

Министерство образования и науки РФ
Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение
высшего профессионального образования
«Сибирская государственная автомобильно-дорожная академия (СибАДИ)»

на правах рукописи



Ковальчук Алексей Иванович

**РАЗРАБОТКА И СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЙ
ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ С КОНИЧЕСКИМИ ПОВЕРХНОСТЯМИ
ХОЛОДНЫМ ВЫДАВЛИВАНИЕМ
НА ОСНОВЕ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ**

специальность 05.16.05 – Обработка металлов давлением

Диссертация на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Научный руководитель:
доктор технических наук
А.А. Александров

Омск – 2015

Содержание

Введение.....	4
1 Обзор технологий и способов холодной объемной штамповки деталей с коническими поверхностями и методов исследований.....	11
1.1 Особенности технологий холодной объемной штамповки.....	11
1.2 Теоретические и экспериментальные методы исследования процессов штамповки.....	12
1.3 Способы объемной штамповки осесимметричных деталей с коническими поверхностями	16
1.4 Ресурс пластичности металла при штамповке	37
1.5 Выводы и постановка задач исследования.....	39
2 Теоретическое исследование процесса холодного комбинированного выдавливания цилиндрической детали с коническими полостями.....	42
2.1 Разработка расчетной схемы процесса для определения величины силы штамповки и формоизменения деформируемой заготовки.....	42
2.2 Расчет ресурса пластичности металла.....	57
2.3 Алгоритм и компьютерная программа для реализации разработанной математической модели процесса комбинированного выдавливания.....	62
3 Теоретическое исследование процессов прямого выдавливания заготовки через коническую или клиновую матрицу	73
3.1 Определение технологических параметров процесса прямого выдавливания через коническую матрицу.....	73
3.1.1 Расчет деформирующей силы.....	73
3.1.2 Расчет положения сечений по линиям тока	85
3.2 Определение технологических параметров процесса прямого выдавливания через клиновую матрицу.....	88
3.2.1 Расчет удельной силы прямого выдавливания.....	88
3.2.2 Построение кривых по оптимальным соотношениям матрицы.....	90

3.2.3 Методика расчета деформированного состояния с использованием годографа скоростей	96
4 Экспериментальное исследование и отработка технологии холодного выдавливания деталей с коническими элементами	104
4.1 Эксперименты по прямому выдавливанию цилиндрической заготовки через коническую матрицу.....	104
4.2 Эксперименты по комбинированному выдавливанию цилиндрической детали с коническими полостями.....	106
4.3 Исследование деформированного состояния заготовки при прямом выдавливании через клиновую матрицу	110
4.4 Технологии изготовления деталей	114
Основные выводы и результаты.....	118
Список использованных источников.....	120
Приложения.....	135
Приложение А Свидетельства о регистрации программы для ЭВМ и электронного ресурса.....	136
Приложение Б Акты об использовании результатов работы.....	138

Введение

Актуальность темы исследования

Эффективность метода холодной объемной штамповки обусловлена возможностью получения поковок, приближающихся по форме, размерам и качеству поверхности к готовым деталям, что позволяет значительно уменьшить или полностью исключить доработку резанием. Однако из-за высоких нагрузок на инструмент использование технологий холодной объемной штамповки ограничено.

Применение процессов комбинированного выдавливания полых деталей с коническими поверхностями, включающих операции прямого и обратного выдавливания, способствует снижению сил деформирования, а также дает возможность сократить количество переходов штамповки.

Несмотря на эффективность применения способов комбинированного выдавливания при создании технологий получения изделий сложной формы, (в частности с коническими участками) они остаются недостаточно изученными.

Существующие теоретические методы обработки металлов давлением позволяет рассчитывать силовой режим процесса, кинематику течения металла и формоизменение штампуемой заготовки, напряженно-деформированное состояние и степень исчерпания ресурса пластичности металла, и определять оптимальные размеры формообразующего инструмента. Вместе с тем, находя для расчета процессов резервные возможности известных методов, в том числе графических, можно уточнить некоторые имеющиеся решения, получить более полное описание процесса деформации для выработки научно обоснованных рекомендаций по проектированию технологии штамповки фасонных изделий.

Актуальность работы, направленной на совершенствование расчетных методов и математических моделей процессов холодного выдавливания для создания новых и совершенствования существующих технологий изготовления фасонных деталей, в том числе с использованием способов комбинированного

выдавливания, определяется возможностью снижения материальных и энергетических затрат производства.

Диссертационная работа выполнена в соответствии с Аналитической целевой программой министерства образования и науки Российской Федерации «Развитие научного потенциала высшей школы на 2009-2012 г.г.» (проекты 2.1.2/5431 и 7.1765.2011).

Степень ее разработанности

Диссертация является законченным научным трудом, в котором представлены новые и усовершенствованные математические модели процессов прямого и комбинированного выдавливания разработанные с использованием теоретических методов обработки металлов давлением, а также полученные автором экспериментальные данные. Разработан алгоритм и компьютерная программа, позволяющая производить математическое моделирование процесса комбинированного выдавливания. На основе проведенных исследований разработаны практические рекомендации по проектированию технологических процессов изготовления деталей с коническими поверхностями. Приведены примеры разработанных технологий изготовления двух типов деталей, которые приняты к использованию на производстве.

Цели и задачи

Разработка и совершенствование технологий штамповки деталей с коническими поверхностями методом холодного выдавливания с применением научно обоснованных рекомендаций, полученных на основе экспериментальных и теоретических исследований, для снижения энергетических и материальных затрат производства.

1. Разработать математическую модель процесса холодного комбинированного выдавливания детали с коническими полостями на основе вариационного энергетического метода, для определения силовых, кинематических и деформационных параметров.

2. Разработать уточненную математическую модель процесса холодного прямого выдавливания цилиндрической заготовки через коническую матрицу по

линиям тока для нахождения оптимального угла матрицы, обеспечивающего наименьшую силу деформирования. Сопоставить полученные результаты с расчетами плоской задачи методом верхней оценки для клиновой матрицы.

3. Разработать графоаналитическую методику расчета деформированного состояния металла при прямом выдавливании через клиновую или коническую матрицу.

4. Провести эксперименты для оценки адекватности результатов теоретических исследований и научного обоснования рекомендаций, полученных с использованием разработанных математических моделей и расчетных методик.

5. Применить результаты исследований для совершенствования технологий изготовления изделий с коническими поверхностями.

Научная новизна

1. Разработана и экспериментально подтверждена математическая модель для определения деформирующей силы, ресурса пластичности металла и формоизменения штампуемой заготовки при холодном комбинированном выдавливании детали с коническими полостями.

2. С использованием уточненной математической модели процесса холодного прямого выдавливания цилиндрической заготовки через коническую матрицу определены, обеспечивающие наименьшую силу выдавливания, оптимальные углы матрицы, значения которых подтверждены экспериментами.

3. Предложена методика определения деформированного состояния металла при прямом выдавливании на основе расчета положений сечений с использованием годографа скоростей.

4. Теоретически установлено, что соотношения размеров клиновой матрицы, обеспечивающие наименьшую силу прямого выдавливания, могут быть описаны кривой третьего порядка при любом заданном значении коэффициента трения. С учетом положения и размеров очага деформации, соответствующих условию минимума мощности деформации, построено семейство таких кривых, позволяющее графически определить величину относительной удельной силы для заданного угла матрицы или величины обжатия.

Теоретическая и практическая значимость работы

- С использованием созданных математических моделей процессов холодного выдавливания разработаны технологии штамповки, обеспечивающие получение деталей с коническими поверхностями с приложением наименьшей деформирующей силы.

- Предложена технология изготовления детали «биконическая втулка» холодным комбинированным выдавливанием, позволяющая увеличить коэффициент использования металла в 1,43 раза.

- Усовершенствована технология двухпереходной штамповки детали «корпус», за счет оптимизации угла конуса матрицы первого перехода, в результате достигнуто снижение деформирующей силы в 1,35 раза.

- Разработанные математические модели, методики расчета и рекомендации по проектированию процессов холодной объемной штамповки деталей с коническими поверхностями, а также компьютерная программа для расчета технологических параметров холодного выдавливания детали «биконическая втулка» (свидетельство о регистрации программы для ЭВМ № 2012617355) приняты к использованию на ОАО «Омсктрансмаш» г. Омск.

Методология и методы исследования

При исследованиях в лабораторных и производственных условиях, использованы теоретические и экспериментальные методы обработки металлов давлением (метод мощностей, метод верхней оценки, метод координатных сеток), математическое моделирование, стандартные и специально разработанные программы, статистические методы обработки данных.

Положения, выносимые на защиту

1. Разработанная математическая модель процесса холодного комбинированного выдавливания изделий с коническими полостями.

2. Разработана методика определения запаса пластичности металла при холодном комбинированном выдавливании в конические полости.

3. Уточненная математическая модель процесса прямого выдавливания цилиндрической заготовки через коническую матрицу и определяемые с её

помощью оптимальные параметры инструмента, обеспечивающие наименьшую силу деформирования.

4. Методика расчета деформированного состояния заготовки при выдавливании через клиновую или коническую матрицу с использованием годографа скоростей.

5. Результаты экспериментов по определению деформированного состояния и формоизменения заготовки, а также сил выдавливания в исследованных процессах штамповки.

6. Технологии изготовления осесимметричных деталей с коническими поверхностями, разработанные с использованием рекомендаций, полученных на основе проведенных теоретических и экспериментальных исследований.

Степень достоверности и апробация

Обеспечивается обоснованным использованием математических методов теории обработки металлов давлением, подтвержденных качественным и количественным согласованием теоретических и экспериментальных результатов с данными, полученными, как лично автором, так и другими исследователями.

Материалы диссертации докладывались и обсуждались на конференциях:

– III Всероссийская научно-практическая конференция студентов, аспирантов и молодых ученых «Развитие дорожно-транспортного комплекса и строительной инфраструктуры на основе рационального природопользования» – Омск: СибАДИ, 2008 г.;

– II Всероссийская молодежная научно-техническая конференция «Россия молодая: передовые технологии в промышленность» – Омск: ОмГТУ, 2009 г.;

– VII Международная научно-техническая конференция «Динамика систем, механизмов и машин» – Омск: ОмГТУ, 2009 г.;

– 69-я Международная научно-техническая конференция Ассоциации автомобильных инженеров (ААИ) «Какой автомобиль нужен России?» – Омск: СибАДИ, 2010 г.;

– 5-я Межрегиональная научно-практическая конференция: «Многоцелевые гусеничные и колесные машины: разработка, производство, модернизация,

эксплуатация, боевая эффективность, наука и образование» «Броня-2010» – Омск: ОТИИ, 2010 г.;

– VI Всероссийская научно-практическая конференция студентов, аспирантов и молодых ученых «Развитие дорожно-транспортного комплекса и строительной инфраструктуры на основе рационального природопользования» Омск: СибАДИ, 2011 г.;

– Международная научно-техническая конференция «Новые наукоемкие технологии получения материалов и изделий повышенного качества методами обработки давлением» – Краматорск: ДГМА, 2011 г.;

– 65-я Всероссийская научно-техническая конференция ориентированная на фундаментальные и прикладные исследования – Омск: СибАДИ, 2011 г.;

– Межвузовская научная конференция студентов и аспирантов «Природные и интеллектуальные ресурсы Омского региона (ОМСКРЕСУРС – 2 – 2012)» – Омск: СибАДИ, 2012 г.;

– Международная 66-я научно-практическая конференция «Ориентированные фундаментальные и прикладные исследования – основа модернизации и инновационного развития архитектуру-строительного и дорожно-транспортного комплексов России» – Омск: СибАДИ, 2012 г.;

– II Международная научная конференция «Инновационная деятельность предприятий по исследованию, обработке и получению современных материалов и сплавов» – Орск: ОГТИ, 2012 г.;

– 6-я Всероссийская конференция молодых ученых и специалистов «Будущее Машиностроения России» – Москва: МГТУ, 2013 г.;

– Молодежная научно-техническая конференция «Информационные технологии в науке и производстве» – Омск: ОмГТУ, 2014 г.

Соответствие паспорту специальности:

Содержание диссертации соответствует паспорту специальности 05.16.05. – Обработка металлов давлением и его следующим пунктам:

п. 1. – Исследование и расчет деформационных, скоростных, силовых, температурных и других параметров разнообразных процессов обработки металлов, сплавов и композитов давлением.

п. 2. – Исследование процессов пластической деформации металлов, сплавов и композитов с помощью методов физического и математического моделирования.

п. 5. – Математическое описание процессов пластической деформации металлов, сплавов и композитов с целью создания математических моделей, способов, процессов и технологий.

Личное участие соискателя в получении результатов, изложенных в диссертации, заключается в выполнении всех этапов диссертационной работы:

- изучение состояния вопроса и обоснование актуальности темы, формулировка цели и задач научного исследования;
- разработка математических моделей процессов прямого и комбинированного выдавливания с использованием теоретических методов обработки металлов давлением;
- разработка программных продуктов для математического моделирования;
- проведение экспериментов и обработка экспериментальных данных;
- разработка ресурсосберегающих технологий холодной объемной штамповки фасонных деталей с коническими поверхностями.

Публикации

По теме диссертации опубликовано 5 статей в рецензируемых научных журналах, общее количество опубликованных работ по теме диссертационной работы – 20, из которых 2 свидетельства о государственной регистрации компьютерной программы и электронного ресурса.

Структура и объем работы

Диссертация состоит из введения, четырех разделов и заключения, изложенных на 134 страницах, содержит 71 рисунок, 3 таблицы, библиографический список из 135 наименований и 2 приложения.

1 Обзор технологий и способов холодной объемной штамповки деталей с коническими поверхностями и методов исследований

1.1 Особенности технологий холодной объемной штамповки

Холодная объемная штамповка (ХОШ) является одним из прогрессивных ресурсосберегающих методов получения изделий [1]. Применение ХОШ при производстве изделий позволяет получать поковки, максимально приближенные по форме и размерам к готовым деталям, способствует снижению трудоемкости производства за счет устранения или сведения к минимуму необходимости последующей доработки. Коэффициент использования металла в 2-3 раза выше по сравнению с обработкой резанием, а по сравнению с литьём и горячей штамповкой на 30% и более. За счет упрочнения, происходящего при холодной пластической деформации, повышается прочность и износостойкость металла заготовок, что позволяет использовать низкоуглеродистые стали взамен низколегированных и среднеуглеродистых.

Вместе с тем применение процессов ХОШ ограничивается из-за высоких нагрузок на рабочий инструмент (удельные силы, превышают в некоторых случаях в 4 раза напряжение текучести деформируемого материала и достигают 2000 – 2500 МПа), а также деформационной способности штампуемого металла. Поэтому при создании технологии ХОШ в зависимости от характера способа формоизменения требуется определять оптимальные условия, позволяющие получить изделия при меньших нагрузках и повышенном ресурсе пластичности металла. Возможность определения таких условий теоретически и экспериментально показана исследователями процессов холодного выдавливания в работах [2, 3, 4, 5, 6, 7].

На величины нагрузок оказывают влияние факторы, такие как: механические и структурные характеристики обрабатываемого металла, размеры заготовки, степень деформации при выдавливании, форма и размеры

инструмента, а также условия трения. На трение влияют качество поверхностей заготовки и инструмента, марка материала, шероховатость, условия подготовки материала под нанесение смазки, состав смазки, скорость деформирования.

При разработке технологий ХОШ определяют оптимальные размеры инструмента, учитываются свойства обрабатываемых металлов и сплавов, скорость приложения внешней нагрузки и др.

При выборе наиболее оптимального варианта технологии, конструкции инструмента, параметров оборудования целесообразно использование классификаций операций ХОШ [8].

Перспективным направлением освоения процессов ХОШ в промышленности является применение способов штамповки по комбинированным схемам формоизменения со свободным истечением металла в нескольких направлениях. Комбинированные способы выдавливания позволяют за минимальное количество операций получать детали высокого качества с меньшими на 30 – 50% энергетическими затратами в сравнении с простыми схемами [4, 9, 10, 11, 12, 13, 14, 15, 16, 17, 18, 19, 20, 21, 22].

1.2 Теоретические и экспериментальные методы исследования процессов штамповки

Для расчета процессов штамповки находят применение аналитические и численные методы ОМД:

- метод линий скольжения и оценочные методы (верхней и нижней оценок), использующие графические построения [23, 24];
- вариационный энергетический метод, основанный на использовании принципа минимальной энергии (мощности) [25, 26, 27];
- метод решения приближенных уравнений равновесия и пластического состояния [28];
- метод конечных элементов [29];
- метод пластического течения [30].

Достаточно подробное описание достоинств и недостатков теоретических методов ОМД дано в работах [28, 30, 31, 32].

А.Г. Овчинников отмечает [28], что получаемые решения в большинстве случаев являются приближенными, то есть подстановка их в исходные уравнения не приводит к равенству его правой и левой частей. Применение любого теоретического метода позволяет лишь с некоторым приближением описать реальный процесс деформации и определить значение искомых параметров с той степенью приближения, которая позволяет выбранная математическая модель.

В работах [26, 27, 28, 30, 31] показано, что вариационный энергетический метод, в основе которого лежит использование принципа минимальной энергии (мощности), дает возможность получить аналитические зависимости, позволяющие с достаточной для практики точностью рассчитать комбинированные процессы с несколькими степенями свободы течения материала и определить оптимальные технологические параметры процессов.

