное производство -ОМД*. 2004. 6. С. 17-19.

34. Алиев И.С., Еремин В.П. Интенсификация технологических процессов выдавливания полых деталей. *Совершенствование процессов и машин ОМД*. Киев: УМК ВО. 1988. С. 9-18.

35. Janssen S. Napf-Ruckwartsflie pressen von Magnesiumknetlegierungen. *Maschinenmark*. 2000. 23, pp. 30-32.

36. Яковлев С.П., Чудин В.Н., Яковлев С.С., Соболев Я.А. Изотермическое деформирование высокопрочных анизотропных металлов. Тула: Машиностроение-1. 2003. 427 с.

37. Строганов Г.Б., Кайбышев О.А., Фаткуллин О.Х. Сверхпластичность при обработке материалов давлением. Москва: Изд-во МААТИ-РГТУ. 2000. 93 с.

38. Einsatzpotenzial des Tixschmiedens. *Technica*. 2002. 10, pp. 12-16.

39. Спусканюк В.З. Развитие теории и методов гидроэкструзии. *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. Зб. наук. пр.* Краматорськ: ДДМА. 2002. С. 206-215.

40. Матвійчук В. А., Михалевич В. М., Краєвський В. О., Алієва Л. І. Розробка процесів штампування порожнистих виробів методами видавлювання та обкочування. *Совершенствование процессов и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении. Сб. научн. тр.* Краматорск: ДГМА. 2003. С. 359-363.

41. Aliyeva L.I., Matvijchuk V.A. Development of technological process of flanges upsetting on tubular billets by face rolling. *XIV Miedz. konf. naukowa. Produkcja i zarzadzanie w hutnictwie*. Czenstchowa. 2006, pp. 132–136.

42. Субич В.Н., Демин В.А., Шестаков Н.А., Власов А.В. Штамповка с кручением: монография. Москва: МГИУ. 2008. 389 с.
43. Агеев Н.П. Технологические возможности процессов объемной штамповки обкатыванием на сферодвижном прессователе. Предельные деформации. *Металлообработка*. 2002. 1. С. 25-31.
44. Казаченок В.И. Штамповка с жидкостным трением. Москва: Машиностроение. 1978. 77 с.
45. Басалаев Э.П., Басалаев Д.Э., Краснов К.В. Эффект восстановления (возврата) пластических свойств металла при знакопеременном деформировании. *Механика деформируемого твердого тела и обработка металлов давлением. Сб. научн. тр.* Тула: ТулГУ. 2000. С. 185-196.
46. Бейгельзимер Я.Е., Орлов Д.В., Сынков С.Г. и др. Техника винтового прессования. *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні*. Зб. наук. пр. Краматорськ: ДДМА. 2003. С. 324-327.
47. Шibaков В.Г., Гончаров С.Н., Шibaков Р.В. Интенсивное пластическое деформирование выдавливанием. *Кузнечно-штамповочное производство -ОМД*. 2004. 3. С. 31-33.
48. Валиев Р.З., Александров И.В. Парадокс интенсивной пластической деформации металлов. *Доклады РАН*. 2001. 1. С. 34-37.
49. Артес А.Э. Технологические процессы изготовления поковок из трубных заготовок. *Кузнечно-штамповочное производство. ОМД*. 2003. 11. С. 25-31.
50. Евстратов В.А., Матвиенко А.В., Крахт В.Б. и др. Выдавливание тонкостенных деталей с резьбовыми поверхностями. *Кузнечно-штамповочное производство. ОМД*. 2001. 5. С. 20-22.
51. Газизов Б.Я., Трусов В.А. Технологические возможности термофрикционной формовки стержневых заготовок. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1981. 7. С. 8-10.
52. Дмитриев А.М., Воронцов А.Л. Выдавливание полых изделий с раздачей заготовки в движущейся матрице. *Вестник машиностроения*. 2004. 10. С. 55-61.
53. Алиев И.С., Чучин О.В. Технологические процессы выдавливания с раздачей // *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні*. Зб. наук. пр. Краматорськ: ДГМА. 2003. С. 328-334.

54. Ренне И.П., Сумарокова А.И. Технологические возможности процесса свободного выдавливания полых изделий. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1987. 6. С. 25-26.
55. Серов Е.С., Мазурин А.Г. Холодное выдавливание на свободных оправках. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1991. 12. С. 7-9.
56. Пат. 133899 Україна, В21К 21/00. Спосіб виготовлення порожнистих деталей. Алієва Л.І., Алієв І.С., Малій Х.В. і інші. 2019.
57. Голенков В.А., Радченко С.Ю., Дорофеев О.В. Изготовление осесимметричных изделий валковой штамповкой. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1995. 11. С. 13-15.
58. Алиева Л.И., Борисов Р.С. Анализ силового режима и формоизменения при поперечном выдавливании деталей с отрезками. *Кузнечно-штамповочное производство. ОМД*. 2007. 11. С. 9–11.
59. Алиев И.С. Технологические процессы холодного поперечного выдавливания. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1988. 6. С. 1-4.
60. Алиев И.С. Технологические возможности новых способов комбинированного выдавливания. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1990. 2. С. 7-10.
61. Алієв І.С. Методи пошуку нових технологічних способів видавлювання. Теорія та практика обробки матеріалів тиском. Колективна монографія. Запоріжжя: Мотор-Січ. 2016. С. 364–485. ISBN 978-966-2906-60-8.
62. Voelkner W., Mewes H.J. Verfahrenskombination Stauchen und Seitwärtsauspressen. *Fertigungstechnik und Betrieb*. 1971. 7. S. 151.
63. Pepelnjak T., Milutinović M., Plančak M. The Influence of extrusion ratio on contact stresses and die elastic deformations in the case of cold backward extrusion. *Strojniški Vestnik. Journal of Mechanical Engineering*. 2016. 62. 1, pp. 41-50. DOI: <https://doi.org/10.5545/sv-jme.2015.3051>
64. Noh J.H., Hwang B.B. Influence of punch geometry on surface deformation and tribological conditions in backward extrusion. *J. of Mechanical Science & Technology*. 2018. 32(1), pp. 323-331. DOI: <https://doi.org/10.1007/s12206-017-1232-8>
65. Tae-Wan Ku. A Combined cold extrusion for a drive shaft: a parametric study on tool geometry. *Materials*. 2020. 13, pp. 2244. DOI: <https://doi.org/10.3390/ma13102244>
66. Mletzko Ch., Liewald M., Felde A., Schiemann T. Napf–Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen zur Reduzierung der Stempelkraft. *Schmiede JOURNAL*. 2012. September S. 30–33.