Согласно методу искомую функцию вариационного уравнения ищут в виде полинома, который тождественно удовлетворяет граничным условиям и позволяет находить результаты с заданной точностью. Подстановка полинома в функционал устанавливает зависимость последнего от коэффициентов слагаемых функций. Для отыскания экстремальных условий необходимо найти производные функционала по искомым коэффициентам и приравнять их нулю [28].

Мощность активных внешних сил W расходуется на формоизменение W_f , на деформацию сдвига вдоль поверхности разрыва скорости W_s и на преодоление сил трения W_t . Величина полной мощности W находится по уравнению [27, 31, 33, 34].

$$W = W_s + W_f + W_t = \int_{f_{i,j}} \tau_s v_{i,j} df_{i,j} + \int_V \tau_s H dV + \int_{f_k} \tau_k v_k df_k, \quad (1.1)$$

где $v_{i,j}$ – скорость относительного перемещения точек на двух сторонах поверхности разрыва, τ_s – сопротивление сдвигу при условии текучести Мизеса ($\tau_s = \sigma_s / \sqrt{3}$), τ_k – контактное касательное напряжение, v_k – скорости

относительного перемещения заготовки и инструмента, $df_{i,j}$ – элементарная площадка на поверхности сдвига, df_k – элементарная площадка на поверхности контакта инструмента и заготовки, dV – элементарный объем, H – интенсивность скорости деформации сдвига

$$H = \sqrt{\frac{2}{3} [(\xi_\rho - \xi_\theta)^2 + (\xi_\theta - \xi_z)^2 + (\xi_z - \xi_\rho)^2] + \eta_{\rho z}^2}, \quad (1.2)$$

где ξ_ρ , ξ_θ , ξ_z , $\eta_{\rho z}$ – скорости деформаций, которые выражаются через радиальную V_ρ и осевую V_z компоненты скорости перемещения металла,

$$\xi_\rho = \frac{\partial V_\rho}{\partial \rho}; \quad \xi_\theta = \frac{V_\rho}{\rho}; \quad \xi_z = \frac{\partial V_z}{\partial z}; \quad \eta_{\rho z} = \frac{\partial V_z}{\partial \rho} + \frac{\partial V_\rho}{\partial z}. \quad (1.3)$$

На основе вариационных принципов принимается, что наилучшее приближение расчетной величины мощности W к действительной дает минимизация выражения (1.1) поскольку, действительная мощность внешних сил меньше или равна мощности, вычисленной на основе кинематически возможных полей скоростей, удовлетворяющих условию несжимаемости и граничным условиям [26, 35, 36, 37, 38].

Разнообразные примеры решения практических задач обработки металлов давлением с использованием вариационного энергетического метода, примененных при разработке технологий, показаны в работах [18, 26, 27, 39, 40].

Математическое моделирование процессов ХОШ, включающих способы комбинированного выдавливания, представлены в работах [9, 12, 13, 16, 18, 41, 42, 43, 44], позволяют рассчитывать силовые и деформационные параметры, в зависимости от характера течения металла в принятых расчетных схемах [45]. Деформирующая сила рассчитывается путем минимизации вариационного функционала по кинематическим параметрам, определяющим соотношения скоростей течения металла в различных направлениях.

Упрощению решений технологических задач при расчете энергетическим методом способствует использование кинематических гипотез [28]. Выбор и формулирование с использованием кинематически возможных полей скоростей для каждой пластической области заготовки, а также размеров и формы зон

интенсивной пластической деформации, могут уточняться в ходе решения с использованием опытных данных.

Базируясь на экстремальной теореме о верхней оценке [8] В. Джонсон и Х. Кудо [46] разработали теоретический метод верхней оценки (МВО), относящийся к энергетическим, который позволяет рассчитывать процессы выдавливания, в том числе по комбинированным схемам.

Основное достоинство МВО – возможность достаточно легко и быстро определить верхнюю границу значений деформирующих сил при расчетах технологических операций графическим построением кинематически возможных разрывных полей скоростей из жестких блоков и годографа скоростей [47].

Считается, что деформируемая заготовка, состоит из конечного числа жестких блоков, а деформация происходит путем сдвига одних жестких блоков относительно других по поверхностям разрыва скоростей. По условию несжимаемости материала на границе между блоками нормальные составляющие скоростей одинаковые, а разрыв скорости происходит по тангенциальным составляющим.

Мощность деформации определяется суммой мощностей, затрачиваемых на сдвиг по границам между блоками внутри заготовки, и мощностей, расходуемых на контактное трение между заготовкой и инструментом

$$W = W_{i,j} + W_{i,k} = \tau_s \sum [V]_{i,j} \cdot f_{i,j} + \mu \cdot \tau_s \sum [V]_{i,k} \cdot f_k, \quad (1.4)$$

где $W_{i,j}$ – мощность сил сдвига, $W_{i,k}$ – мощность сил трения $f_{i,j}$ – площадь поверхности разрыва скоростей, $[V]_{i,j}$ – разрывы скоростей на границах поверхностей между блоками внутри заготовки, $[V]_{i,k}$ – разрывы скоростей на поверхностях контакта заготовки с инструментом, f_k – площадь поверхности контакта заготовки и инструмента, μ – коэффициент трения, τ_s – сопротивление сдвигу при условии текучести Мизеса ($\tau_s = \sigma_s / \sqrt{3}$).

Применение и развитие метода верхней оценки показано в работах отечественных и зарубежных ученых: Ю.А. Алюшина, А.Н. Работнова, А.К. Евдокимова, В.В. Ерастова, Ш. Кобаяси, А.Д. Томленова, Л.А. Шофмана,

Л.Г. Степанского, Э. Томсена, С.П. Яковлева, Ч. Янга, В.М. Сегала В.И. Ураждина [4, 27, 28, 29, 33, 36, 38, 39, 47, 48, 49, 50, 51, 52, 53] и др.

Для изучения деформированного состояния металла применяют методы делительных сеток, разработкой которых занимались, Э. Зибель, И.П. Ренне, П.О. Пашков, Г.А. Смирнов-Аляев, [54, 55, 56, 57] и др.

В работе [55] указывается, что метод предложенный П.О. Пашковым не позволяет производить оценку деформаций при поэтапном исследовании, поскольку требует как обязательное условие преобразование начальной квадратной ячейки в параллелограмм.

И.П. Ренне обобщил [55] метод на случай, когда начальная ячейка есть параллелограмм. Благодаря своей наглядности метод И.П. Ренне может быть использован для поэтапного исследования процесса деформации.

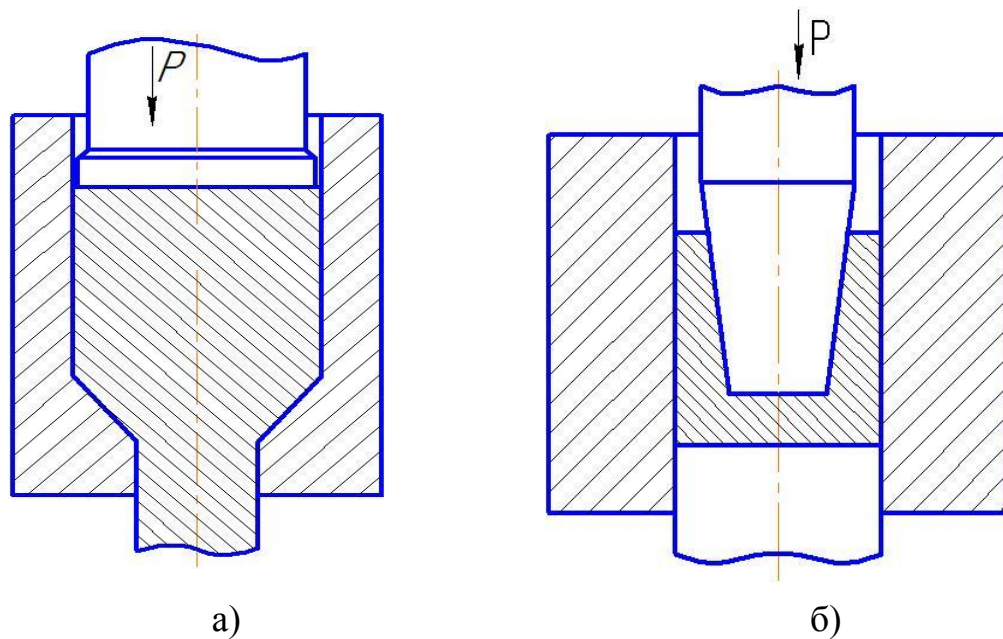
1.3 Способы объемной штамповки осесимметричных деталей с коническими поверхностями

Согласно классификации [8, 28, 58], в зависимости от направления течения металла в процессе выдавливания по отношению к направлению движения деформирующего инструмента, различают основные технологические операции прямого, обратного и поперечного (радиального) выдавливания.

При прямом выдавливании (рисунок 1.1, *а*) металл течет в направлении движения рабочего инструмента через очко матрицы, форма которого определяет поперечное сечение выдавливаемой части деформируемой заготовки.

При обратном выдавливании (рисунок 1.1, *б*) течение металла происходит в направлении обратном направлению движения пуансона.

При поперечном (радиальном) выдавливании металл течет в щель, расположенную по периметру боковой поверхности (в кольцевую полость), а при поперечном боковом выдавливании – через отверстия в его боковой поверхности, в боковые полости.



а – прямое выдавливание; б – обратное выдавливание

Рисунок 1.1 – Схемы процессов выдавливания

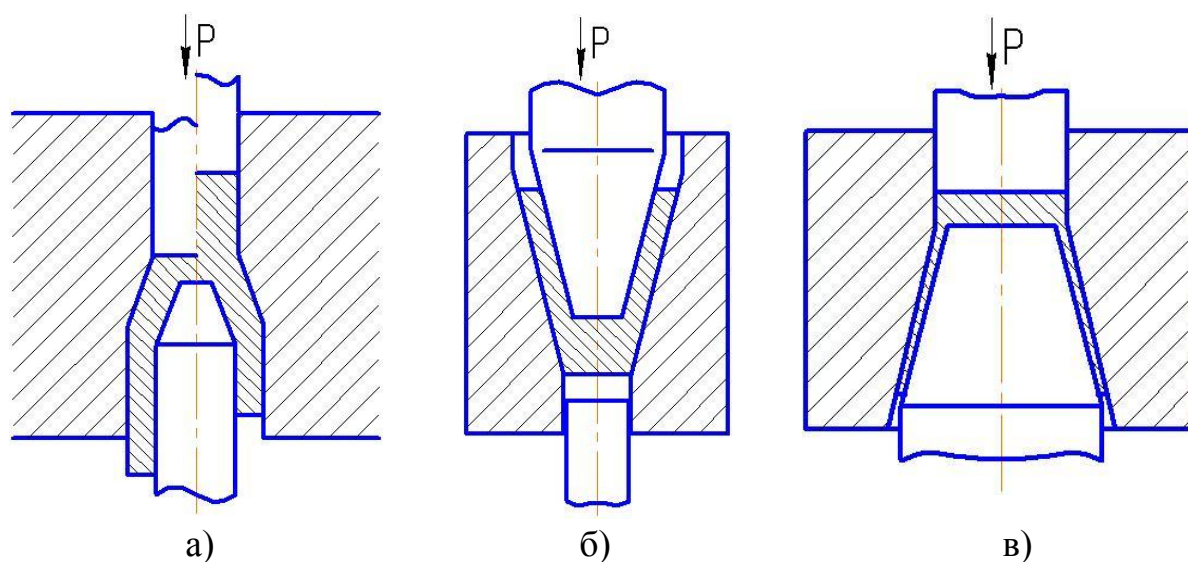
Применение этих операций последовательно (совмещенные способы) или одновременно (комбинированные способы) позволяет штамповать разнообразные по форме детали [28].

В процессе обратного осесимметричного выдавливания, как правило, не весь объем заготовки находится в пластическом состоянии. Недеформируемый объем заготовки, расположенной под торцом пуансона, неподвижен относительно стенок матрицы, что приводит к появлению зоны затрудненной деформации [59]. Применение конических пуансонов с округленным или плоским торцом устраняет зоны затрудненной деформации металла, поскольку распределение интенсивности скоростей деформаций становится более равномерным, способствуя увеличению ресурса пластичности [60].

Характер течения металла в технологических операциях выдавливания обусловлен направлением сил трения, которые могут способствовать течению металла или создавать дополнительное сопротивление, что влияет не только на силовые и энергетические параметры процессов выдавливания, но и на равномерность распределения деформаций в поковке. В некоторых случаях изменение направления сил трения позволяет существенно повысить

эффективность выдавливания, что может быть достигнуто применением «плавающих» подвижных матриц [61].

Схемы выдавливания полых изделий типа «стакан» по способам: М. Куноги [62] (рисунок 1.2, а), обратного выдавливания [9] (рисунок 1.2, б), прямого выдавливания [63] (рисунок 1.2, в), позволяют получать фасонные детали с приложением меньшей по величине технологической силы по сравнению с простыми способами. Однако для осуществления способов прямого выдавливания конических стаканов по схемам, показанным на рисунке 1.2, а, в, требуются штампы сложной конструкции [63] или пресс двойного действия. Применение подвижных матриц упрощает конструкции штампов и дает возможность реализовать способы на прессе простого действия [61, 64].



а – способ выдавливания М. Куноги [62]; б – обратное выдавливание [9];

в – прямое выдавливание [63]

Рисунок 1.2 – Схемы выдавливания полых изделий типа «стакан»

В работах [3, 6, 8, 28, 30, 63, 65, 66, 67, 68, 69], посвященных изучению процессов выдавливания изделий с коническими поверхностями, приведены математические модели, позволяющие рассчитывать величину технологической силы на пуансоне и силу раскрытия матрицы.

Анализ результатов, получаемых с помощью известных математических моделей, в основном показал их согласованность. Вместе с тем в ряде

теоретических работ по исследованию процесса обратного выдавливания плоско-конусным пуансоном (рисунок 1.1, б) [3, 28, 30, 70, 71] с использованием схемы, показанной на рисунке 1.3, а, встречены разноречивые данные по расчету скорости течения металла в зоне 3. Согласно работе [28] и, последовавшим за ней, работам [3, 70, 71] составляющие скорости течения в этой зоне могут быть описаны выражениями:

$$V_z = \frac{1}{R^2 - (1 + z \cdot \operatorname{ctg} \alpha)^2}, V_\rho = \frac{(1 + z \cdot \operatorname{ctg} \alpha) \cdot (R^2 - \rho^2) \operatorname{ctg} \alpha}{\rho [R^2 - (1 + z \cdot \operatorname{ctg} \alpha)^2]^2}, \quad (1.5)$$

где z , ρ – осевая и радиальная координаты частицы металла (цилиндрическая система координат). Остальные обозначения показаны на рисунке 1.3, а.

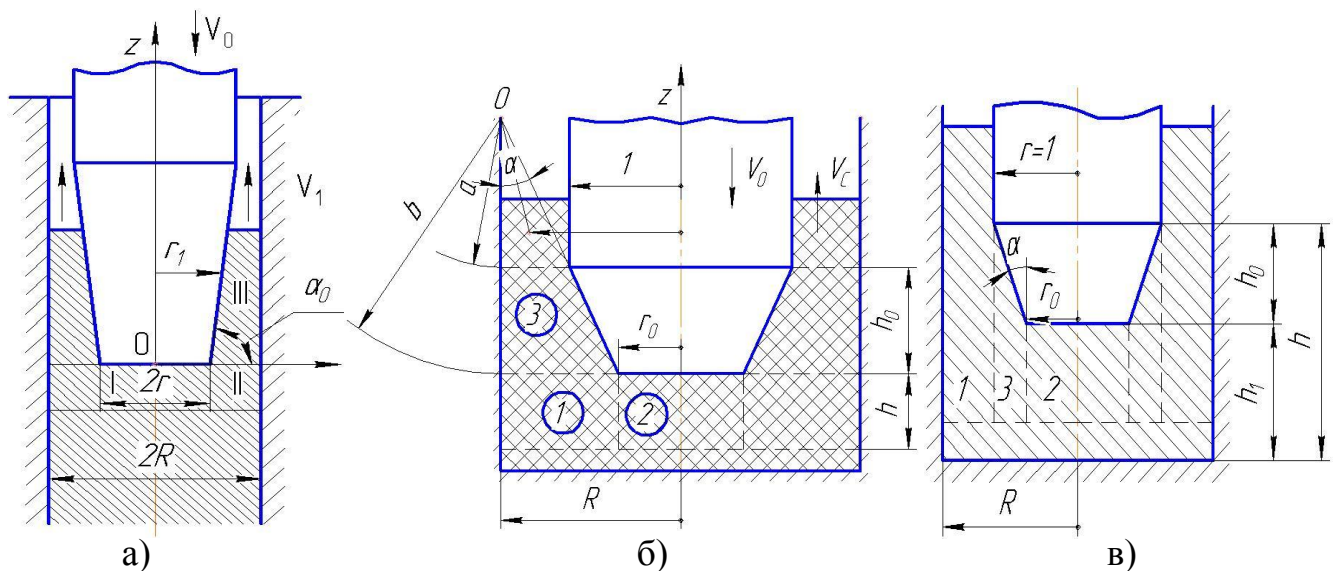
Согласно работе [30] уравнения составляющих скорости течения металла в зоне 3 в торовой системе координат имеют вид:

$$V_\varphi = -V_0 \cos \varphi, V_{\rho_1} = -\frac{(V_0 + V_C) \cdot (R + a \cdot \sin \varphi) a \cdot \cos \varphi}{\rho_1 (R + \rho_1 \sin \varphi)} + V_0 \cos \varphi, \quad (1.6)$$

обозначения величин показаны на рисунке 1.3, б.

В работе [30] обосновывается, что вычисление составляющих скорости течения металла в третьей зоне (см. рисунок 1.3 а, б) правильнее производить по уравнениям (1.6), которые точнее, чем уравнения (1.5), удовлетворяют граничным условиям. Такая корректировка соответствующим образом повлияет и на правильность определения скоростей деформации и мощности деформации, как для данной конической зоны, так и для всего процесса в целом.

В зависимости от угла конусности пуансона, согласно работе [30], могут быть использованы расчетные схемы, показанные на рисунке 1.3, б, в. В остальном математические модели, основывающиеся на методе решения приближенных уравнений равновесия [28] и методе «пластического течения» [30] согласуются между собой.



а – плоско-конусным пуансоном [28]; б – при углах конуса менее 15° [30];
в – при углах конуса более 15° [30]

Рисунок 1.3 – Расчетные схемы обратного выдавливания

Отметим, что метод «пластического течения», которым достигается при расчете деформирующей силы простых процессов достаточно высокая точность значений при сравнении их с экспериментальными данными, не позволяет её обеспечить при определении текущей формы заготовки в расчетах комбинированных процессов, имеющих несколько степеней свободы течения металла.

У. Джонсон и Х. Кудо [46] относятся к числу первых авторов, занимавшихся теоретическим изучением процесса комбинированного выдавливания в противоположных направлениях через два кольцевых отверстия с различными диаметрами (рисунок 1.4). Они, применяя метод верхней оценки, проанализировали процесс комбинированного выдавливания и выяснили что, решение таким методом дает хорошее приближение по усилию, но определять форму заготовки в любой момент штамповки и её конечную форму затруднительно.

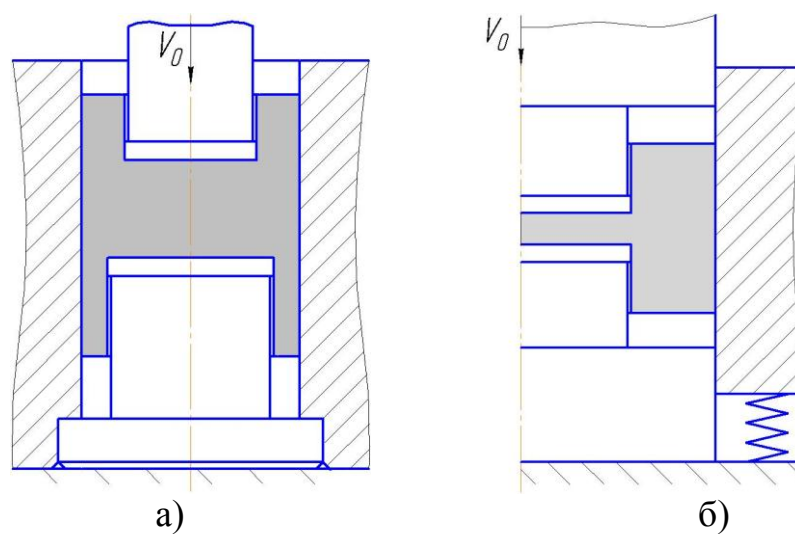
При разных диаметрах пуансонов, сила выдавливания двустороннего стакана по комбинированной схеме (рисунок 1.4, а), определяется силой формирования кольцевого элемента с меньшим внутренним размером, а если

диаметры пуансона и контрпуансона равны, то технологическая сила изменяется одинаково.

Успех применения способов комбинированного выдавливания для получения осесимметричных изделий из "высоких" (отношение высоты к диаметру более 1,4) цилиндрических заготовок обусловлен их преимуществами по сравнению с простыми способами. А именно, их использование позволяет сократить длину рабочей части пуансона, изменить условия локализации деформации, с образованием двух или нескольких очагов деформации, разделенных недеформируемым металлом, а также в некоторых случаях заметно уменьшить затраты сил на формоизменение [41, 42, 72, 73].

Если комбинированное выдавливание производится в неподвижной матрице, то полость, получаемая обратным выдавливанием, имеет глубину больше чем полость, полученная прямым выдавливанием, при прочих равных условиях.

Повышению качества штампуемых изделий, а также снижению силы деформирования при выдавливании способствует применение штампа с подвижной матрицей [61, 74, 75] (рисунок 1.4, б) за счет оформления торца кольцевой части изделия и уменьшения результирующей составляющей сил трения на поверхности между заготовкой и матрицей.



а – в штампе с неподвижной матрицей; б – в штампе с подвижной матрицей

Рисунок 1.4 – Схемы комбинированного выдавливания

Комбинированное выдавливание представляет собой саморегулируемый процесс, поэтому для его осуществления требуется всегда меньшая по величине сила, чем для отдельных простых процессов, это обстоятельство дает выигрыш в интенсивном деформировании.

На рисунке 1.5 представлена расчетная схема, использованная в работе [43] при создании математической модели, предназначенной для расчета величины удельной силы комбинированного выдавливания поршневых пальцев. Однако принятые при расчетах допущения, ограничивают применимость разработанной модели процесса случаем, когда кольцевые щели между матрицей и пуансонами одинаковы, приложение деформирующих сил осуществляется обоими пуансонами, а угол конусности пуансонов α менее 20° .

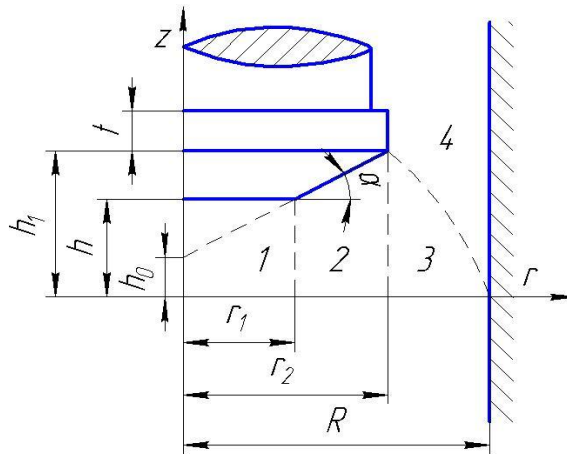


Рисунок 1.5 – Расчетная схема двустороннего комбинированного выдавливания

В работе [76] по расчетной схеме (рисунок 1.6) разработана математическая модель и проведено теоретическое исследование процесса комбинированного выдавливания, включающего операцию «прессовка дна». На их основе определены соотношения размеров формообразующих инструментов в зависимости от коэффициента трения, при которых получают поковку с требуемыми геометрическими характеристиками.

Заметим, что полученная в работе [76] с использованием разрывных полей скоростей, математическая модель построена при допущении, что перемещение металла в осевом направлении для участка 3 (подобно работе [28]) имеет вид:

$$U_{z3} = \frac{\Delta h}{t_{\partial n}} \frac{R_{II}^2}{R_M^2 - R_Z^2} X1, \quad (1.7)$$

где Δh – шаг хода пуансона; остальные обозначения приведены на рисунке 1.6.

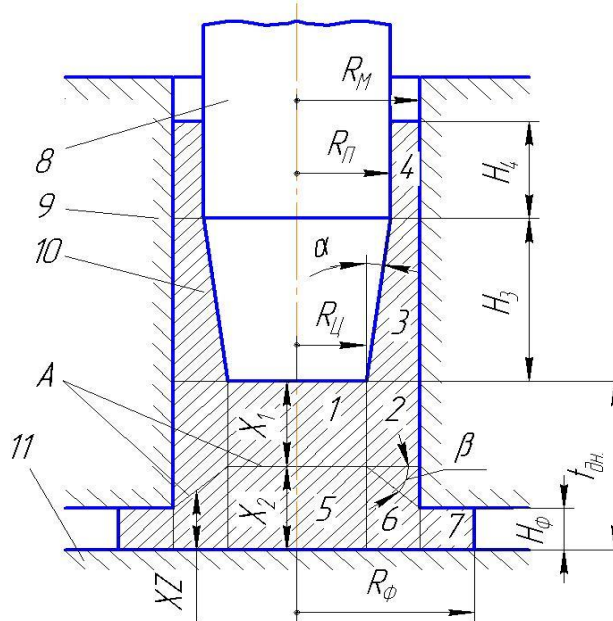
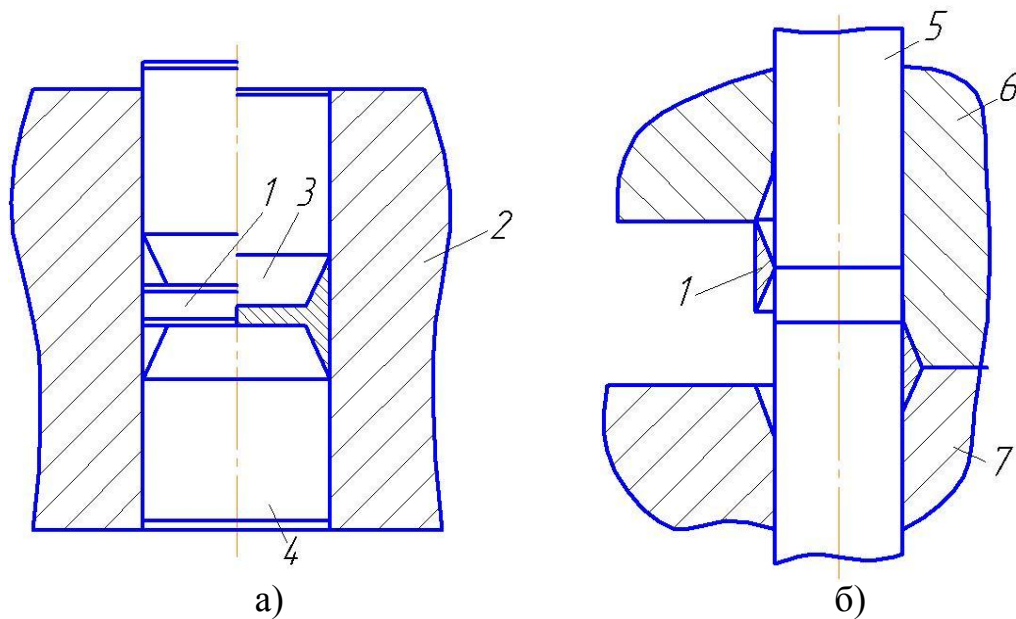


Рисунок 1.6 – Расчетная схема комбинированного выдавливания полого изделия с фланцем [76]

Учитывая аналогию уравнения (1.7) для определения осевой скорости перемещения металла с выражением (1.5), это уже не выглядит бесспорным. Представляется, что замена в числителе уравнения (1.7) R_{II}^2 на R_Z^2 , лучше отвечающая граничным условиям задачи, может повысить точность теоретических результатов для поэтапного расчета формоизменения деформируемой заготовки и величины полной мощности процесса комбинированного выдавливания, включающего операцию обратного выдавливания плоско-конусным пуансоном.

Детали типа втулок с двусторонним наружным конусом (рисунок 1.7) в работе [77] предложено штамповать в два этапа. На первом этапе формируется цилиндрический полуфабрикат с двусторонней конической полостью и перемычкой, после чего перемычку удаляют, а на втором этапе осуществляют переформовку наружной поверхности полуфабриката и раздачу отверстия.



а – первый переход; б – второй переход

Рисунок 1.7 – Переходы штамповки полый детали с коническими поверхностями

Описанная в работе [44] теория данного процесса включает детально разработанную математическую модель второго перехода штамповки (обжим полого изделия с переменной толщиной стенки), и весьма упрощенную – для первого перехода (штамповка полуфабриката с двумя коническими полостями).

Результаты экспериментального и теоретического исследований процесса прямого выдавливания деталей в конической матрице представлены в работах [25, 39, 48, 78, 79, 80, 81, 82, 83, 84, 85, 86, 87, 88, 89, 90].

Влияние угла конуса матрицы и скорости хода пуансона на силу выдавливания теоретически и экспериментально изучалось в работе [82]. На рисунке 1.8 представлены, построенные по результатам исследований графики, показывающие, что оптимальная величина угла конуса матрицы, при котором сила холодного выдавливания минимальна, находится в интервале от 40° до 50° .

В работе [39] показаны возможные траектории (линии тока) течения металла при прямом выдавливании через коническую матрицу. Линии тока могут быть заданы в виде пучка прямых, ограниченных сферическими поверхностями разрыва скоростей (рисунок 1.9, а) или поверхностями разрыва, которые перпендикулярны оси z (рисунок 1.9, б). Там же указывается, что использование

таких схем для поиска оптимального угла конуса матрицы и определения минимума деформирующей силы затруднительно.

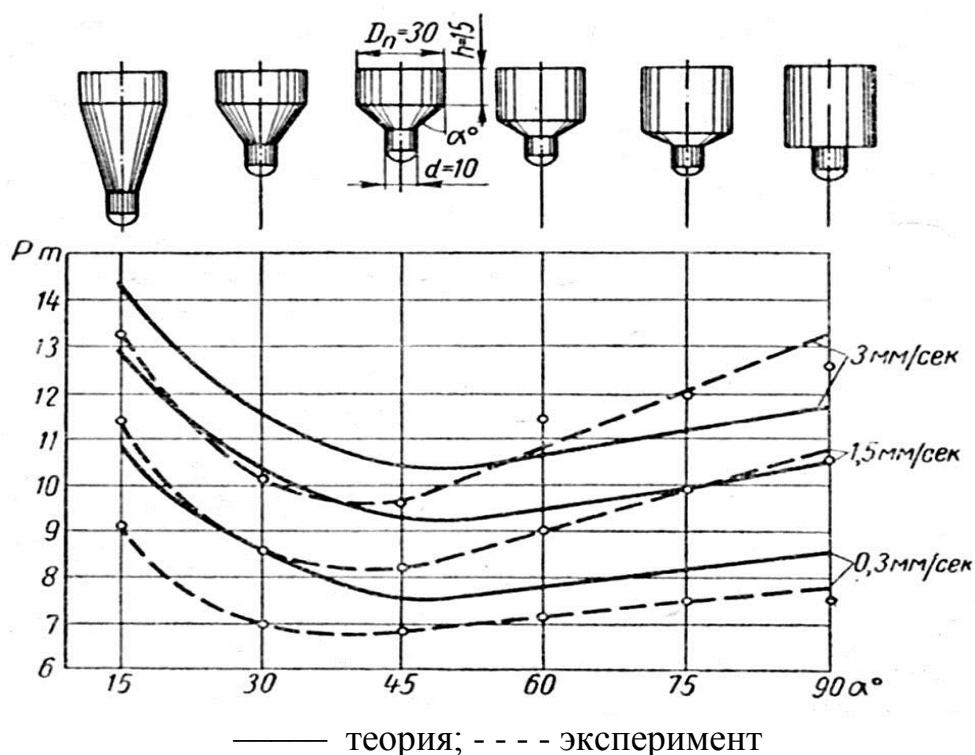
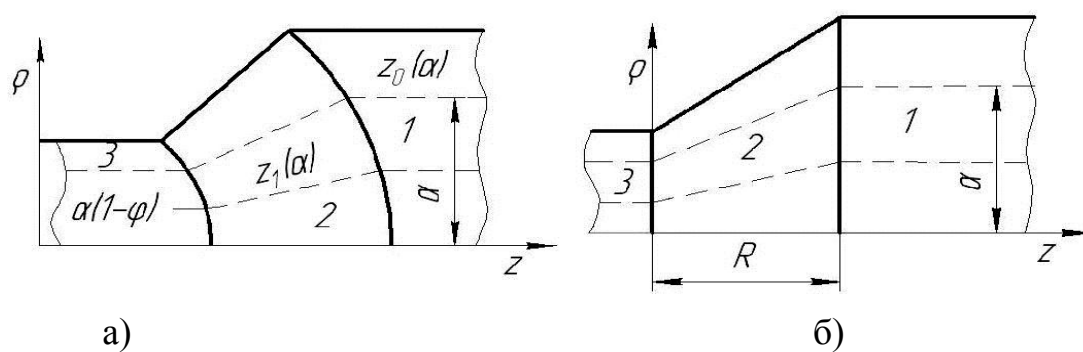


Рисунок 1.8 – Зависимости силы холодного выдавливания от угла конуса матрицы α и от скорости перемещения пуансона [82]



а – со сферическими границами очага деформации;
б – с границами перпендикулярными оси z .

Рисунок 1.9 – Возможные способы представления траекторий при выдавливании [39]

Поиск оптимальных условий деформирования для процесса осесимметричного прямого выдавливания упрощается при использовании

расчетной схемы с треугольной (в меридиональном сечении) формой очага деформации [31, 39, 50, 81, 88].