67. Obermaier Ch. Untersuchungen zum Werkstofffluss der Aluminiumlegierung EN AW 1050A beim kombinierten Fließpressen. *Beiträge zur Umformtechnik*. Universität Stuttgart. 2017.

DOI:https://elib.uni-stuttgart.de/bitstream/11682/9683/3/IFU_82_Obermaier.pdf

68. Алиева Л. И., Жбанков Я.Г. 60 лет обработке металлов давлением в ДГМА. *Обработка материалов давлением*. Краматорск : ДГМА. 2017. 1 (44). С. 3–17.

69. Алієва Л.І. Розвиток наукових основ і розробка ресурсозберігаючих процесів об'ємного формоутворення на основі способів комбінованого деформування. дис. д-ра техн. наук. 05.03.05 – процеси та машини обробки тиском. Краматорськ : ДДМА. 2018. 632 с.

70. Алиева Л. И. Совершенствование процессов комбинированного выдавливания : монография. Краматорск: ООО «Тираж–51». 2018. 352 с. ISBN 978-966-379-846-2.

71. Пат. 67977А Україна. В21 К21/00. Спосіб видавлювання порожнистих деталей. Алієв І.С., Савчинский І.Г., Алієва Л.І., Сивак К.І. 2004.

72. Пат. 107950 Україна. В21 J5/12, В21 К21/00. Спосіб виготовлення порожнистих виробів типу стакана. Алієва Л.І., Гончарук Х.В., Шкира О.В., Сивак Р.І. 2016.

73. Пат. 59104 Україна. В21 К21/00. Спосіб виготовлення заготовок із підвищеними механічними властивостями. Алієв І.С., Алієва Л.І., Жбанков Я.Г. 2011.

74. Алиева Л.И., Алиев И.С., Картамышев Д.А. и др. Изготовление сложнопрофилированных деталей в процессе радиально-прямого выдавливания. *Обработка материалов давлением*. Краматорск : ДГМА. 2018. 2 (47). С. 83–89.

75. Алиева Л.И., Гончарук К.В., Лебедь В.Т., Таган Л.В. Исследование напряженно-деформированного состояния и формоизменения при комбинированном радиально-прямом выдавливании. *Научный Вестник ДГМА*: Краматорск: ДГМА. 2016. 2 (20Е). С. 27–34.

76. Алиева Л.И. Технологические возможности процессов комбинированного радиально-продольного выдавливания. *Технологические системы*. 2017. 1 (78). С. 31–40. / 295. URL: http://technological-systems.com/images/journal/2017/files/ts78_4.pdf

77. Алиева Л.И., Картамышев Д.А., Грудкина Н.С., Чучин О.В. Технологические процессы изготовления полых деталей на основе способов

комбінованого видавлювання. *Обработка материалов давлением*. 2018. 1 (46). С. 22-28.

78. Алиева Л.И., Картамышев Д.А. Комбинированное радиально-прямое выдавливание полых деталей типа гильз. *Актуальні проблеми проектування, виготовлення і експлуатації озброєння та військової техніки. Матеріали всеукраїнської науково - технічної конференції*. 17–19 травня 2017 року. Вінниця: ВНТУ. 2017. С. 21-22.

79. Алиева Л. И., Чучин О. В. Технологические возможности процессов радиально-прямого выдавливания с раздачей. *Материалы XII ВНПК «Современные проблемы горно-металлургического комплекса. «НИТУ «МИСиС»»*. 2015. С. 148–153.

80. Данилин Г.А., Агеев Н.П., Филин Д. С. Исследование возможностей комбинированного продольно–поперечного выдавливания полых полуфабрикатов из прутковых заготовок. *Кузнечно-штамповочное производство. ОМД*. 2015. 6. С. 11–16.

81. Lee Y.S., Hwang S.K., Chang Y.S., Hwang B.B. The forming characteristics of radial-forward extrusion. *Journal of Materials Processing Technology*. 2001. 113, pp. 136–140.

82. Jafarzadeh H., Zadshakoyan M., Sobbouhi E. Abdi. Numerical studies of some important design factors in radial–forward extrusion process. *Materials and Manufacturing Processes*. 2010. 25, pp. 857–863.

83. Shatermashhadi V., Sanei M. Development of a novel method for the backward extrusion. *Materials and Design*. 2014. 62, pp. 361-366.

DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.matdes.2014.05.022>

84. Jamali S.S., Faraji G., Abrinia K.. Hydrostatic radial forward tube extrusion as a new plastic deformation method for producing seamless tubes. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2017. 88. 1–4, pp. 291–301. DOI: <https://doi.org/10.1007/s00170-016-8754-6>

85. Jeong-hoon Noh, Beong-Bok Hwang. Numerical analysis of tool geometry effect on the wear characteristics in a radial forward extrusion. *Journal of Mechanical Science and Technology*. 2015. 29. 8, pp. 3447–3457.

DOI: <https://doi.org/10.1007/s12206-015-0743-4>

86. Калюжний В.Л., Алієва Л.І., Куліков І.П. Порівняльний аналіз процесів зворотного видавлювання і прямого видавлюванням з роздачею вісесиметричних виробів з порожниною постійного діаметру *Обработка материалов давлением*. Краматорск : ДГМА. 2013. 4 (37). С. 87–92.