Ш. Кобаяши предложил [91] использовать разрывные поля скоростей с параллельными траекториями течения металла (рисунок 1.10), при которых отношение между компонентами скорости перемещения постоянно.

$$u_r^k / u_z^k = \text{const.} \quad (1.8)$$

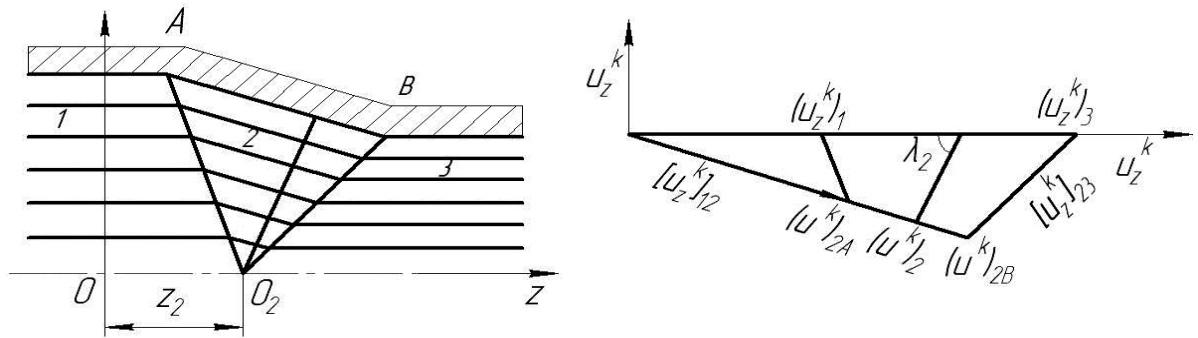


Рисунок 1.10 – Поле скоростей с параллельным течением для процесса прямого выдавливания и годограф скоростей [50]

Отметим, что возможность использования при расчете схем с треугольной в плане формой очага деформации подтверждается экспериментами [92]. На рисунке 1.11 представлены микрошлифы меридиональных сечений стальных полуфабрикатов, полученных при вытяжке с утонением стенки в обычной (рисунок 1.11, а) и удлиненной (рисунок 1.11, б) матрицах, где отчетливо видны границы пластической области, которые показывают, что очаг деформации действительно имеет форму близкую к треугольной.



а)

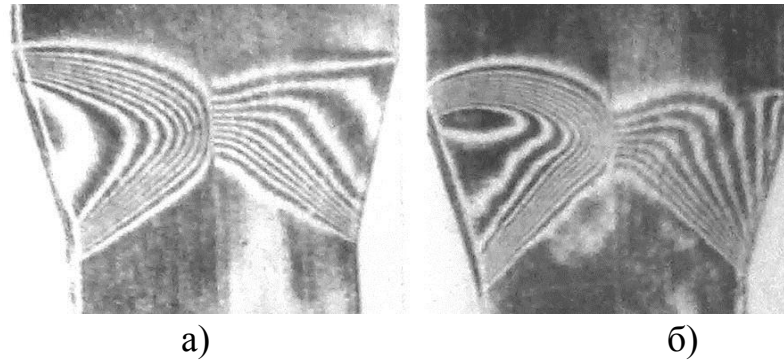


б)

а – при угле матрицы 18° ; б – при угле матрицы $8^\circ 30'$

Рисунок 1.11 – Микрошлифы меридиональных сечений стальных полуфабрикатов, штампованных с коэффициентом вытяжки 0,37 [92]

Влияние сил трения на положение очага деформации при прямом выдавливании изучалось в работе [29]. Экспериментальные картины линий уровня проекций скоростей течения металла в конической матрице (угол конуса 18°) при минимальном (гладкая матрица) и максимальном (шероховатая матрица) трении представлены на рисунке 1.12. Видно, что с увеличением трения линии уровня проекций скоростей смещаются к входному сечению.



а – при выдавливании в гладкой матрице;

б – при выдавливании в шероховатой матрице

Рисунок 1.12 – Экспериментальные картины
линий уровня проекций скоростей [29]

Процесс прямого выдавливания цилиндрической заготовки через коническую матрицу теоретически рассмотрен Ю.А. Алюшиным в работе [39].

Им показано, что при задании разрывного поля скоростей с линиями тока в виде параллельных прямых, согласно расчетной схеме (рисунок 1.13), а очага деформации – треугольным в плане, траектории перемещения частиц металла описываются уравнением

$$\rho = \rho_0 \cdot (1 - \varphi) + \rho_0 \cdot \varphi \cdot \frac{z - z_1}{z_0 - z_1}, \quad (1.9)$$

где $z_0(\rho_0)$, $z_1(\rho_0)$ – поверхности разрыва скорости, которые определяются из условия неразрывности траектории:

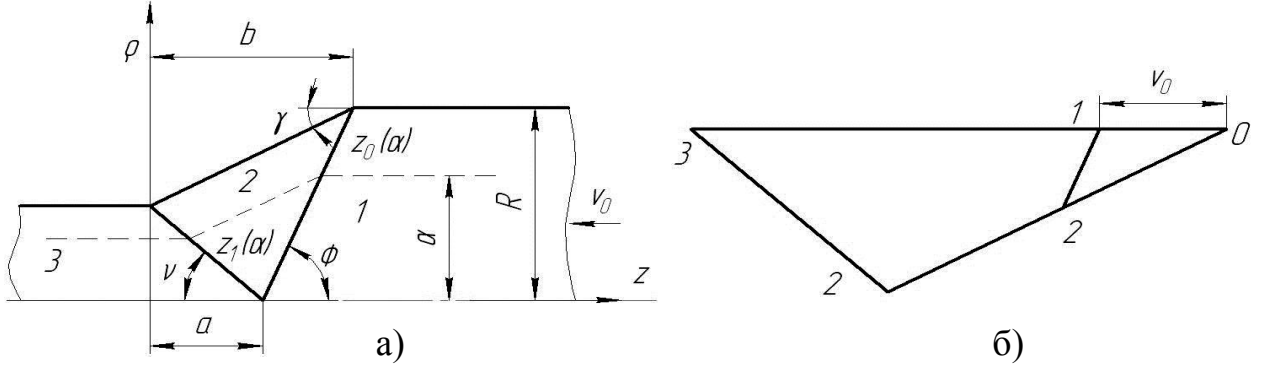
$$z_0 = a \cdot (1 - \rho_0/R) + b \cdot \rho_0/R; \quad (1.10)$$

$$z_1 = a \cdot (1 - \rho_0/R). \quad (1.11)$$

Уравнения компонент скоростей перемещения v_ρ и v_z в радиальном и

$$\text{осевом направлениях имеют вид: } v_\rho = \frac{\varphi \cdot R}{\rho \cdot b \cdot A} \psi, \quad v_z = \frac{\psi}{\rho A}; \quad (1.12)$$

где $\psi = v_0 \cdot \rho_0$, $A = 1 - \varphi \cdot (1 - a/b)$; $\varphi = (R - r)/R$.



а – схема процесса; б – годограф скоростей

Рисунок 1.13 – Расчетная схема процесса прямого выдавливания через коническую матрицу [39]

Скорости частиц в зоне 2 совпадают по направлению, но не одинаковы по величине, то есть в этой области происходит деформация с компонентами тензора скорости деформации:

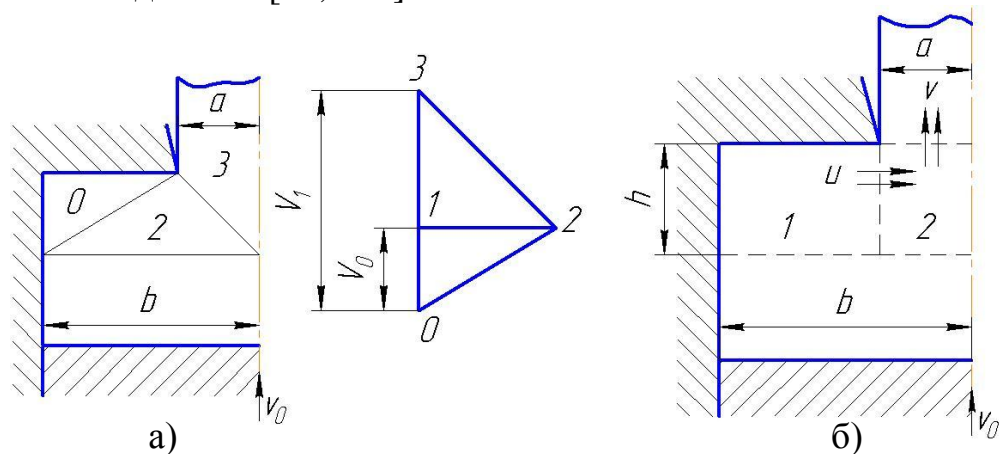
$$\begin{aligned} \xi_\rho &= -v_0 \cdot \left(\frac{\varphi \cdot R}{A \cdot b \cdot \rho} \right)^2 \cdot (z - a), & \xi_\varphi &= -v_0 \cdot \frac{\rho_0 \cdot \varphi \cdot R}{A \cdot b \cdot \rho^2}, \\ \xi_z &= v_0 \cdot \frac{R \cdot \varphi}{A^2 \cdot b \cdot \rho}, & \eta_{\rho\varphi} &= \frac{v_0}{\rho \cdot A} \cdot \left(\frac{\rho_0}{\rho} - \frac{b^2 - \varphi^2 \cdot R^2}{A \cdot b^2} \right). \end{aligned} \quad (1.13)$$

В работах [25, 39] отмечено, что в условиях осесимметричной деформации даже при простом кинематически возможном поле скоростей с двумя границами разрыва скорости учет мощности в пластической зоне приводит к громоздким, а иногда и сложным зависимостям, интегрирование которых связано с существенными математическими трудностями.

Для упрощения решения допускается производить вычисления без учета затрат мощности деформации в пластической зоне 2 [39], что по сути, аналогично подходу, принятому в МВО и его модификациях [25, 83], когда учитываются

только мощности на сдвиг и трение по границам между зонами. Поэтому для приближенного расчета мощности формоизменения заготовки при осесимметричной деформации применяют МВО, приводя схему к плоской [24, 25, 31, 55, 83, 93, 94, 95, 96, 97, 98, 99].

В работах [83, 86] показано, что применение расчетных схем с треугольными и прямоугольными блоками для вычисления верхней оценки удельной силы прямого выдавливания (рисунок 1.14), как при плоской, так и при осесимметричной деформации, дает возможность получать формулы достаточно простого вида, которые учитывают влияние трения и дают результаты близкие к экспериментальным данным [46, 100].



а – с треугольными зонами; б – с прямоугольными зонами

Рисунок 1.14 – Кинематически возможные поля скоростей [83]

Определению условий, обеспечивающих минимум деформирующей силы при выдавливании и прессовании металла в клиновой и конической матрице, посвящены работы [86, 96, 101, 102, 103].

Эффективность использования МВО для поиска оптимальных углов матрицы, обеспечивающих минимум удельной силы при прямом выдавливании, прессовании, редуцировании и волочении, показана в работах [55, 85, 87, 89, 96].

На рисунке 1.15 представлены, рассчитанные в работе [89] с помощью этого теоретического метода, графики, позволяющие определить оптимальные углы по условию минимума силы волочения для малоуглеродистой стали в зависимости от величины обжатия при коэффициенте трения $\mu = 0,05$.

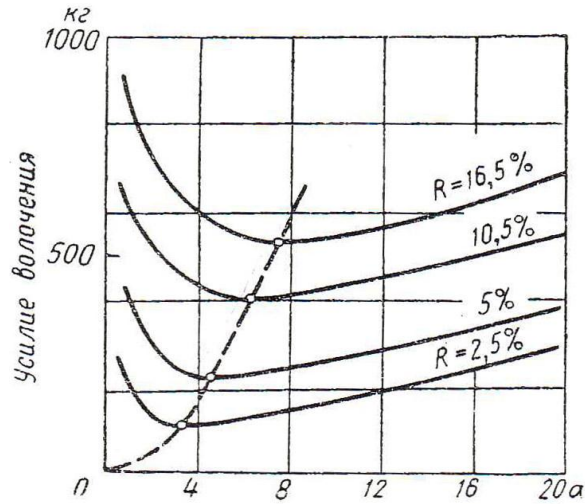


Рисунок 1.15 – Оптимальный угол волочения
в зависимости от величины обжатия [89]

Для расчета оптимальных углов матрицы использовались три варианта схемы с треугольным очагом деформации, отличающиеся положением вершины треугольника на оси симметрии (точка О) (см. рисунок 1.16). По этим трем вариантам были получены теоретические формулы для вычисления удельной силы штамповки и оптимального угла, которые показали, что они дают результаты, очень мало отличаются друг от друга, особенно в пределах наиболее часто применяемых обжатий [89]. Вместе с тем уравнений, позволяющих однозначно определить величину оптимального угла в зависимости от величины обжатия и коэффициента трения в работе [89] не получено.

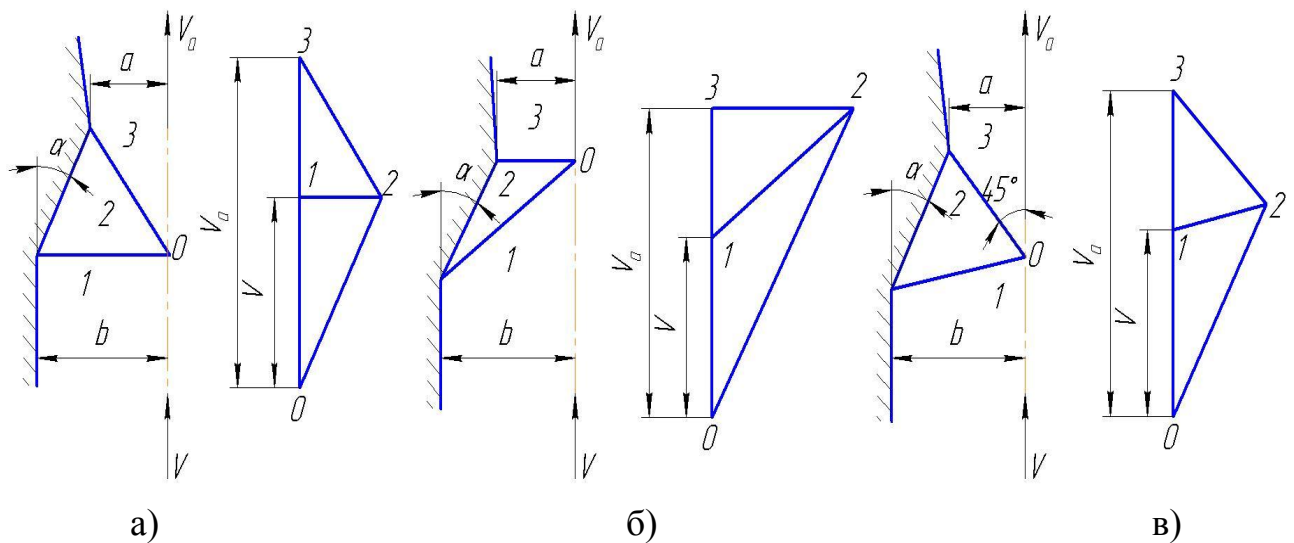
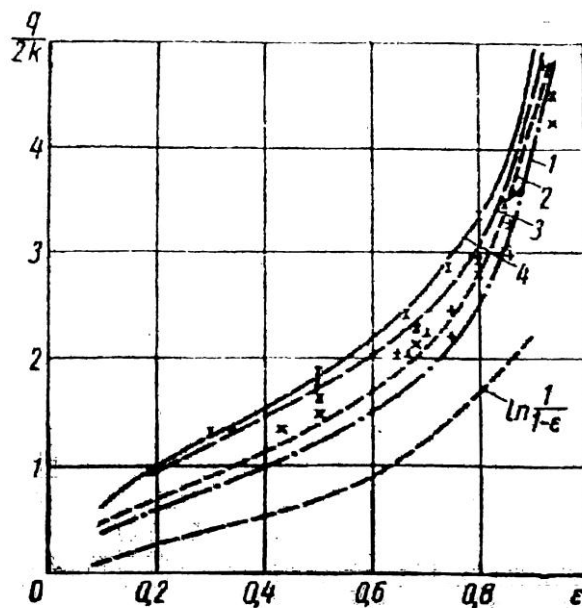


Рисунок 1.16 – Схемы процесса прямого прессования и годографы скоростей [89]

Представленные на рисунке 1.17 зависимости величины относительной удельной силы прессования в прямоугольной матрице от обжатия и коэффициента трения μ , рассчитанные в работе [83] методом нижней и верхней оценки для плоской и осесимметричной деформации, показывают достаточное соответствие данных теории и эксперимента.

Вместе с тем приведенные в работах [47, 83, 89] зависимости, полученные в результате оптимизационных решений, не позволяют однозначно определить величину угла клиновой или конической матрицы, при которой обеспечиваются оптимальные условия деформации.



1 – нижняя оценка (по Хиллу); 2, 3 – верхняя оценка плоской деформации при $\mu=0$ и $\mu=0,5$; 4 – верхняя оценка осесимметричной деформации при $\mu=0,5$; данные экспериментов обозначены звездочками

Рисунок 1.17 – Сравнение теоретических и экспериментальных средних усилий штамповки [83]

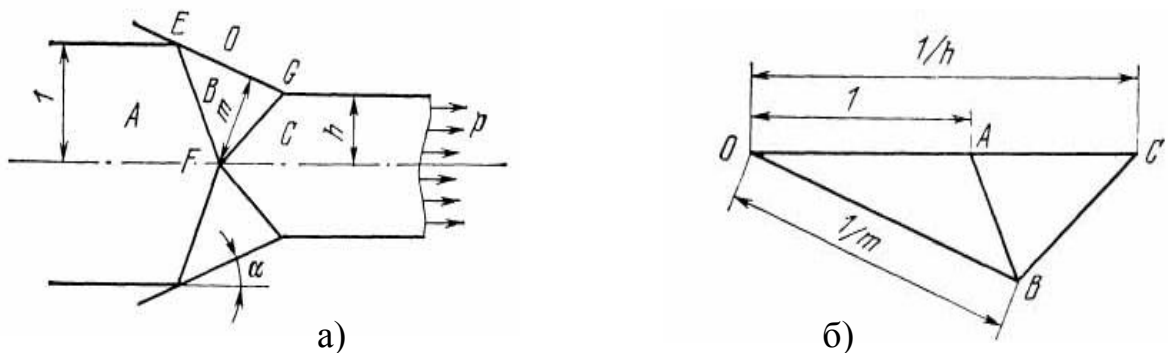
Зависимости изменения удельной силы прессования через коническую матрицу от величины обжатия, полученные в работе [97] на основе теоретического исследования, проведенного методом верхней оценки, и экспериментов показали достаточно близкое соответствие результатов расчета

МВО и опытных данных. А также то, что в процессе гидропрессования величина деформирующего давления приблизительно на 20% меньше по сравнению с обычным прессованием, что объясняется существенным снижением сил трения за счет наличия смазки (рабочей жидкости), разделяющей поверхности инструмента и заготовки.