87. Aliiev I., Aliieva L., Grudkina N., Zhbankov I. Prediction of the variation of the form in the processes of extrusion. *Metallurgical and Mining Industry: Scientific and Technical Journal*. 2011. 3. 7, pp. 17–22.

88. Hrudkina N., Aliieva L., Abhari P. et. al. Investigating the process of shrinkage depression formation at the combined radial-backward extrusion of parts with a flange. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2019. 2. 5/1 (101), pp. 49–57. DOI: <https://doi:10.15587/1729-4061.2019.179232>
89. Розов Ю. Г. Технологии изготовления прецизионных трубчатых изделий холодным пластическим деформированием : монография. Херсон: ХНТУ. 2013. 336 с.
90. Пасько А.Н. Холодная объемная штамповка осесимметричных заготовок: монография. Тула: Изд-во ТулГУ. 2004. 252 с.
91. Гусинский В.И. О возможностях процессов холодного прессования. *Разработка и исследование технологических процессов ОМД*. Москва Машиностроение. 1968. С. 45-56.
92. Алиева Л.И., Борисов Р.С. Формообразование утолщений на полых и сплошных заготовках. *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. Зб. наук. пр.* Краматорськ–Слов’янськ: ДДМА, 2003. С. 262-267.
93. Wang Z., Mater J. Numerical simulation and experimental study on the multi-step upsetting of a thick and wide flange on the end of a pipe *Process. Technol.* 2004. 1-3, pp. 321-327.
94. Geiger M., Falk B., Engel U., Wirt Z. Numerische Prozess Simulation in der Werkzeugentwicklung. *Fabrikbetrieb*. 1999. 9. S. 550-555.
95. Журавлев А.З., Верзилов Ю.Н., Кузнецова Г.А. Безотходное изготовление втулок машин для животноводческих ферм. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1983. 7. С. 7-9.
96. Постолакий П.И., Тимошенко В.А. Безотходная штамповка деталей кольцевой формы. *Изв. вузов. Машиностроение*. 1982. 11. С. 138–142.
97. Перлин И.Л., Райтбарг Л.Х. Теория прессования металлов. Москва: Металлургия. 1975. 448 с.
98. Волков С.М., Буркин С.П. Исследование возможностей процесса прессования с использованием конических игл-оправок. *Технологии и машины обработки давлением. Труды 33-го Уральского семинара*. Екатеринбург: Уральское отделение РАН. 2–3. С. 45–50.
99. Murata M., Kuboki T., Kobayashi M., Yamazaki H. Influence of billet material of extruded circular tube with spiral projections on inside wall. *Proceedings of the Int. Conf. on Metal Forming “Metal Forming 2012”*. 16-19.09.2012. AGH. Krakow, pp. 463–466.

100. Кондо К. Повышение точности поковок, изготавливаемых холодной объемной штамповкой. *Кузнечно-штамповочное производство*. 2000. 5. С. 28-32.

101. Смуров А.М. Из опыта разработки, освоения и внедрения штампов с разъемной матрицей для металлоэкономной штамповки. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1992. 6. С. 5-8.

102. Анохин А.А., Евстратов В.А. Конструирование штампового инструмента с позиции процессного подхода. *Вісник НТУ „ХПІ”*. 2005. 10. С. 18-21.

103. Абхари П.Б., Алиева Л.И., Алиев И.С., Еремина А.А. Разработка штампов для выдавливания в разъемных матрицах. *Обработка материалов давлением*. Краматорск: ДГМА. 2016. 1(42). С.223-231.

104. А.с. 745587 СССР. В21 J 5/08. Устройство для утолщения концов труб. Родионов А.А., Ганжов И.В. 1980.

105. А.с. 1402403 СССР. В21 J 5/08. Способ получения цилиндрического утолщения на трубчатой заготовке и устройство для его осуществления: Аверкиев А.Ю., Алюшин Ю.А., Шульга С.А. 1988.

106. А.с. 1269349 СССР. В21 J 5/00. Способ штамповки полых изделий и устройство для его осуществления. Обрушников Л.В. 1985.

107. Шибиков В.Г., Гончаров С.П. Технологические возможности установки для управляемого поперечного выдавливания. *Кузнечно-штамповочное производство -ОМД*. 2002. 2. С. 28-30.

108. Данилин В.Н., Современное прессовое оборудование для осуществления прессования с активным действием сил трения. *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2002. 9. С. 554-559.

109. Овчинников А.Г., Дмитриев А.М. Прессы для холодной объемной штамповки выдавливанием с активными силами трения. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1995. 12. С. 7-10.

110. Ishihara Y., Osakada K. Enclosed die forging using die set. 60 *Excellent Inventions in Metal Forming*. Berlin–Heidelberg: Springer–Verlag. 2015, pp. 307–312. ISBN 978–3–662–46311–6.

111. Золотухин Н.М., Ахадов Г.Г., Годжаев С.М., Святославский В.П. Определение усилия прессования при истечении металла в поперечном направлении. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1973. 11. С. 8-10.

112. Alexander I., Lengyel B. On the cold extrusion of flanges against high hydrostatic pressure. *J. Inst. Metals*. 1964-1965. 93. 5, pp. 137-145.

113. Алиев И.С., Носаков А.А., Махмудов К.Д. Метод кинематических модулей для анализа процессов точной объемной штамповки. *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в*

- металургії і машинобудуванні. Зб. наук. пр. Краматорськ: ДДМА. 2001. С. 142-146.*
114. Алиева Л.И., Титов А.В., Корденко М.Ю. Моделирование процессов поперечного бокового выдавливания. *Обработка материалов давлением. Краматорск : ДГМА. 2019. 1 (48). С. 35-44.*
115. Алиева Л.И., Лобанов А.И., Борисов Р.С., Савчинский И.Г. Проектирование процессов выдавливания в разъемных матрицах. *Известия Тульского государственного университета. Серия «Механика деформируемого твердого тела и ОМД», вып.2. Тула: ТулГУ. 2004. С. 132–139.*
116. Алиева Л.И., Борисов Р.С. Комбинированное выдавливание полых деталей с фланцем. *Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні. Зб. наук. пр. в 2-х ч. Ч.1. Луганськ: Вид-во СНУ ім.В.Даля. 2004. С. 49-55.*
117. Алиева Л.И. Моделирование процесса формообразования полых деталей при радиальном выдавливании. *Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні. Зб. наук. пр. Луганськ: СНУ ім.В.Даля. 2005. С. 11-16.*
118. Носаков А.А., Солодун Е.М., Алиева Л.И. Прогнозирование дефектов типа утяжин при точной штамповке выдавливанием. *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. Зб. наук. пр. Краматорськ - Хмельницький: ДДМА. 2002. С. 105-110.*
119. Aliyeva L.I., Gumenuk U.I., Usmanov D.V. Predictions of deviations of the shape of details at cold extrusion. *VI Miedz. konf. Naukowa. Nowe technologie i osiagniecia w metargii i inzenierii materialowej. Czenstchowa. 2005, pp. 383-391.*
120. Алиева Л.И., Гуменюк Ю.И., Усманов Д.В. Прогнозирование отклонений формы деталей при холодном выдавливании. *Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. Том 8. Пластична деформація металів. Дніпропетровськ: Системні технології. 2005. С. 515-520.*
121. Дмитриев А.М., Воронцов А.Л. Прогнозирование утяжин при штамповке. *Справ. Инж. журнал. 2004. 11. С. 29-32.*
122. Алиева Л. И., Гуменюк Ю.И., Усманов Д.В. Моделирование процесса образования дефектов формы при продольном выдавливании полых деталей. *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. Краматорськ : ДДМА. 2005. С. 220–226.*
123. Алиева Л.И. Радиально-обратное выдавливание деталей с фланцем. *Физика и техника высоких давлений. 2016. 26. 3–4. С. 43–56.*

124. Коган Р.М. Штамповка с противодавлением. *Конструирование и технология машиностроения*. 1965. 2. С. 1-7.
125. Vickers G.W., Plumtree A. Simulation of the heading process. *Transactions of the ASME*. 1975. 2, pp. 120-135.
126. Кузнецов Д.П., Савушкин Е.Т. Напряженно-деформированное состояние заготовки при холодном поперечном выдавливании. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1974. 3. С. 5-8.
127. Qin Y., Balendra R., Mater J. An approach for the forming of large-thickness-flange components by injection forging. *Process. Techn.* 2004. 2, pp.153-162.
128. Калюжный А.В., Алиева Л.И., Таган Л.В. Силовые режимы извлечения пуансонов из деталей после холодного обратного выдавливания и прямого выдавливания с раздачей. *Обработка материалов давлением*. Краматорск: ДГМА. 2016. 2 (43). С. 67–76.
129. Гончарук К.В., Алиева Л.И., Грудкина Н.С., Таган Л.В. и др. Анализ влияния формы инструмента на энергосиловые параметры при комбинированной осадке. *Научный Вестник ДГМА: Краматорск*. 2015. 3 (18Е). С. 70–79.
130. Грудкіна Н.С., Алієв І.С., Алієва Л.І., Таган Л.В. Використання кінематичних параметрів для оптимізації силових характеристик процесів комбінованого суміщеного видавлювання. *Університетська наука-2020: матеріали Міжнародної наукової конференції 20–21 травня 2020 р.* Маріуполь : ПДТУ. 2020. С. 85–87.
131. Грудкина Н.С., Алиева Л.И., Малий К.В. Проектирование процессов холодного выдавливания на основе энергетических расчетных модулей *Обработка материалов давлением*. Краматорск: ДГМА. 2020. 1 (50). С. 67–76.
132. Ренне И.П. Теоретические основы экспериментальных методов исследования деформаций методом сеток в процессах обработки металлов давлением. Тула: ТПИ. 1979. 96 с.
133. Дель Г.Д. Технологическая механика. Москва: Машиностроение. 1978. 174 с.
134. Кроха В.А. Упрочнение металлов при холодной пластической деформации: Справочник. Москва: Машиностроение. 1980. 157 с.
135. Биба Н.В., Стебунов С.А. Применение программы QFORM 2D/3D для разработки малоотходной технологии штамповки. *Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. Том 5. Пластична деформація металів*. Дніпропетровськ: Системні технології. 2002. С. 221-226.

136. Матвеев С.А., Мамутов В.С., Иванов К.М. Возможности конечно-элементного анализа при решении технологических задач обработки металлов давлением. *Металлообработка*. 2003. 1. С. 23-28.

137. Степанский Л.Г. Об опытной проверке результатов компьютерного моделирования процессов пластического деформирования. *Кузнечно-штамповочное производство -ОМД*. 2001. 6. С. 36-40.

138. Леванов А.Н., Колмогоров В.Л., Буркин С.П. и др. Контактное трение в процессах обработки металлов давлением. Москва: Металлургия, 1976. 416 с.

139. Алиев И. С., Крюгер К. Методы и устройства для исследования контактного пластического трения при объемном пластическом деформировании. *Кузнечно-штамповочное производство. ОМД*. 2008. 1. С. 3–10.

140. Martín F., Martín M.J., Sevilla L., Sebastián M.A. The Ring Compression Test: Analysis of dimensions and canonical geometry. *The Manufacturing Engineering Society International Conference, MESIC 2015. Procedia Engineering*. 2015. 132, pp. 326 – 333. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2015.12.502>

141. Lenzen M., Kraus M., Merklein M. Analytical friction force compensation of flow curves out of layer compression tests with the pin extrusion test. *Int J Mater Form*. 2020. DOI: <https://doi.org/10.1007/s12289-020-01555-y>

142. Plančak M., Car Z., Kršulja M., Vilotić D., Kačmarčik I., Movrin D. Possibilities to measure contact friction in bulk metal forming. *Technical Gazette*. 2012. 19. 4, pp. 727-734. URL: <https://core.ac.uk/download/pdf/14458437.pdf>

143. Lorenz R., Hagenah H., Merklein M. Experimental evaluation of cold forging lubricants using double-cup-extrusion-tests. *Materials Science Forum*. 2018. 918, pp. 65–70. DOI: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/msf.918.65>

144. Zhang Q., Arentoft M., Bruschi, S., Dubar L., Felder E. Measurement of friction in a cold extrusion operation: Study by numerical simulation of four friction tests. *International Journal of Material Forming*. 2008. 1, pp. 1267–1270. DOI : <https://doi.org/10.1007/s12289-008-0133-x>

145. Алиева Л.И., Лобанов А.И. Исследование контактного трения в процессе холодного выдавливания. *Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку. Матеріали III Міжн. наук.-техн. конф. Краматорськ*. 2005. С. 99-101.