В работах [24, 86, 87, 96, 104] с использованием МВО и метода мощностей показана возможность определения положения вершины очага деформации в зависимости от обжатия и нахождения оптимального угла матрицы, при которых деформация заготовки осуществляется с приложением наименьшей деформирующей силы.

Заметим что, найденные в этих работах зависимости весьма ограничены в применении, поскольку были построены без учета влияния сил трения, хотя в теоретическом плане полученные результаты представляют определенный интерес.

А. Н. Работновым в работе [87] с использованием МВО решена задача по определению силы деформирования полосы через симметричную клиновую матрицу с использованием расчетной схемы процесса и годографа скоростей, показанных на рисунке 1.18.



а – схема процесса; б – годограф скоростей

Рисунок 1.18 – Кинематическая схема деформирования полосы [87]

Согласно решению, при условии $m = \sqrt{h}$, где m – кратчайшее расстояние от вершины очага деформации на оси (точка F) до границы EG , достигается минимальное значение относительной удельной силы, определяемое уравнением

$$\frac{p}{2k} = \frac{1}{\sin \alpha} \cdot \left(\sqrt{h} + \frac{1}{\sqrt{h}} \right) - \frac{2}{\operatorname{tg} \alpha}. \quad (1.14)$$

В соответствии с (1.14) минимум силы достигается при любом угле гладкой матрицы, когда высота очага деформации m равна среднегеометрической величине от значений толщины полосы до и после деформации.

Уравнение (1.14) описывает лишь случай выдавливания при нулевом трении на матрице, что ограничивает ее практическое применение.

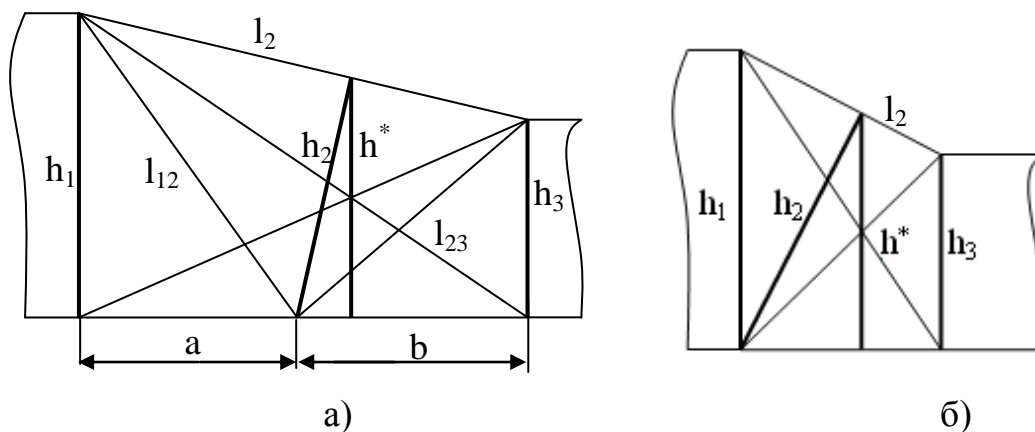
В работе [85] показано, что с учетом трения оптимальный угол клиновой матрицы при деформировании полосы, может быть определен из выражения

$$\cos \alpha = 2 \cdot \sqrt{\frac{h_1 \cdot h_3}{\mu \cdot (h_1^2 - h_3^2) + (h_1 + h_3)^2}}. \quad (1.15)$$

При этом наименьшая величина удельной силы описывается уравнением

$$p_{opt} = 2\tau_s \sqrt{\frac{(h_1 - h_3)^2 + \mu(h_1^2 - h_3^2)}{h_1 h_3}}. \quad (1.16)$$

С использованием уравнения (1.15) для случаев нулевого и предельного трения на матрице сделаны геометрические построения, представленные на рисунке 1.19.



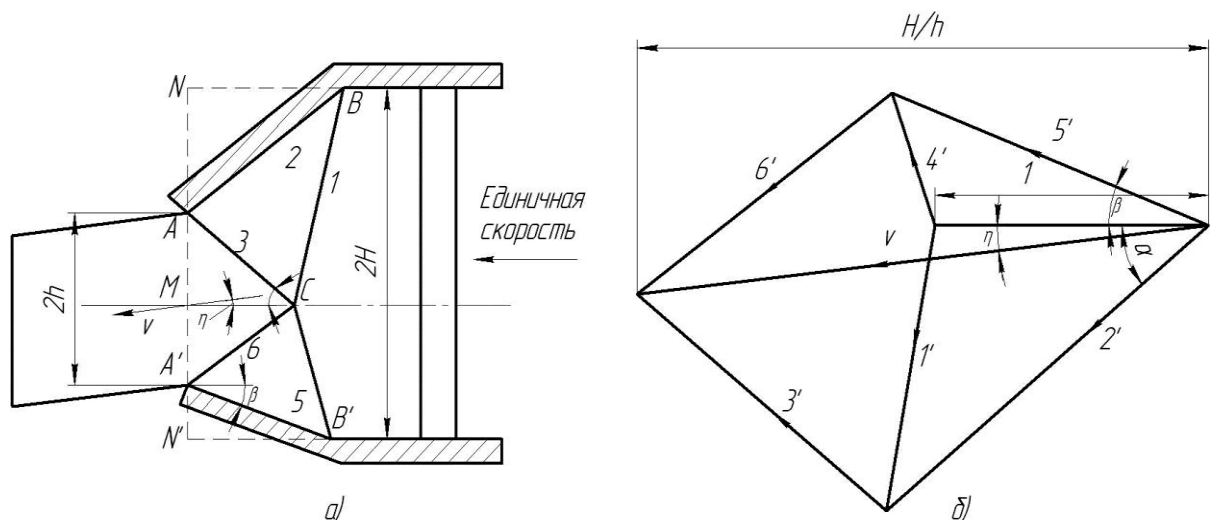
а – при нулевом трении на матрице; б – при максимальном трении на матрице

Рисунок 1.19 – Оптимальная геометрия очага деформации по условию минимума силы деформирования полосы в клиновой матрице [85]

Они показали возможность вычисления коэффициента μ графическим путем по уравнению $\mu = (a - b)/(a + b)$. Были определены геометрические свойства, соответствующей оптимуму, схемы: линии l_{12} и l_{23} являются биссектрисами углов между l_2 и h_1 , а также l_2 и h_3 ; при нулевом трении вершина очага деформации, находящаяся на оси располагается посередине между входом и выходом из матрицы при этом l_2 равна сумме высот h_1 и h_3 . Во всех, отвечающих оптимуму, случаях точка пересечения высоты h^* (ее величина равна среднегармоническому от величин h_1 и h_3) и высоты h_2 находится на стороне l_2 .

Хотя процесс деформации полосы в симметричной матрице и наиболее часто употребляется при производстве изделий, однако не является общим. Более общей является схема прессования полосы через несимметричную матрицу.

Процесс деформации полосы через несимметричную клиновую матрицу теоретически изучался (с помощью МВО) в работе [47] с применением, представленных на рисунке 1.20, расчетной схемы и годографа скоростей. Было показано, что направление течения материала на выходе из матрицы определяется графическим построением с учетом положения вершины очага деформации для различных углов наклона матрицы вне зависимости от коэффициента трения.



а – расчетная схема процесса; б – годограф скоростей

Рисунок 1.20 – К расчету процесса прямого выдавливания через несимметричную клиновую матрицу при плоской схеме деформации [47]

Необходимо отметить, что большинство работ, в которых используется МВО для анализа процессов штамповки, посвящены изучению силового режима и определению соотношений инструмента, обеспечивающих оптимальные условия деформирования.

Определение деформированного состояния заготовки путем расчета положений сечений с применением годографа скоростей или годографа перемещений показано в работах [94, 105, 106].

Под положениями сечений понимаются положения сторон квадратной (исходная форма до деформации) ячейки, преобразующейся в процессе деформации при прохождении линии разрыва скоростей в параллелограмм [106]. На рисунке 1.21 показана деформация, представляющей собой параллелограмм $ABCD$, единичной ячейки, которая после прохождения линии разрыва скоростей XX преобразуется в параллелограмм $A'B'C'D'$ [47]. Стороны AD и $A'D'$ можно рассматривать как положения сечений.

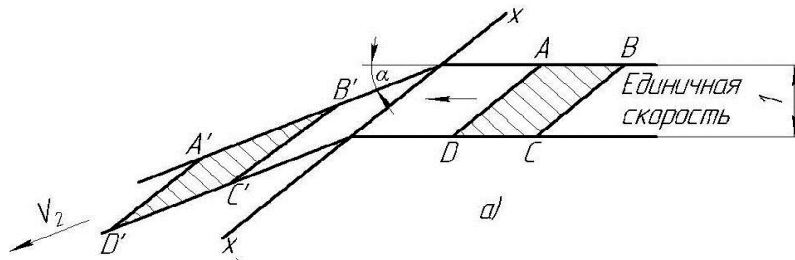


Рисунок 1.21 – Схема плоской деформации единичной ячейки [47]

В работе [106] с применением расчетной схемы процесса вытяжки через клиновую матрицу и годографа скоростей, показанных на рисунке 1.22, получена нижеследующая формула для определения угла поворота сечения на выходе из матрицы (зона 3).

$$\varphi = \arctg \left\{ \frac{n-1}{\sin \alpha} \left[2\sqrt{n} - \cos \alpha (n+1) \right] \right\} \quad (1.17)$$

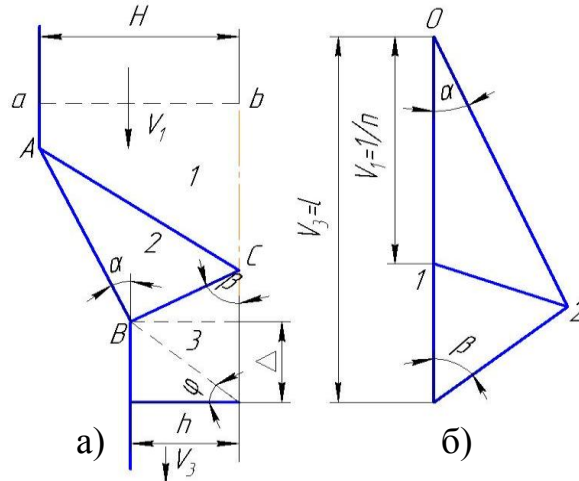
где $n = H/h$.

Отметим, что уравнение (1.17) позволяет находить угол поворота сечения в зависимости от степени деформации n и угла матрицы α лишь для частного случая, когда трение на матрице отсутствует.

Для этого случая найдено условие, позволяющее определить угол матрицы и вычислить границу, за которой значения φ становятся отрицательными:

$$\cos \alpha \geq \frac{2\sqrt{n}}{n+1}. \quad (1.18)$$

Получаемые отрицательные значения φ формально соответствуют повороту сечения в противоположном от расчетного направлении, что не наблюдаются в реальных процессах.



1.4 Ресурс пластичности металла при штамповке

В работах [30, 40, 63, 107, 108, 109, 110, 111, 112] показано, что одним из ограничений возможностей процессов обратного и прямого холодного выдавливания является ресурс пластичности материала.

Пластичностью называют, как способность материала при определенных условиях необратимо деформироваться без разрушения, так и количественную оценку этого свойства – накопленную деформацию к моменту разрушения [113].

Прогнозирование разрушения металла и вопросы управления его деформированием изучали Б. Авицур, А.А. Богатов, В.В. Евстифеев, Г.А. Смирнов-Аляев, С.И. Губкин, В.А. Головин, Л.М. Качанов, Ю.Г. Калпин, В.Л. Колмогоров, А.Д. Матвеев, А.Г. Овчинников, В.А. Огородников, М.А. Зайков, В.Н. Перетяtko, Ю.Н. Работнов, Л.Г. Степанский, В.И. Уральский и другие исследователи [5, 14, 36, 40, 87, 108, 109, 114, 115, 116, 117, 118, 119, 120, 121, 122].

Отметим, что В.Л. Колмогоров, и параллельно В.А. Огородников, развили феноменологическую теорию разрушения, которая позволяет на основе экспериментальных данных по пластичности материала и расчетов напряженно-деформированного состояния металла дать предварительный расчет начала разрушения [116].

Для оценки деформационной поврежденности материала применяют показатель называемый степенью использования запаса пластичности (СИЗП) (В.Л. Колмогоров, Ю.Г. Калпин), поврежденностью (Ю.Н. Работнов, Л.А. Богатов).

Степень деформации сдвига определяется как сумма интенсивностей последовательных малых деформаций, которые претерпела данная частица с момента начала ее пластического течения до момента его окончания t :

$$\Lambda = \int_0^t H dt, \quad (1.19)$$

где H – интенсивность скоростей деформации сдвига (1.2).

Пластичность металла при определенных условиях деформирования описывается некоторой функцией, связывающей степень деформации к моменту разрушения Λ_p с показателем σ/T , получившей название диаграммы пластичности, изучали П. Бриджмен, Т. Карман, Г.А. Смирнов-Аляев и др. [113, 119]. Показатель напряженного состояния σ/T , определяемый как отношение среднего (гидростатического) давления σ к интенсивности касательных напряжений T , являющейся критерием жесткости схемы деформирования, предназначен для количественной оценки влияния схемы напряженного состояния. С уменьшением показателя напряженного состояния пластичность увеличивается.

Диаграммы пластичности строят на основе испытаний различных видов, проведенные на образцах из разных материалов. Из таких диаграмм [116, 119, 123] следует, что при холодном деформировании предельная степень деформации увеличивается с уменьшением показателя напряженного состояния.

Принимается, что для недеформированного металла степень использования запаса пластичности Ψ , равна нулю. Согласно [119] условие деформации без разрушения Ψ при холодном деформировании, к моменту времени t :

$$\psi = \int_0^t B(\tau) \cdot \frac{H(\tau)}{\Lambda_p \cdot \left[\frac{\sigma}{T}(\tau) \right]} \cdot d\tau < 1, \quad (1.20)$$

где $B(\tau)$ – функция, учитывающая характер развития деформации деформации ($B(\tau) = 1$ для монотонных процессов и $B(\tau) < 1$ для немонотонных процессов),

$H(\tau)$ – интенсивность скоростей деформации сдвига; $\Lambda_p \left[\frac{\sigma}{T}(\tau) \right]$ – зависимость предельной степени деформации сдвига от показателя напряженного состояния.

Оценка предельной деформируемости металла, выявление наиболее вероятных зон разрушения и прогнозирование момента возникновения макротрещин при холодном выдавливании в конический зазор могут, с достаточной для практики точностью, осуществлены по предложенной

В.В. Евстифеевым и Г.П. Подколзиным [107] методике, которая нашла свое дальнейшее развитие в работах [40, 63, 107, 110, 111, 112, 124, 125, 126].

Методика, предусматривающая расчет показателей напряженно-деформированного состояния по траекториям перемещения частиц металла, позволяет вычислить наиболее опасную, с точки зрения разрушения, траекторию и определить соотношения размеров инструмента, повышающие ресурс пластичности металла.

В работах [40, 63] теоретически доказывается, что при прямом выдавливании стаканов с коническими поверхностями (рисунок 1.2, в) наиболее опасной является траектория перемещения частиц металла по конической поверхности контрпуансона. Достоверность результатов по величине предельного коэффициента выдавливания, рассчитанных для этой траектории при различных соотношениях формообразующего инструмента, подтверждена экспериментами [63].

Необходимо также отметить, что при изучении научно-технической литературы и работ, в которых известная методика определения предельной пластичности металла была бы использована для расчета процессов обратного и комбинированного выдавливания, не встречено.

1.5 Выводы и постановка задач исследования

На основе выполненного обзора можно заключить:

1. Применение процессов комбинированного выдавливания полых деталей с коническими поверхностями, включающих операции прямого и обратного выдавливания, способствует снижению сил деформирования, а также дает возможность сократить количество переходов штамповки.

2. Недостаточная изученность способа комбинированного выдавливания изделий сложной формы типа «стакан с коническими полостями» требует проведения дальнейших исследований процесса для определения силового режима, формоизменения деформируемой заготовки и оптимальных размеров

формообразующего инструмента с целью повышения эффективности технологии получения таких изделий, снижения материальных и энергетических затрат производства.

3. Ввиду неоднозначности кинематики течения металла при комбинированном выдавливании теоретическое исследование процесса рационально провести, используя вариационный энергетический метод.

4. Известная математическая модель прямого выдавливания через коническую матрицу, позволяющая рассчитывать процесс по линиям тока, построена без учета затрат мощности в очаге пластической деформации, поэтому не обеспечивает достаточную точность определения значения оптимального угла конической матрицы.

5. Для выработки научно обоснованных рекомендаций по проектированию процессов холодной объемной штамповки фасонных изделий необходимы дальнейшие теоретические и экспериментальные исследования.

Для решения выявленных научных проблем и достижения поставленной цели необходимо решить следующие задачи:

1. Разработать математическую модель процесса холодного комбинированного выдавливания детали с коническими полостями на основе вариационного энергетического метода, для определения силовых, кинематических и деформационных параметров.