146. Огородников В.А. Оценка деформируемости металлов при обработке давлением. Киев: Вища школа. 1983. 175 с.

147. Калпин Ю.Г., Филиппов Ю.К., Калпина Н.Ю. Пластичность алюминиевых сплавов при немонотонном деформировании. *Процессы обработки металлов давлением в автомобилестроении*. Москва: МАМИ. 1986. С. 81-87.

148. Огородников В.А. , Деревенько И.А, Алиева Л.И. Ресурс пластичности металлов при холодном объемном формоизменении : монография. Винница: ООО «Меркьюри–Подолье». 2016. 176 с. ISBN 978–966–2696–69–1.

149. Алієва Л.І., Огородніков В.А., Грушко О.В. Оцінка технологічної деформівності при обробці металів тиском з урахуванням схем напруженого стану. *Научный Вестник ДГМА*. Краматорск : ДГМА. 2015. 1(16Е). С. 4–21. URL: http://nbuv.gov.ua/UJRN/nvdgma_2015_1_3

150. Огородников В.А., Алиева Л.И, Деревенько И.А. Пластичность металлов при объемном напряженном состоянии. *Вісник НТУУ «КПІ». Серія «Машинобудування»*. 2012. 64. С. 201–207.

151. Алиева Л.И., Огородников В.А. Влияние гидростатического давления и истории его изменения на пластичность в задачах обработки металлов давлением. *Изв. ТулГУ. Технические науки*. Тула : Изд-во ТулГУ. 2014. 10. 1. С. 118–128.

152. Aliieva L. Application of fracture criteria in technological problems of metal forming. *XVI International scientific conference. New technologies and achievements in metallurgy, material engineering and production engineering*. A collective monograph. Chenstohov. 2015, pp. 94–99. ISBN 978-83-63989-27-9.

153. Степанский Л.Г. Энергетический критерий разрушения металла при обработке давлением. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1988. 9. С. 1–5.

154. Алиева Л. И. Оценка предельного формоизменения при радиальном выдавливании с использованием энергетического критерия. *Известия Тульского государственного университета. Серия «Механика деформируемого твердого тела и обработка металлов давлением»*. 2006. 1. С. 199–206.

155. Алиева Л.И. Процессы комбинированного деформирования и выдавливания. *Обработка материалов давлением*. Краматорск : ДГМА. 2016. 1 (42). С. 100–108.

156. Пат. 13745 Україна, В21К21/00. Спосіб виготовлення деталей типу втулок з фланцем. Алієва Л.І. 2006.

157. Пат. 8620 Україна, В21К21/00. Спосіб видавлювання деталей зі складним профілем. Алієва Л.І., Борисов Р.С. 2005.

158. Пат. 71184 Україна, В21К5/00. Спосіб виготовлення порожнистих деталей з фасонною зовнішньою поверхнею. Алієв І.С., Носаков А.А., Алієва Л.І., Косенко М.В. 2004.

159. Пат. 51926 Україна, В21 К21/00. Спосіб виготовлення деталей типу втулки з фланцем. Алієва Л.І., Мартинов С.В., Москаленко М.С. 2010.

160. Пат. 48902 Україна, В21 К21/00. Спосіб виготовлення деталей типу втулки з зовнішнім фланцем. Абхарі П., Алієв І.С., Алієва Л.І., Мартинов С.В. 2010.

161. Пат. 7430 Україна, В21К21/00. Спосіб виготовлення порожнистих деталей. Алієва Л.І., Чучин О.В. 2005.

162. Пат. 45702 Україна, В21 К21/00. Спосіб виготовлення порожнистих деталей. Алієв І.С., Алієва Л.І., Жбанков Я.Г. 2009.

163. Пат. 32229 Україна, В21 К21/00. Спосіб виготовлення порожнистих деталей. Алієв І.С., Алієва Л.І., Жбанков Я.Г. 2008.

164. Пат. 74207 Україна. В21 К 21/00. Спосіб виготовлення деталей типу втулок. Алієв І.С., Алієва Л.І., Бондарева О.М., Гаріфуліна А.Р. 2012.

165. Пат. 68115А Україна, В21К21/00. Спосіб виготовлення деталей з наскрізним отвором. Алієва Л.І., Лобанов О.І., Савчинський І.Г., Сивак К.І. 2004.

166. Пат. 73920 Україна, В21 К21/00. Спосіб виготовлення деталей з наскрізним отвором. Алієв І.С., Алієва Л.І., Бондарева О.М. 2012.

167. Пат. 60575А Україна. В21 J13/00. Пристрій для поперечного видавлювання. Алієв І.С., Лобанов О.І., Перерва О.В., Алієва Л.І. 2003.

168. Пат. 72113А Україна, В21 J5/00. Спосіб одержання деталей з порожниною. Алієв І.С., Савчинський І.Г., Лобанов О.І., Алієва Л.І. 2005.

169. Алиева Л.И., Жбанков Я.Г. Выбор кинематических модулей для определения силовых параметров радиального выдавливания. *Вісник ДДМА*. Краматорськ : ДДМА. 2006. 3 (5). С. 108–113.

170. Алиева Л.И. Свойства кинематических модулей для анализа процессов выдавливания. *XVII Міжнародна науково-технічна конференція «Прогресивна техніка, технологія і інженерна освіта»*. 22–25 червня 2016. Одеса–Київ : НТУУ«КПІ». 2016. С. 69–71.