2. Разработать математическую модель процесса холодного прямого выдавливания цилиндрической заготовки через коническую матрицу по линиям тока для нахождения оптимального угла матрицы, обеспечивающего наименьшую силу деформирования. Сопоставить полученные результаты с расчетами плоской задачи методом верхней оценки для клиновой матрицы.

3. Разработать графоаналитическую методику расчета деформированного состояния частиц металла при прямом выдавливании через клиновую или коническую матрицу.

4. Провести эксперименты для подтверждения адекватности результатов теоретических исследований и научного обоснования рекомендаций, полученных с использованием разработанных математических моделей и расчетных методик.

5. Применить результаты исследований для совершенствования технологий изготовления изделий с коническими поверхностями.

2 Теоретическое исследование процесса холодного комбинированного выдавливания цилиндрической детали с коническими полостями

2.1 Разработка расчетной схемы процесса для определения величины силы штамповки и формоизменения деформируемой заготовки

Эффективность изготовления детали с коническими поверхностями из цилиндрической заготовки холодной объемной штамповкой, а именно, комбинированным выдавливанием, обеспечивается за счет возможности получать поковку с размерами, формой и качеством поверхности, соответствующими готовому изделию.

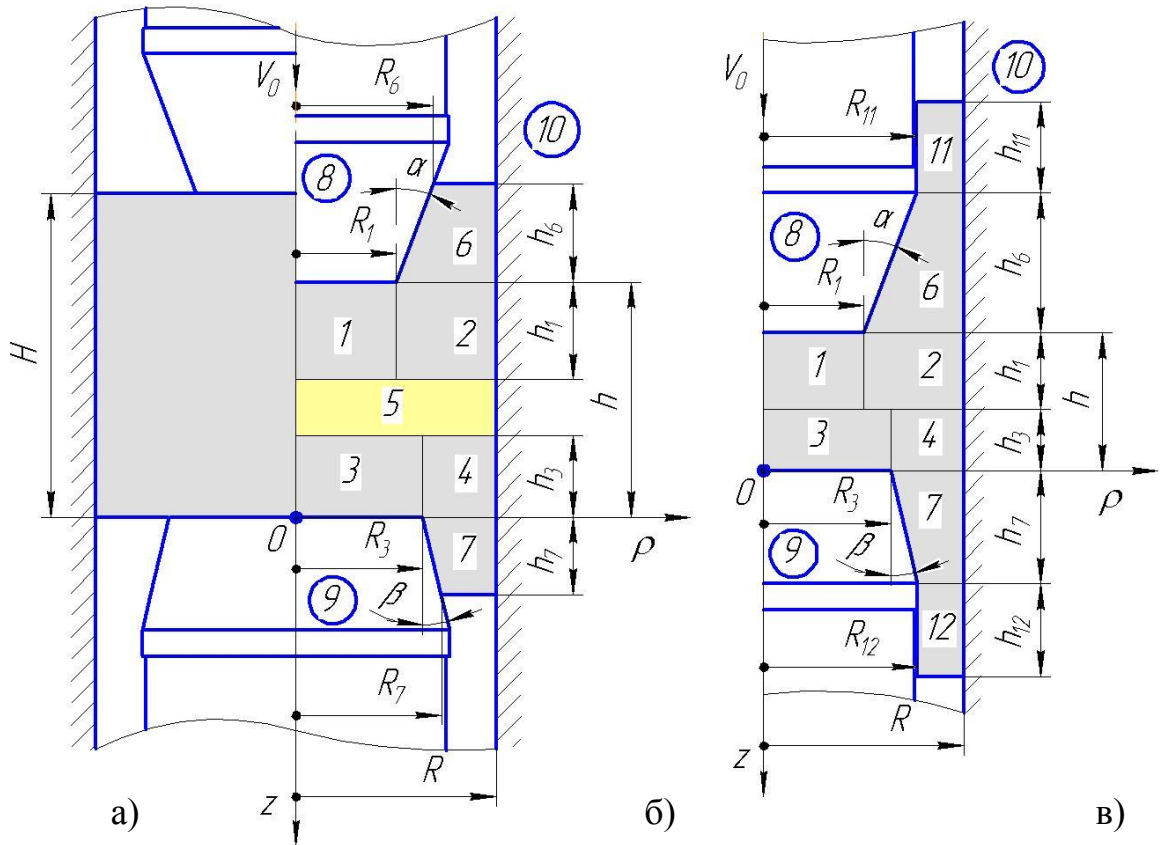
При разработке технологии получения деталей с коническими полостями холодным комбинированным выдавливанием, включающим операции прямого и обратного выдавливания (рисунок 2.1), требуется информация о технологических параметрах процесса, характеризующих силовой режим, формоизменение деформируемой заготовки, упрочнение и ресурс пластичности металла.

Отсутствие в технической литературе математической модели данного процесса, которая могла бы послужить источником такой информации, вызывает необходимость ее разработки и проведения теоретических исследований.

Учитывая нестационарность процесса, разработку математической модели комбинированного выдавливания проведем с использованием вариационного энергетического метода и расчетной схемы, представленной на рисунке 2.1.

На схеме показан процесс выдавливания детали с полостями из «высокой» цилиндрической заготовки коническими пуансонами 8 и 9, в цилиндрической матрице 10, включающий начальную, промежуточную и конечную стадию деформирования.

При деформировании заготовки имеются очаги деформации, состоящие из блоков 1, 2, 6 для верхнего и 3, 4, 7 для нижнего очагов деформаций, которые могут быть разделены жестким блоком 5.



а – начальная стадия; б – промежуточная стадия; в – конечная стадия

Рисунок 2.1 – Расчетная схема процесса

Кинематика течения металла с учетом условия его несжимаемости может быть описана разрывным полем скоростей со следующими граничными условиями:

$$\text{при } z = -h \quad V_{Z1} = V_0, \quad V_{Z2} = V_{Z6},$$

$$\text{при } z = -h + h_1 \quad V_{Z1} = V_{Z2} = V_{Z5} = m \cdot V_0,$$

$$\text{при } z = -h_3 \quad V_{Z3} = V_{Z4} = V_{Z5} = m \cdot V_0,$$

$$\text{при } z = 0 \quad V_{Z3} = 0, \quad V_{Z4} = V_{Z7},$$

$$\text{при } \rho = 0 \quad V_{\rho1} = 0, \quad V_{\rho3} = 0, \quad V_{\rho5} = 0,$$

$$\text{при } \rho = R_1 \quad V_{\rho1} = V_{\rho2},$$

$$\text{при } \rho = R_3 \quad V_{\rho3} = V_{\rho4},$$

$$\text{при } \rho = R \quad V_{\rho2} = 0, \quad V_{\rho4} = 0, \quad V_{\rho5} = 0, \quad V_{\rho6} = 0, \quad V_{\rho7} = 0, \quad V_{\rho11} = 0, \quad V_{\rho12} = 0,$$

$$\text{при } z = -h - h_6 \quad V_{Z6} = V_{Z11},$$

$$\text{при } z = h_7 \quad V_{Z7} = V_{Z12},$$

$$\text{при } \rho = R_{11} \quad V_{\rho 11} = 0,$$

$$\text{при } \rho = R_{12} \quad V_{\rho 12} = 0,$$

где V_0 – скорость перемещения пуансона; m – кинематический параметр, определяющий соотношение скоростей течения металла ($0 < m < 1$). Считается: при $m = 0$ металл течет только в обратном направлении, а при $m = 1$ только в прямом. Остальные обозначения геометрических параметров инструмента и заготовки приведены на схеме (рисунок 2.1). Отметим, что индексация расчетных величин в дальнейшем также производится в соответствии с принятой нумерацией зон.

Для расчета процесса, в котором металл имеет две степени свободы течения, используем вариационный энергетический метод мощностей [27, 31]. Согласно методу выражение полной мощности деформирования имеет вид:

$$N = \sum N_i + \sum N_{i,j} + \sum N_{i,k}, \quad (2.1)$$

где $\sum N_i$ – сумма мощностей внутренних сил сопротивления деформации в пластических зонах; $\sum N_{i,j}$ – сумма мощностей сопротивления сил сдвига на поверхностях разрыва скоростей между зонами; $\sum N_{i,k}$ – сумма мощностей сопротивления сил трения на поверхностях контакта заготовки с инструментом.

Мощность внутренних сил в зоне с объемом W_i :

$$N_i = \tau_s \iiint_{W_i} H_i dW_i, \quad (2.2)$$

где τ_s – сопротивление сдвигу при условии текучести Мизеса ($\tau_s = \sigma_s / \sqrt{3}$), H_i – интенсивность скоростей деформации сдвига в i -ой пластической зоне, рассчитывается по формуле (1.2).

Мощность сил сдвига на поверхности разрыва скоростей внутри деформируемой заготовки:

$$N_{i,j} = \tau_s \iint_{S_{i,j}} [V]_{i,j} dS_{i,j}, \quad (2.3)$$

где $[V]_{i,j}$ – разрыв скорости на границе между зонами; $S_{i,j}$ – площадь граничной поверхности между i и j зонами.

Мощность сил трения на контактной поверхности между i -ой зоной деформируемой заготовки и инструментом,

$$N_{i,k} = \mu \cdot \tau_S \iint_{S_{i,k}} [V]_{i,k} dS_{i,k}, \quad (2.4)$$

где μ – коэффициент трения; $[V]_{i,k}$ – разрыв скорости на данной поверхности контакта; $S_{i,k}$ – площадь контактной поверхности между i -ой зоной и инструментом k .

$$\text{Деформирующая сила } P = N/V_0. \quad (2.5)$$

Относительная удельная деформирующая сила

$$Q = \frac{P}{\sigma_s \pi R_6^2}, \quad (2.6)$$

где σ_s – предел текучести материала.

Скорости течения металла в зонах описываются следующими уравнениями:

$$V_{Z1} = \frac{(1-m) \cdot V_0}{h_1} \cdot (-z + h_1 - h) + m \cdot V_0, \quad V_{\rho 1} = \frac{(1-m) \cdot V_0}{2 \cdot h_1} \cdot \rho; \quad (2.7)$$

$$V_{Z2} = \frac{(1-m) \cdot V_0}{h_1} \cdot \frac{R_1^2(z - h_1 + h)}{R^2 - R_1^2} + m \cdot V_0, \quad V_{\rho 2} = \frac{(1-m) \cdot V_0}{2 \cdot h_1} \cdot \frac{R_1^2}{R^2 - R_1^2} \cdot \frac{(R^2 - \rho^2)}{\rho}; \quad (2.8)$$

$$V_{Z3} = -\frac{m \cdot V_0}{h_3} \cdot z, \quad V_{\rho 3} = \frac{m \cdot V_0}{2 \cdot h_3} \cdot \rho; \quad (2.9)$$

$$V_{Z4} = \frac{m \cdot V_0}{h_3} \cdot \frac{R_3^2}{R^2 - R_3^2} \cdot (z + h_3) + m \cdot V_0, \quad V_{\rho 4} = \frac{m \cdot V_0}{2 \cdot h_3} \cdot \frac{R_3^2}{R^2 - R_3^2} \cdot \frac{(R^2 - \rho^2)}{\rho}; \quad (2.10)$$

$$V_{Z5} = m \cdot V_0, \quad V_{\rho 5} = 0; \quad (2.11)$$

$$V_{Z11} = -(1-m) \cdot V_0 \cdot \frac{R_{11}^2}{R^2 - R_{11}^2} + m \cdot V_0, \quad V_{\rho 11} = 0; \quad (2.12)$$

$$V_{Z12} = m \cdot V_0 \cdot \frac{R^2}{R^2 - R_{12}^2}, \quad V_{\rho 12} = 0. \quad (2.13)$$

При задании поля скоростей в зонах 6 и 7 используем допущение о прямолинейности траекторий движения частиц металла в радиальном направлении.

Осевую скорость течения металла в зоне 6 при обратном выдавливании в кольцевой конический зазор можно представить в виде:

$$V_{z6} = -(1-m) \cdot V_0 \cdot \frac{R_6^2}{R^2 - R_6^2} + m \cdot V_0, \quad (2.14)$$

$$\text{где } R_6 = R_1 + h_6 \operatorname{tg} \alpha, \quad (2.15)$$

Радиальная скорость в зоне 6:

$$V_{\rho 6} = \frac{2 \cdot f(z) - \xi_{z6} \cdot \rho^2}{2\rho}. \quad (2.16)$$

Из граничных условий: $V(z)_{\rho=R} = 0$ и $V(z)_{\rho=R_6} = V_{z6} \cdot \operatorname{tg} \alpha$,

находим произвольную постоянную $f(z)$.

$$f(z)_{|\rho=R_6} = \frac{2R_6 V_{z6} \operatorname{tg} \alpha + \xi_{z6} R_6^2}{2}, \quad f(z)_{|\rho=R} = \frac{\xi_{z6} R^2}{2}. \quad (2.17)$$

после подстановки (2.17) в (2.16)

$$V_{\rho 6} = \frac{2R_6 V_{z6} \operatorname{tg} \alpha + \xi_{z6} (R^2 + R_6^2) - 2\xi_{z6} \cdot \rho^2}{4\rho}. \quad (2.18)$$

По условию несжимаемости величина осевой скорости деформации в зоне 6

$$\xi_{z6} = \frac{2V_{z6} R_6 \operatorname{tg} \alpha}{R^2 - R_6^2}, \quad (2.19)$$

после подстановок:

$$V_{\rho 6} = \frac{V_{z6} \operatorname{tg} \alpha \cdot R_6 (R^2 - \rho^2)}{\rho (R^2 - R_6^2)}. \quad (2.20)$$

На основе известных результатов исследований по прямому выдавливанию металла в конический зазор [28, 40] осевая скорость в зоне 7

$$V_{z7} = m \cdot V_0 \cdot \frac{R^2}{R^2 - R_7^2}, \quad (2.21)$$

где $R_7 = R_3 + h_7 \operatorname{tg} \beta$, h_7 – текущая высота седьмой зоны.

Уравнение для радиальной скорости $V_{\rho 7}$ можно записать в виде:

$$V_{\rho 7} = \frac{2 \cdot f(z) - \xi_{z7} \cdot \rho^2}{2\rho}, \quad (2.22)$$

В соответствии с граничными условиями $V(z)_{\rho=R} = 0$, $V(z)_{\rho=R_7} = V_{z7} \cdot \operatorname{tg} \beta$, находим:

$$f(z)_{|\rho=R_7} = \frac{2R_7 V_{z7} \operatorname{tg} \beta + \xi_{z7} R_7^2}{2}, \quad f(z)_{|\rho=R} = \frac{\xi_{z7} R^2}{2}. \quad (2.23)$$

В этом случае

$$V_{\rho 7} = \frac{2R_7 V_{z7} \operatorname{tg} \beta + \xi_{z7} (R^2 + R_7^2) - 2\xi_{z7} \cdot \rho^2}{4\rho}. \quad (2.24)$$

По условию несжимаемости осевая скорость деформации в зоне 7

$$\xi_{z7} = \frac{2V_{z7} R_7 \operatorname{tg} \beta}{R^2 - R_7^2}. \quad (2.25)$$

После соответствующих подстановок уравнение (2.22) примет вид:

$$V_{\rho 7} = \frac{V_{z7} \operatorname{tg} \beta \cdot R_7 (R^2 - \rho^2)}{\rho (R^2 - R_7^2)}. \quad (2.26)$$

Далее по соотношениям Коши (1.2) находим скорости деформаций в зонах:

$$\xi_{z1} = -\frac{(1-m) \cdot V_0}{h_1}, \quad \xi_{\rho 1} = \xi_{\theta 1} = \frac{(1-m) \cdot V_0}{2 \cdot h_1}; \quad (2.27)$$

$$\xi_{z2} = \frac{(1-m) \cdot V_0}{h_1} \cdot \frac{R_1^2}{R^2 - R_1^2}, \quad \xi_{\rho 2} = -\frac{(1-m) \cdot V_0}{2 \cdot h_1} \cdot \frac{R_1^2}{R^2 - R_1^2} \cdot \left(\frac{R^2}{\rho^2} + 1 \right),$$

$$\xi_{\theta 2} = \frac{(1-m) \cdot V_0}{2 \cdot h_1} \cdot \frac{R_1^2}{R^2 - R_1^2} \cdot \left(\frac{R^2}{\rho^2} - 1 \right); \quad (2.28)$$

$$\xi_{z3} = -\frac{m \cdot V_0}{h_3}, \quad \xi_{\rho 3} = \xi_{\theta 3} = \frac{m \cdot V_0}{2 \cdot h_3}; \quad (2.29)$$

$$\xi_{z4} = \frac{m \cdot V_0}{h_3} \cdot \frac{R_3^2}{R^2 - R_3^2}, \quad \xi_{\rho 4} = -\frac{m \cdot V_0}{2 \cdot h_3} \cdot \frac{R_3^2}{R^2 - R_3^2} \cdot \left(\frac{R^2}{\rho^2} + 1 \right),$$

$$\xi_{\theta 4} = \frac{m \cdot V_0}{2 \cdot h_3} \cdot \frac{R_3^2}{R^2 - R_3^2} \cdot \left(\frac{R^2}{\rho^2} - 1 \right); \quad (2.30)$$

$$\xi_{z6} = \frac{2(1-m) \cdot V_0 R_6^3 \operatorname{tg} \alpha}{(R^2 - R_6^2)^2}, \quad \xi_{\rho 6} = \frac{-(1-m) \cdot V_0 R_6^3 \operatorname{tg} \alpha (R^2 + \rho^2)}{\rho^2 (R^2 - R_6^2)^2},$$

$$\xi_{\theta 6} = \frac{(1-m) V_0 R_6^3 \operatorname{tg} \alpha (R^2 - \rho^2)}{\rho^2 (R^2 - R_6^2)^2}, \quad \xi_{\rho z 6} = \frac{(1-m) \cdot V_0 R_6^2 \operatorname{tg}^2 \alpha (R^2 - \rho^2) (3R^2 + R_6^2)}{\rho (R^2 - R_6^2)^3}; \quad (2.31)$$

$$\xi_{z7} = \frac{2m V_0 R^2 R_7 \operatorname{tg} \beta}{(R^2 - R_7^2)^2}, \quad \xi_{\rho 7} = \frac{-m V_0 R^2 R_7 \operatorname{tg} \beta (R^2 + \rho^2)}{\rho^2 (R^2 - R_7^2)^2},$$

$$\xi_{\theta 7} = \frac{m V_0 R^2 R_7 \operatorname{tg} \beta (R^2 - \rho^2)}{\rho^2 (R^2 - R_7^2)^2}, \quad \xi_{\rho z 7} = \frac{m V_0 R^2 \operatorname{tg}^2 \beta (R^2 - \rho^2) (R^2 + R_7^2)}{\rho (R^2 - R_7^2)^3}. \quad (2.32)$$

Для упрощения последующих расчетов значения составляющих скоростей деформаций в конических зонах определим по их средним значениям. Возможность использования таких допущений показана в работах [16, 107].