171. Алиева Л.И., Грудкина Н.С., Крюгер К. Моделирование процесса радиально-обратного выдавливания полых деталей. *Mechanics and Advanced Technologies*. 2017. 1(79). С. 91–99. DOI: <http://dx.doi.org/10.20535/2521-1943.2017.79.95873>.

172. Hrudkina N.S., Aliieva L.I. Modeling of cold extrusion processes using kinematic trapezoidal modules. *FME Transactions* 2020, 48, pp. 357-363. DOI: <https://www.mas.bg.ac.rs/istrazivanje/fme/start>

173. Алиева Л.И. Оценка деформированного состояния деталей в процессе холодного выдавливания. *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2016. 2. С. 77–85.

174. Биба Н.В., Стебунов С.А., Гладков Ю.А., Мордвинцев П.С. Qform – универсальная и эффективна программа для моделированияковки и штамповки. *Кузнечно-штамповочное производство. ОМД*. 2011. 1. С. 36–42.

175. Гуменюк Ю.И., Даниленко С.В., Усманов Д.В. Применение перестроения сетки при конечноэлементном моделировании процесса холодного продольного выдавливания. *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. Зб. наук. пр.* Краматорськ: ДДМА. 2004. С. 235–240.

176. Огородников В.А., Кирица И.Ю., Музычук В.И. Диаграммы пластичности и особенности их построения. *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. Зб. наук. пр.* Краматорськ: ДДМА. 2006. С. 251–255.

177. Алиева Л. И. Критерии деформируемости и возможности их использования в задачах обработки давлением. *Вісник ДДМА*. 2016. 2 (38). С. 17–21.

178. Алиева Л.И., Сивак Р.И., Коцюбивская Е.И., Сухоруков С.И. Деформируемость заготовок при радиальном выдавливании с противодавлением. *Обработка материалов давлением*. Краматорск : ДГМА. 2018. 2 (47). С. 96–104.

179. Коцюбивская Е.И., Сивак И.О., Алиева Л.И., Куценко С.В. Оценка деформируемости заготовок при радиальном выдавливании с противодавлением *Обработка материалов давлением*. Краматорск : ДГМА. 2008. 1(19). С. 29–33.

180. Алиева Л.И., Деревенько И.А., Сивак Р.И. Ресурс пластичности в процессах комбинированного выдавливания. *Обработка материалов давлением*. Краматорск : ДГМА. 2013. 1 (34). С. 11–17.

181. Сивак И.О. Поверхность предельной пластичности. *Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском у машинобудуванні та металургії*. Краматорськ: ДДМА. 1999. С. 9–15.

182. Пат. 63208А Україна, G01N3/28. Спосіб випробування металевих зразків для визначення граничної пластичної деформації. Алієв І.С., Савчинський І.Г., Алієва Л.І., Сівак К.І. 2004.

183. Буренников Ю.А., Сивак Е.И., Алиева Л.И. Применение промежуточных отжигов для улучшения механических характеристик заготовок, получаемых при поперечном выдавливании. *Удосконалення*

процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. Краматорськ: ДДМА. 2004. С. 384–387.

184. Алиева Л.И., Жбанков Я.Г. Методика исследования контактного трения в процессе холодного выдавливания. *Матеріали II Міжнародної науково-практичної конференції «Сучасні технології промислового комплексу-2016» 14–18 вересня 2016 року*. Херсон: ХНТУ. 2016. С. 121–124.

185. А. с. 1196091 СССР. МКИ В21 J 13/02. Устройство для исследования условий деформирования. Алиев И.С., Богоявленский К.Н. 1985.

186. Пат. 105542 Україна. МПК G 01 N 3/08, В 21 J 13/00. Пристрій для дослідження умов контактного тертя. Л.І. Алієва. 2016.

187. Пат. 104517 Україна. МПК G01 N 3/08, В21 J 13/00. Пристрій для дослідження умов пластичного деформування. Алієва Л.І. 2016.

188. Соловьев В.А., Яхонтова В.Е. Элементарные методы обработки результатов измерений: Учеб. пособие. Ленинград: Изд-во ЛГУ. 1977. 72 с.

189. Алиева Л.И. Моделирование процесса комбинированного выдавливания фланцев на полых деталях. *Вісник НТУУ «КПІ». Серія «Машинобудування»*. 2016. 1(76). С. 20–30.

190. Hrudkina N., Aliieva L., Abhari P., Kuznetsov M. Derivation of engineering formulas in order to calculate energy-power parameters and a shape change in a semi-finished product in the process of combined extrusion. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2019. 2. 7 (98), pp. 49–57. DOI: <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2019.160585>

191. Алієва Л.І., Калюжний В.Л., Картамишев Д.О. і інш. Дослідження напружено-деформованого стану порожнистих виробів при комбінованому видавлюванні з роздачею. *Обработка материалов давлением*. Краматорск : ДГМА. 2019. 2 (49). С. 14–22.

192. Алиева Л.И., Алиев И.С., Картамышев Д.А., Чучин О.В. Формоизменение в процессе комбинированного выдавливания полых деталей типа стакана. *Обработка материалов давлением*. Краматорск : ДГМА, 2017. 1 (44). С. 100–107.

193. Aliieva L., Aliiev I., Kartamyshev D. Combined radial - forward extrusion of hollow parts like cups. *XVIII International scientific conference. New technologies and achievements in metallurgy, material engineering, production engineering and physics*. Series: Monografie. Czestochowa. 2017. 68, pp. 108–113.

194. Алиева Л.И., Мартынов С.В., Жбанков Я.Г., Гончарук К.В. Силовой режим радиального выдавливания внутреннего фланца.

Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні. Луганськ : СНУ. 2013. 1 (14). С. 88–98.

195. Алієва Л.І., Абхари П.Б., Малій Х.В. і інш. Формоутворення пористих деталей способами комбінованого видавлювання. *Вісник ДДМА.* 2019. 2(46). С. 51–58.

196. Алиева Л. И., Картамышев Д. А., Махмудов К.Д., Чучин О.В. Энергосиловые параметры процессов холодного выдавливания полых деталей. *Вісник НТУ «ХП».* Харків. 2018. 30 (1306). С. 3–9.

197. Алиева Л.И. Неравномерность деформированного состояния заготовок при холодном выдавливании. *Обработка материалов давлением.* Краматорск : ДГМА. 2016. 2 (43). С. 57–66.

198. Алиева Л.И., Таган Л.В., Гончарук К.В. Снижение неравномерности деформирования заготовок при холодном выдавливании. *Матеріали Всеукраїнської НТК «Сучасні тенденції розвитку машинобудування та транспорту».* 9–11.11. 2016. Кременчук. 2016. С. 30–32.

199. Алиева Л.И. Образование дефектов деталей в процессах холодного выдавливания. *Вісник ХНТУ.* Херсон. 2016. 4. С. 18–27.

200. Алиева Л.И. Управление формобразованием деталей с фланцем при холодном выдавливании. *Вісник НТУ «ХП».* Харьків. 2016. 30 (1202). С. 13–20.

201. Алиева Л.И., Мартынов С.В., Соколов Л.Н. Получение утолщений при радиальном выдавливании втулок. *Научный вестник ДГМА.* Краматорск: ДГМА, 2007. 2Е (10). С. 83–87. URL: http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/TITUL.html

202. Алиев И.С., Алиева Л.И., Мартынов С.В., Савчинский И.Г. Формообразование фланцев при холодном выдавливании осесимметричных деталей. *Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском у металургії і машинобудуванні.* Краматорськ : ДДМА. 2007. С. 221–225.

203. Алиева Л.И. Абхари П., Жбанков Я.Г. Формоизменение в процессе радиального выдавливания высоких фланцев. *Вісник ДДМА.* 2009. 1 (15). С. 27–31.

204. Алиева Л. И., Жбанков Я.Г., Абхари П. Радиальное выдавливание высоких фланцев. *Вестник НТУ «ХПИ».* Харьків. 2009. 32. С. 22–26.

205. Алиева Л.И., Жбанков Я.Г., Абхари П. Силовые режимы радиального выдавливания деталей с высоким фланцем. *Кузнечно-штамповочное производство. ОМД.* 2010. 4. С. 24–26.

- Алиева Л.И., Мартынов С.В., Грудкина Н.С. Напряженно-деформированное состояние при холодном выдавливании втулок с фланцем. *Вісник НТУ «ХП»*. 2010. 43. С. 69–73.
206. Алиева Л.И., Мартынов С.В., Грудкина Н.С. и др. Напряженно-деформированное состояние при холодном выдавливании втулок с внутренним фланцем. *Кузнечно-штамповочное производство. ОМД*. 2011. 9. С. 18–21.
207. Алиева Л.И., Деревенько И.А., Мартынов С.В., Гончарук К.В. Оценка технологической деформируемости при штамповке деталей с фланцем. *Научный Вестник ДГМА*. Краматорск : ДГМА. 2014. 2 (14Е). С. 4–8. URL: http://nbuv.gov.ua/UJRN/nvdgma_2014_2_3
208. Алиев И.С., Алиева Л.И., Мартынов С.В., Ткаченко Н.Ю. Оценка технологической деформируемости при холодном выдавливании втулок с фланцем. *Научный вестник ДГМА*. Краматорск : ДГМА. 2010. 1 (6Е). С. 8–14. URL : www.dgma.donetsk.ua/publish/vesnik/1/article/10AISSWF.pdf.
209. Алиева Л.И., Мартынов С.В., Комиренко А.Д. Технологическая деформируемость при штамповке втулок с фланцем. *Состояние и перспективы развития сельскохозяйственного машиностроения. Материалы V Международной НТК*. Ростов-на-Дону : ДонГТУ. 2012. С. 199–202.
210. Алиева Л.И., Алиев И.С., Грудкина Н.С., Малий К.В. Моделирование процессу комбінованого радіально-зворотного видавлювання деталей з фланцем. *Обработка материалов давлением*. Краматорск : ДГМА. 2019. 1 (48). С. 23-34. DOI: [https://doi.org/10.37142/2076-2151/2019-23\(48\)](https://doi.org/10.37142/2076-2151/2019-23(48))
211. Алиева Л.И., Жбанков Я.Г., Мартынов С.В., Мороз Б.С. Комбинированное выдавливание полых деталей с фланцем. *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр.* Краматорськ: ДДМА. 2007. С. 231–236.
212. Алиева Л.И., Борисов Р.С., Жбанков Я.Г., Мороз Б.С. Исследование комбинированного поперечно-прямого выдавливания. *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр.* Краматорськ. 2008. С. 45–48.
213. Алиева Л. И. Комбинированное радиально-прямое выдавливание деталей с фланцем. *Труды VIII Международной научно-практической конференции «Научно-технический прогресс в металлургии»*. 23–24 октября 2015 года. Темиртау. 2015. С 377–382.
214. Алиева Л.И., Жбанков Я.Г., Мясущкин Е.А. Моделирование процесса комбинированного выдавливания полых детали с фланцем на