Согласно принятым допущениям:

в зоне 6

$$(\xi_{z6})_{cp} = \xi_{z6}, \quad (\xi_{\theta 6})_{cp} = \frac{(\xi_{\theta 6})_{R_6}}{2}, \quad (\xi_{\rho 6})_{cp} = \frac{(\xi_{\rho 6})_R + (\xi_{\rho 6})_{R_6}}{2},$$

$$(\eta_{\rho z 6})_{cp} = \frac{(\eta_{\rho z 6})_R + (\eta_{\rho z 6})_{R_6}}{2}; \quad (2.33)$$

в зоне 7

$$(\xi_{z7})_{cp} = \xi_{z7}, \quad (\xi_{\theta 7})_{cp} = \frac{(\xi_{\theta 7})_{R_7}}{2}, \quad (\xi_{\rho 7})_{cp} = \frac{(\xi_{\rho 7})_R + (\xi_{\rho 7})_{R_7}}{2},$$

$$(\eta_{\rho z 7})_{cp} = \frac{(\eta_{\rho z 7})_R + (\eta_{\rho z 7})_{R_7}}{2}; \quad (2.34)$$

где $(\xi_{\rho 6})_R, (\xi_{\rho z 6})_R$ – распределение составляющих скоростей деформации вдоль образующей матрицы, $(\xi_{\theta 6})_{R_6}, (\xi_{\rho 6})_{R_6}, (\xi_{\rho z 6})_{R_6}$ – вдоль образующей пуансона, $(\xi_{\theta 7})_{R_7}, (\xi_{\rho 7})_{R_7}, (\xi_{\rho z 7})_{R_7}$ – вдоль образующей контрпуансона.

После соответствующих подстановок получим следующие выражения:

для зоны 6

$$\xi_{Z6} = \frac{2(1-m)V_0 R_6^3 \operatorname{tg} \alpha}{(R^2 - R_6^2)^2}, \quad (\xi_{\rho 6})_{cp} = \frac{-(1-m)V_0 R_6 \operatorname{tg} \alpha (3R_6^2 + R^2)}{(R^2 - R_6^2)^2},$$

$$(\xi_{\theta 6})_{cp} = \frac{(1-m)V_0 \operatorname{tg} \alpha}{2R_6(R^2 - R_6^2)}, \quad (\xi_{\rho Z 6})_{cp} = \frac{(1-m)V_0 R_6 \operatorname{tg}^2 \alpha (3R^2 + R_6^2)}{2(R^2 - R_6^2)^2}; \quad (2.35)$$

для зоны 7

$$\xi_{Z7} = \frac{2mV_0 R_7 R^2 \operatorname{tg} \beta}{(R^2 - R_7^2)^2}, \quad (\xi_{\rho 7})_{cp} = \frac{-mV_0 R^2 \operatorname{tg} \beta (3R_7^2 + R^2)}{2R_7(R^2 - R_7^2)^2},$$

$$(\xi_{\theta 7})_{cp} = \frac{mV_0 R^2 \operatorname{tg} \beta}{2R_3(R^2 - R_7^2)}, \quad (\xi_{\rho Z 7})_{cp} = \frac{mV_0 \operatorname{tg}^2 \beta (R^2 + R_7^2)}{2R_7(R^2 - R_7^2)^2}. \quad (2.36)$$

Величины интенсивности скоростей деформации сдвига в пластических зонах описываются выражениями:

$$H_1 = \frac{(1-m) \cdot V_0}{h_1}, \quad H_2 = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{(1-m) \cdot V_0}{h_1} \cdot \frac{R_1^2}{R^2 - R_1^2} \cdot \sqrt{\frac{R^4}{\rho^4} + 3}, \quad (2.37)$$

$$H_3 = \frac{m \cdot V_0}{h_3}, \quad H_4 = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{m \cdot V_0}{h_3} \cdot \frac{R_3^2}{R^2 - R_3^2} \cdot \sqrt{\frac{R^4}{\rho^4} + 3}, \quad (2.38)$$

$$H_6 = \frac{V_{Z6} \operatorname{tg} \alpha}{\sqrt{3}(R^2 - R_6^2)R_6} \sqrt{13R_6^4 + 2R_6^2 R^2 + R^4 + \frac{1}{4} \operatorname{tg}^2 \alpha (R^2 + R_6^2)^2}, \quad (2.39)$$

$$H_7 = \frac{V_{Z7} \operatorname{tg} \beta}{\sqrt{3}(R^2 - R_7^2)R_7} \sqrt{13R_7^4 + 2R_7^2 R^2 + R^4 + \frac{1}{4} \operatorname{tg}^2 \beta (R^2 + R_7^2)^2}. \quad (2.40)$$

Разрывы скоростей по поверхностям сдвига:

$$[V]_{1,2} = \frac{(1-m) \cdot V_0}{h_1} \cdot \frac{R^2}{R^2 - R_1^2} \cdot (-z + h_1 - h), \quad [V]_{1,5} = \frac{(1-m) \cdot V_0}{2 \cdot h_1} \cdot \rho, \quad (2.41)$$

$$[V]_{2,5} = \frac{(1-m) \cdot V_0}{2 \cdot h_1} \cdot \frac{R_1^2}{R^2 - R_1^2} \cdot \frac{(R^2 - \rho^2)}{\rho}, \quad [V]_{3,4} = \frac{m \cdot V_0}{h_3} \cdot \frac{R^2}{R^2 - R_3^2} \cdot (z + h_3), \quad (2.42)$$

$$[V]_{3,5} = \frac{m \cdot V_0}{2 \cdot h_3} \cdot \rho, \quad [V]_{4,5} = \frac{m \cdot V_0}{2 \cdot h_3} \cdot \frac{R_3^2}{R^2 - R_3^2} \cdot \frac{(R^2 - \rho^2)}{\rho}, \quad (2.43)$$

$$[V]_{2,6} = \frac{mV_0 R_1^2}{2h_1(R^2 - R_1^2)} \frac{R^2 - \rho^2}{\rho} - \frac{mR_1^3 V_0 (R^2 - \rho^2) \operatorname{tg} \alpha}{(R^2 - R_1^2)^2 \rho}, \quad (2.44)$$

$$[V]_{4,7} = \frac{(1-m)V_0 R^2}{2h_1(R^2 - R_7^2)} \frac{R^2 - \rho^2}{\rho} - \frac{R_3 R^2 V_0 (R^2 - \rho^2)(1-m)tg\beta}{(R^2 - R_3^2)^2 \rho}, \quad (2.45)$$

$$[V]_{6,11} = \frac{R_6^3 V_0 (R^2 - \rho^2) \cdot tg\alpha}{\rho \cdot (R^2 - R_6^2)^2}, \quad [V]_{7,12} = \frac{R_7 R^2 V_0 (R^2 - \rho^2) \cdot tg\beta}{\rho \cdot (R^2 - R_7^2)^2}. \quad (2.46)$$

Разрывы скоростей по поверхностям трения:

$$[V]_{1,8} = \frac{(1-m) \cdot V_0}{2 \cdot h_1} \cdot \rho, \quad [V]_{2,10} = \left| \frac{(1-m) \cdot V_0}{h_1} \cdot \frac{R_1^2}{R^2 - R_1^2} \cdot (z - h_1 + h) + m \cdot V_0 \right|, \quad (2.47)$$

$$[V]_{3,9} = \frac{m \cdot V_0}{2 \cdot h_3} \cdot \rho, \quad [V]_{4,10} = \frac{m \cdot V_0}{h_3} \cdot \frac{R_3^2}{R^2 - R_3^2} \cdot (z + h_3) + m \cdot V_0, \quad (2.48)$$

$$[V]_{5,10} = m \cdot V_0, \quad [V]_{6,8} = \frac{(1-m) \cdot V_0}{\cos \alpha (R_6 - R_1)} \left[\frac{R}{2} \ln \left(\frac{R + R_6}{R - R_6} \cdot \frac{R - R_1}{R + R_1} \right) - (R_6 - R_1) \right], \quad (2.49)$$

$$[V]_{6,10} = \frac{(1-m) \cdot V_0}{R_6 - R_1} \left[\frac{R}{2} \ln \left(\frac{R + R_6}{R - R_6} \cdot \frac{R - R_1}{R + R_1} \right) - (R_6 - R_1) \right], \quad (2.50)$$

$$[V]_{7,9} = \frac{m \cdot V_0}{\cos \beta (R_7 - R_3)} \left[\frac{R}{2} \ln \left(\frac{R + R_7}{R - R_7} \cdot \frac{R - R_3}{R + R_3} \right) \right], \quad (2.51)$$

$$[V]_{7,10} = \frac{m \cdot V_0}{\cos \beta (R_7 - R_3)} \left[\frac{R}{2} \ln \left(\frac{R + R_7}{R - R_7} \cdot \frac{R - R_3}{R + R_3} \right) \right]. \quad (2.52)$$

Для сокращения последующей записи введем следующие обозначения:

$$L_1 = \frac{R_1^2}{R^2 - R_1^2}, \quad L_2 = \frac{R_3^2}{R^2 - R_3^2}, \quad (2.53)$$

$$A_1 = 2 - \sqrt{1 + 3 \cdot \left(\frac{R_1}{R} \right)^4} - \ln \left[\frac{R_1^2}{R} \frac{3}{R + \sqrt{R^2 + 3 \cdot R_1^2}} \right], \quad (2.54)$$

$$A_2 = 2 - \sqrt{1 + 3 \cdot \left(\frac{R_3}{R} \right)^4} - \ln \left[\frac{R_3^2}{R} \frac{3}{R + \sqrt{R^2 + 3 \cdot R_3^2}} \right], \quad (2.55)$$

$$B_1 = \left| 3 \cdot R^2 \cdot (R - R_6) - (R^3 - R_6^3) \right|, \quad B_2 = \left| 3 \cdot R^2 \cdot (R - R_7) - (R^3 - R_7^3) \right|, \quad (2.56)$$

$$B_3 = \left| 2R^3 - 3R^2 R_1 + R_1^3 \right|, \quad B_4 = \left| 2R^3 - 3R^2 R_3 + R_3^3 \right|. \quad (2.57)$$

Мощности внутренних сил сопротивления деформации в зонах 1-4, 6 и 7:

$$N_1 = \sigma_s \cdot (1-m) \cdot V_0 \cdot \pi \cdot R_1^2, \quad (2.58)$$

$$N_2 = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot (1-m) \cdot V_0 \cdot \pi \cdot R^2 \cdot L_1 \cdot A_1, \quad (2.59)$$

$$N_3 = \sigma_s m \cdot V_0 \cdot \pi \cdot R_3^2, \quad (2.60)$$

$$N_4 = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot m \cdot V_0 \cdot \pi \cdot R^2 \cdot L_2 \cdot A_2, \quad (2.61)$$

$$N_6 = \frac{\sigma_s \cdot (1-m) \cdot V_0 \cdot \pi (R_6 - R_1) R_6}{3(R^2 - R_6^2)} \sqrt{13R_6^4 + 2R_6^2 R^2 + R^4 + \frac{1}{4}(R^2 + R_6^2)^2 \operatorname{tg}^2 \alpha}, \quad (2.62)$$

$$N_7 = \frac{\sigma_s \cdot m \cdot V_0 \cdot \pi (R_7 - R_3) R_7}{3(R^2 - R_7^2)} \sqrt{13R_7^4 + 2R_7^2 R^2 + R^4 + \frac{1}{4}(R^2 + R_7^2)^2 \operatorname{tg}^2 \beta}. \quad (2.63)$$

Мощности сопротивления сил сдвига на поверхностях разрыва скоростей между зонами 1 и 2, 3 и 4, 1 и 5, 3 и 5, 4 и 5, 2 и 5, 2 и 6, 4 и 7:

$$N_{1,2} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot (1-m) \cdot V_0 \cdot \pi \cdot h_1 \cdot (L_1 + 1) R_1, \quad (2.64)$$

$$N_{3,4} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot m \cdot V_0 \cdot \pi \cdot h_3 (L_2 + 1) R_3, \quad (2.65)$$

$$N_{1,5} = \sigma_s \cdot (1-m) \cdot V_0 \cdot \pi \cdot \frac{R_1^3}{3\sqrt{3} \cdot h_1}, \quad (2.66)$$

$$N_{2,5} = \sigma_s \cdot (1-m) \cdot V_0 \cdot \pi \cdot \frac{L_1 \cdot B_1}{3\sqrt{3} \cdot h_1}, \quad (2.67)$$

$$N_{3,5} = \sigma_s \cdot m \cdot V_0 \cdot \pi \cdot \frac{R_3^3}{3 \cdot \sqrt{3} \cdot h_3}, \quad (2.68)$$

$$N_{4,5} = \sigma_s \cdot m \cdot V_0 \cdot \pi \cdot \frac{L_2 \cdot B_2}{3 \cdot \sqrt{3} \cdot h_3}, \quad (2.69)$$

$$N_{2,6} = \frac{\sigma_s \cdot (1-m) \cdot V_0 \cdot \pi L_1}{3\sqrt{3} h_1} \left| \frac{(R^2 - R_1^2 - 2R_1 h_1 \operatorname{tg} \alpha)(2R^2 - R R_1 - R_1^2)}{R + R_1} \right|, \quad (2.70)$$

$$N_{4,7} = \frac{\sigma_s \cdot m \cdot V_0 \cdot \pi \cdot (L_2 + 1)}{3\sqrt{3} h_3} \left| \frac{(R^2 - R_3^2 - 2R_3 h_3 \operatorname{tg} \beta)(2R^2 - R R_3 - R_3^2)}{R + R_3} \right|, \quad (2.71)$$

$$N_{6,11} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \frac{(1-m) \cdot V_0}{3(R^2 - R_1^2)^2} \cdot 2\pi \cdot R_1^3 \operatorname{tg} \alpha \cdot (2R^3 - 3R^2 R_{11} + R_{11}^3), \quad (2.72)$$

$$N_{7,12} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \frac{m \cdot V_0}{3(R^2 - R_3^2)^2} \cdot 2\pi \cdot R_3 R^2 \operatorname{tg} \beta (2R^3 - 3R^2 R_{12} + R_{12}^3), \quad (2.73)$$

$$N_{1,3} = \frac{\sigma_s V_0 \pi R_1^3}{3\sqrt{3}} \left| \frac{1-m}{h_1} - \frac{m}{h_3} \right|, \quad (2.74)$$

$$N_{2,4} = \frac{\sigma_s \cdot V_0 \cdot \pi R_3^3}{3\sqrt{3}} \left| \frac{L_1(1-m)}{h_1} - \frac{L_2 m}{h_3} \right|, \quad (2.75)$$

$$N_{2,3} = \frac{\sigma_s \cdot V_0 \cdot \pi}{3 \cdot \sqrt{3}} \left| \frac{L_1 [3 \cdot R^2 \cdot (R_3 - R_1) - (R_3^3 - R_1^3)] \cdot (1-m)}{h_1} - \frac{m \cdot (R_3^3 - R_1^3)}{h_3} \right|, \quad (2.76)$$

$$N_{1,4} = \frac{\sigma_s \cdot V_0 \cdot \pi}{3 \cdot \sqrt{3}} \left| \frac{(1-m)(R_3^3 - R_1^3)}{h_1} - \frac{L_2 \cdot m \cdot [3 \cdot R^2 \cdot (R_3 - R_1) - (R_3^3 - R_1^3)]}{h_3} \right|. \quad (2.77)$$