- основе визуализации постановки задачи. *Вісник ДДМА*. 2008. 1 (11). С. 20–24.
215. Алиева Л.И. Силовой режим формообразования полых деталей при холодном радиально-прямом выдавливании с обжатием. *Вісник НТУ «ХПИ»*. Харків. 2016. 38 (1210). С. 5-12.
216. Aliieva L., Hrudkina N., Aliiev I., Zhbankov I., Markov O.. Effect of the tool geometry on the force mode of the combined radial-direct extrusion with compression. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2020. 2. 1 (104), pp. 15 –22. DOI: <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2020.198433>
217. Aliiev I.S., Aliieva L.I., Zhbankov I.G. Press tools for the extrusion hollow parts with complex surface profiles. *9th International Conference «Research and Development in Mechanical Industry» RaDMI*. Serbia : Vrnjačka Banja. 2009. September, pp. 139–143.
218. Алиева Л.И., Жбанков Я.Г., Махмудов К.Д. Исследование процесса радиально-прямого выдавливания на оправке. *Вісник ДДМА*. 2007. 3. С. 13–18.
219. Алиев И.С., Алиева Л.И., Жбанков Я.Г. Формоизменение заготовки при радиально-прямом выдавливании на оправке. *Наукові праці Донецького НТУ. Серія: Металургія*. 2008. 10 (141). С. 201–205.
220. Aliieva L., Zhbankov Y. Radial-direct extrusion with a movable mandrel. *Metallurgical and Mining Industry*. 2015. 11, pp. 175–183.
221. Алиева Л.И., Картамышев Д.А., Махмудов К.Д. Комбинированное выдавливание-разделение деталей типа колец. *Вісник НТУ «ХПИ»*. Харків. 2017. 43 (1265). С. 10-17.
222. Алиева Л.И., Бондарева Е.Н. Безотходная штамповка деталей типа колец. *Научно-технический прогресс в металлургии. VII Международная научно-практическая конференция, посвященная 50-летию КГИУ. Том 2*. Темиртау. 11–12 октября 2013. С. 58–63
223. Алиева Л.И., Чучин О.В., Бондарева Е.Н., Жбанков Я.Г. Новые способы выдавливания для безотходного изготовления полых деталей типа втулок и колец. *Обработка материалов давлением*. Краматорск : ДГМА. 2010. – 3 (24). С. 86–91.
224. Алиева Л.И., Бондарева Е.Н., Жбанков Я.Г. Моделирование малоотходной штамповки полых деталей из сплошных заготовок. *Научный вестник ДГМА*. Краматорск: ДГМА. 2010. 1 (6Е). С. 15–21. URL: http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/TITUL.html
225. Бондарева Е.Н., Алиева Л.И., Гарифулина А.Р. Формоизменение при сквозной прошивке. *Вісник НТУ «ХПИ»*. Харків. 2011. 45. С. 62–66.

226. Бондарева Е.Н., Алиева Л.И. Малоотходные технологии изготовления втулок. *Обработка материалов давлением*. Краматорск : ДГМА. 2013. 3 (36). С. 109–112.

227. Алиева Л.И., Грудкина Н.С. Особенности проектирования процессов холодного выдавливания на основе развития модульного подхода в рамках энергетического метода. *Вісник НТУ «ХПІ»*. Харків. 2015. 24 (1133). С. 21–32.

228. Алиева Л. И. Проектирование процессов холодного выдавливания деталей с фланцами. *Научный вестник ДГМА*. Краматорск. 2016. 3(21Е). С. 19. [http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%963\(21%D0%95\)_2016/article/5.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%963(21%D0%95)_2016/article/5.pdf)

229. Алієва Л.І., Таган Л.В. Ресурсозберігаючі процеси холодного видавлювання: посібник для студентів спеціальностей 131-«Прикладна механіка», 136- «Металургія». Краматорськ: ДДМА. 2020. 180 с. ISBN 978-966-379-927-8.

230. Абхарі П., Таган Л.В., Кузенко О.А., Панібратченко Ю.А. Точне об'ємне штампування заготовок для операцій видавлювання. *Університетська наука–2019: тези доп. Міжнар. НТК*. 16–17 травня 2019. Маріуполь: ПДТУ. 2019. С. 62–63.

231. Пат. 108586. Україна, В21 J 13/02. Пристрій для видавлювання порожнистих виробів з фасонною зовнішньою поверхнею. Алієва Л.І. 2016.

232. Пат. 133899 Україна. В21К 21/00. Спосіб виготовлення порожнистих деталей. Алієва Л.І., Алієв І.С., Левченко В.М., Малій Х.В. і інші. 2019.

233. Пат. 74528 Україна. В21 К 21/00. Спосіб одержання порожнистих виробів з тонким дном. Алієв І.С., Савчинський І.Г., Борисов Р.С., Алієва Л.І. 2005.

234. Пат. 117796 Україна. В21 К 21/00. Спосіб одержання порожнистих виробів з тонким дном. Алієва Л.І., Абхарі П., Гончарук Х.В., Таган Л.В. 2017.

235. Алиева Л.И., Лобанов А.И., Сивак Р.И., Чучин О.В. Конструирование штампов для комбинированного выдавливания. *Матеріали ІХ Міжнар. НТК «Ресурсозбереження та енергоефективність процесів і обладнання ОМТ у машинобудуванні та металургії»*. 22.11. 2017. Харків: НТУ «ХПІ». С. 11–12.

236. Пат. 51884 Україна. В21 J 13/02. Штамп для отримання порожнистих деталей з внутрішнім фланцем. Алієва Л.І., Мартинов С.В., Грудкіна Н.С. 2010.

Наукове видання

**АЛІЄВА Лейла Іграмотдіновна
МАЛІЙ Христина Василівна
ТАГАН Любов Вікторівна**

**УДОСКОНАЛЕННЯ ПРОЦЕСІВ ХОЛОДНОГО
ВИДАВЛЮВАННЯ ПУСТОТЛИХ ДЕТАЛЕЙ**

Монографія
(Російською мовою)

Редагування

М. Ю. Корденко

Комп'ютерне верстання

М. О. Маркова

124/2012. Формат 60 x 84/16. Ум. друк. арк. 29,08.
Обл.-вид. арк. 15,3. Тираж 300 пр. Зам. № 51

Видавець

Донбаська державна машинобудівна академія
84313, м. Краматорськ, вул. Академічна, 72.
Свідоцтво суб'єкта видавничої справи
ДК №1633 від 24.12.2003

Виготівник

ТОВ «Тіраж–51»
84313, м. Краматорськ, вул. О.Тихого, 10/4.
Свідоцтво суб'єкта видавничої справи
ДК №4068 від 18.05.2011 р.