Мощности сопротивления сил трения на поверхностях контакта между зонами 1 и 8, 3 и 9, 6 и 8, 7 и 9, 2 и 10, 4 и 10, 5 и 10, 6 и 10, 7 и 10:

$$N_{1,8} = \mu \cdot \sigma_s \cdot (1-m) \cdot V_0 \cdot \frac{\pi \cdot R_1^3}{3h_1}, \quad (2.78)$$

$$N_{3,9} = \mu \cdot \sigma_s \cdot m \cdot V_0 \cdot \pi \frac{R_3^3}{3h_3}, \quad (2.79)$$

$$N_{2,10} = \mu \cdot \sigma_s \cdot V_0 \cdot |2 \cdot m - (1-m) \cdot L_1| \cdot \pi \cdot h_1 \cdot R, \quad (2.80)$$

$$N_{4,10} = \mu \cdot \sigma_s \cdot m \cdot V_0 \cdot h_3 \cdot \pi \cdot R \cdot (L_2 + 2), \quad (2.81)$$

$$N_{5,10} = \mu \cdot \sigma_s \cdot m \cdot V_0 \cdot 2\pi \cdot R \cdot (h - h_1 - h_3)], \quad (2.82)$$

$$N_{6,8} = \mu \cdot \sigma_s \cdot (1-m) \cdot V_0 \cdot \left[\frac{R}{2} \ln \left(\frac{R+R_6}{R-R_6} \cdot \frac{R-R_1}{R+R_1} \right) - (R_6 - R_1) \right] \frac{2\pi(R_6^2 - R_1^2)}{\sin 2\alpha(R_6 - R_1)}, \quad (2.83)$$

$$N_{7,9} = \mu \cdot \sigma_s \cdot m \cdot V_0 \cdot \left[\frac{R}{2} \ln \left(\frac{R+R_7}{R-R_7} \cdot \frac{R-R_3}{R+R_3} \right) - (R_7 - R_3) \right] \frac{2\pi(R_7^2 - R_3^2)}{\sin 2\beta(R_7 - R_3)}, \quad (2.84)$$

$$N_{6,10} = \mu \cdot \sigma_s \cdot (1-m) \cdot V_0 \cdot \left[\frac{R}{2} \ln \left(\frac{R+R_6}{R-R_6} \cdot \frac{R-R_1}{R+R_1} \right) - (R_6 - R_1) \right] \frac{2\pi R h_6}{(R_6 - R_1)}, \quad (2.85)$$

$$N_{7,10} = \mu \cdot \sigma_S \cdot m \cdot V_0 \cdot \left[\frac{R}{2} \ln \left(\frac{R+R_7}{R-R_7} \cdot \frac{R-R_3}{R+R_3} \right) - (R_7 - R_3) \right] \frac{2\pi R h_7}{(R_7 - R_3)}, \quad (2.86)$$

$$N_{11,8} = \mu \cdot \sigma_S \cdot (1-m) \cdot V_0 \cdot 2\pi \cdot R_{11} \cdot h_{11} \frac{R^2}{R^2 - R_{11}^2}, \quad (2.87)$$

$$N_{11,10} = \mu \cdot \sigma_S \cdot (1-m) \cdot V_0 \cdot 2\pi \cdot R \cdot h_{11} \frac{R^2}{R^2 - R_{11}^2}, \quad (2.88)$$

$$N_{1,9} = \mu \cdot \sigma_S \cdot V_0 \cdot \pi \frac{R_1^3}{3h_1}, \quad (2.89)$$

$$N_{2,9} = \mu \cdot \sigma_S \cdot V_0 \cdot \pi \frac{L_1 \cdot B_1}{3h_1}, \quad (2.90)$$

$$N_{3,8} = \mu \cdot \sigma_S \cdot V_0 \cdot \frac{\pi R_3^3}{3h_3}, \quad (2.91)$$

$$N_{4,8} = \mu \cdot \sigma_S \cdot V_0 \cdot \frac{\pi \cdot L_2 \cdot B_2}{3h_3}, \quad (2.92)$$

$$N_{12,9} = \mu \cdot \sigma_S \cdot m \cdot V_0 \cdot 2\pi \cdot R_{12} \cdot h_{12} \frac{R^2}{R^2 - R_{12}^2}, \quad (2.93)$$

$$N_{12,10} = \mu \cdot \sigma_S \cdot m \cdot V_0 \cdot 2\pi \cdot R \cdot h_{12} \frac{R^2}{R^2 - R_{12}^2}, \quad (2.94)$$

$$\text{где } h_{12} = (H - h) \cdot \frac{R^2}{R^2 - R_{12}^2}, \quad (2.95)$$

$$h_{11} = (H - h) \cdot \frac{R^2}{R^2 - R_{11}^2}. \quad (2.96)$$

Суммируя составляющие полной мощности N , получим уравнение, в виде функции от трех варьируемых параметров h_1 , h_3 и m .

$$\begin{aligned} N(h_1, h_3, m) = & (N_1 + N_2 + N_3 + N_4 + N_6 + N_7) + (N_{1,2} + N_{3,4} + N_{1,5} + N_{2,5} + N_{3,5} + N_{4,5} + \\ & + N_{2,6} + N_{4,7} + N_{6,11} + N_{7,12} + N_{1,3} + N_{1,4} + N_{2,4} + N_{3,4}) + (N_{1,8} + N_{3,9} + N_{6,8} + N_{7,9} + N_{2,10} \\ & + N_{4,10} + N_{5,10} + N_{6,10} + N_{7,10} + N_{11,8} + N_{11,10} + N_{12,9} + N_{12,10} + N_{1,9} + N_{2,9} + N_{4,8} + N_{3,8}) \end{aligned} \quad (2.97)$$

Для определения параметров h_1 , h_3 и m используем принцип минимума полной энергии деформации, который можно выразить системой трех уравнений:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial}{\partial h_1} N &= 0 \\ \frac{\partial}{\partial h_3} N &= 0 \\ \frac{\partial}{\partial m} N &= 0 \end{aligned} \right\}, \quad (2.98)$$

где h_1 , h_3 – искомые функции, выделенные в явном виде относительно параметра m ;

Запишем производные мощностей по параметру h_1 :

$$\frac{\partial N_{1,2}}{\partial h_1} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \pi \cdot (1-m) \cdot V_0 \cdot (L_1 + 1) \cdot R_1, \quad (2.99)$$

$$\frac{\partial N_{1,5}}{\partial h_1} = -\frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \pi \cdot (1-m) \cdot V_0 \cdot \frac{R_1^3}{3 \cdot h_1^2}, \quad (2.100)$$

$$\frac{\partial N_{2,5}}{\partial h_1} = -\frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \pi \cdot (1-m) \cdot V_0 \cdot \frac{L_1 \cdot B_1}{3 \cdot h_1^2}, \quad (2.101)$$

$$\frac{\partial N_{1,8}}{\partial h_1} = -\mu \cdot \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \pi \cdot (1-m) \cdot V_0 \cdot \frac{R_1^3}{3 \cdot h_1^2}, \quad (2.102)$$

$$\frac{\partial N_{2,10}}{\partial h_1} = \mu \cdot \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \pi \cdot V_0 \cdot R \cdot |2 \cdot m - (1-m) \cdot L_1|, \quad (2.103)$$

$$\frac{\partial N_{5,10}}{\partial h_1} = -\mu \cdot \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2 \cdot \pi \cdot m \cdot V_0 \cdot R, \quad (2.104)$$

$$\frac{\partial N_{2,6}}{\partial h_1} = -\frac{\sigma_s \cdot (1-m) \cdot V_0 \cdot \pi L_1 B_3}{3\sqrt{3}h_1^2}. \quad (2.105)$$

После подстановки выражений (2.99) – (2.105) в первое уравнение системы (2.98) и простых преобразований, получим формулу для определения высоты верхнего очага деформации

$$h_1 = \frac{1}{\sqrt{3}} \sqrt{\frac{R_1^3 (1+\mu) + L_1 (B_1 + B_3)}{R_1 (L_1 + 1) + \mu R \cdot [2m - L_1 (1-m)] - 2}}. \quad (2.106)$$

Запишем производные мощностей по параметру h_3 :

$$\frac{\partial N_{3,4}}{\partial h_3} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \pi \cdot m \cdot V_0 \cdot (L_2 + 1) \cdot R_3, \quad (2.107)$$

$$\frac{\partial N_{3,5}}{\partial h_3} = -\frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \pi \cdot m \cdot V_0 \cdot \frac{R_3^3}{3 \cdot h_3^2}, \quad (2.108)$$

$$\frac{\partial N_{4,5}}{\partial h_3} = -\frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \pi \cdot m \cdot V_0 \cdot \frac{L_2 \cdot B_2}{3 \cdot h_3^2}, \quad (2.109)$$

$$\frac{\partial N_{3,9}}{\partial h_3} = -\mu \cdot \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \pi \cdot m \cdot V_0 \cdot \frac{R_3^3}{3 \cdot h_3^2}, \quad (2.110)$$

$$\frac{\partial N_{4,10}}{\partial h_3} = \mu \cdot \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \pi \cdot m \cdot V_0 \cdot R \cdot (L_2 + 2), \quad (2.111)$$

$$\frac{\partial N_{5,10}}{\partial h_3} = -\frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2 \cdot \pi \cdot m \cdot V_0 \cdot R, \quad (2.112)$$

$$\frac{\partial N_{4,7}}{\partial h_3} = -\frac{\sigma_s \cdot m \cdot V_0 \cdot \pi \cdot (L_2 + 1) B_4}{3\sqrt{3}h_3^2}. \quad (2.113)$$

После подстановки выражений (2.107) – (2.113) во второе уравнение системы (2.98) и простых преобразований, получим формулу для определения высоты верхнего очага деформации

$$h_3 = \frac{1}{\sqrt{3}} \sqrt{\frac{R_3^3(\mu + 1) + L_2 B_2 + (L_2 + 1) \cdot B_4}{R_3(L_2 + 1) + \mu R L_2}}. \quad (2.114)$$

В результате дальнейших преобразований системы (2.98) получим нелинейное алгебраическое уравнение

$$N(m) = 0, \quad (2.115)$$

решение которого дает несколько корней. Действительными значениями высот первой и третьей зон следует считать те, при которых функция (2.97) принимает минимальное значение.

Расчет высот шестой и седьмой зон проведем, учитывая величину кинематического параметра m . Объемы металла, выдавливаемые в прямом и обратном направлении, обозначим соответственно W_I и W_{II} .

По условию постоянства объема: объем шестой зоны W_6 должен быть равен объему W_I , то есть $W_I - W_6 = 0$.

Поскольку $W_I = \pi R^2 (H - h)(1 - m)$,

$$W_6 = \pi R^2 h_6 - \frac{1}{3} \pi h_6 \left[(R_1 + h_6 \operatorname{tg} \alpha)^2 + (R_1 + h_6 \operatorname{tg} \alpha) R_1 + R_1^2 \right], \quad (2.116)$$

$$\text{то } \pi R^2 (H - h)(1 - m) = \pi R^2 h_6 - \frac{1}{3} \pi h_6 \left[(R_1 + h_6 \operatorname{tg} \alpha)^2 + (R_1 + h_6 \operatorname{tg} \alpha) R_1 + R_1^2 \right],$$

Откуда, выражая по h_6 , получим кубическое уравнение:

$$h_6^3 + \frac{1}{3} R R_1 \cdot \operatorname{ctg} \alpha \cdot h_6^2 + \frac{-1}{3} (R^2 - R_1^2) \cdot \operatorname{ctg}^2 \alpha \cdot h_6 + \frac{1-m}{3} R^2 (H - h) \cdot \operatorname{ctg}^2 \alpha = 0. \quad (2.117)$$

Используя для решения (2.117) формулы Кардано для кубических уравнений [127, с. 43], в результате получим:

$$h_6 = \frac{2R^3 (\sqrt{3} A_3 + C_3) - 2\sqrt[3]{2} R_1}{2\sqrt[3]{2} \cdot \operatorname{tg} \alpha}, \quad (2.118)$$

$$\text{где } A_3 = \sin \left(\frac{1}{3} \arcsin \frac{\sqrt{4R^6 - X_1^2}}{2R^3} + \frac{2\pi}{3} \right),$$

$$C_3 = \cos \left(\frac{1}{3} \arccos \frac{\sqrt{4R^6 - X_1^2}}{2R^3} + \frac{2\pi}{3} \right), \quad X_1 = 3R^2 [R_1 + \operatorname{tg} \alpha (H - h)(1 - m)] - R_1^3. \quad (2.119)$$

По условию постоянства объема: объем седьмой зоны W_7 должен быть равен объему W_{II} , т. е. $W_{II} - W_7 = 0$.

Поскольку $W_{II} = \pi R^2 (H - h) \cdot m$,

$$W_7 = \pi R^2 h_7 - \frac{1}{3} \pi h_7 \left[(R_3 + h_7 \operatorname{tg} \beta)^2 + (R_3 + h_7 \operatorname{tg} \beta) R_3 + R_3^2 \right], \quad (2.120)$$

$$\text{Следовательно } \pi R^2 (H - h) m = \pi R^2 h_7 - \frac{1}{3} \pi h_7 \left[(R_3 + h_7 \operatorname{tg} \beta)^2 + (R_3 + h_7 \operatorname{tg} \beta) R_3 + R_3^2 \right],$$

Откуда, выражая по h_7 , получим кубическое уравнение:

$$h_7^3 + \frac{1}{3} R_3 \cdot \operatorname{ctg} \beta \cdot h_7^2 + \frac{-1}{3} (R^2 - R_3^2) \cdot \operatorname{ctg}^2 \beta \cdot h_7 + \frac{m}{3} R^2 (H - h) \cdot \operatorname{ctg}^2 \beta = 0. \quad (2.121)$$

Решая уравнение (2.121), находим

$$h_7 = \frac{2R^3(\sqrt{3}A_4 + C_4) - 2\sqrt[3]{2}R_3}{2\sqrt[3]{2} \cdot \operatorname{tg}\beta}, \quad (2.122)$$

$$\text{где } A_4 = \sin\left(\frac{1}{3}\arcsin\frac{\sqrt{4R^6 - X_2^2}}{2R^3} + \frac{2\pi}{3}\right),$$

$$C_4 = \cos\left(\frac{1}{3}\arccos\frac{\sqrt{4R^6 - X_2^2}}{2R^3} + \frac{2\pi}{3}\right), \quad X_2 = 3R^2[R_3 + \operatorname{tg}\beta(H - h)m] - R_3^3. \quad (2.123)$$

Можно заключить, что все математические выражения, необходимые для описания силового режима и формоизменения заготовки в процессе комбинированного выдавливания получены.

2.2 Расчет ресурса пластичности металла

В процессе выдавливания по мере затекания металла в сужающиеся полости штампа стремительно увеличивается интенсивность деформации, что приводит к снижению запаса пластичности. При полном его исчерпании на свободных торцовых поверхностях изделия (кромках) могут образовываться трещины.

Для определения условий, при которых обеспечивается возможность получения холодным выдавливанием изделия без дефектов, используем теорию деформируемости В.Л. Колмогорова [117, 119].

Согласно данной теории предельная степень деформации металла зависит от напряженно-деформированного состояния, а условие деформирования металла без разрушения Ψ при холодном деформировании к моменту времени t [119]:

$$\psi = \int_0^t \frac{H(\tau)}{\Lambda_p \left[\frac{\sigma}{T}(\tau) \right]} d\tau < 1, \quad (2.124)$$

где $H(\tau)$ – интенсивность скоростей деформаций сдвига;

$\Lambda_p \left[\frac{\sigma}{T}(\tau) \right]$ – зависимость предельной степени деформации сдвига от показателя напряженного состояния $\frac{\sigma}{T}(\tau)$; σ – гидростатическое давление;
 $T(\tau)$ – интенсивность касательных напряжений.

При холодном деформировании металлов предельная степень деформации Λ_p увеличивается с уменьшением σ/T .

Для оценки предельной деформируемости металла и прогнозирования момента возникновения макротрещин при холодном выдавливании в конический зазор за основу возьмем методику В.В. Евстифеева и Г.П. Подколзина [107]. В их работах [40, 63] экспериментально и теоретически, путем определения показателей напряженного состояния, показано, что при прямом выдавливании наиболее опасной с точки зрения разрушения, является траектория перемещения частиц металла по конической поверхности контрпуансона.

Согласно принятой схеме процесса (рисунок 2.1) перемещение металла по коническим поверхностям пуансона и контрпуансона происходит со следующими кинематически возможными скоростями:

$$V_{Z6} = -(1-m)V_0 \frac{R_6^2}{R^2 - R_6^2} + mV_0, \quad V_{\rho 6} = \frac{(1-m) \cdot V_0 R_6^2 \operatorname{tg} \alpha}{R^2 - R_6^2}, \quad (2.125)$$

$$V_{Z7} = mV_0 \frac{R^2}{R^2 - R_7^2}, \quad V_{\rho 7} = \frac{mV_0 R^2 \operatorname{tg} \beta}{R^2 - R_7^2}. \quad (2.126)$$

Определим скорости деформации, используя выражения (2.125) и (2.126) и рассчитаем интенсивности скоростей деформации сдвига.

$$\text{В зоне 6} \quad \xi_{Z6} = \frac{2(1-m) \cdot V_0 R_6^3 \cdot \operatorname{tg} \alpha}{(R^2 - R_6^2)^2}, \quad \xi_{\rho 6} = \frac{(1-m) \cdot V_0 R_6 \operatorname{tg} \alpha (R^2 + R_6^2)}{(R^2 - R_6^2)^2},$$

$$\xi_{\theta 6} = \frac{(1-m) \cdot V_0 R_6 \operatorname{tg} \alpha}{R^2 - R_6^2}, \quad \eta_{\rho 6} = \frac{(1-m) \cdot V_0 R_6 \operatorname{tg}^2 \alpha (3R^2 + R_6^2)}{(R^2 - R_6^2)^2},$$

$$H_6 = \frac{(1-m) \cdot V_0 R_6 \cdot \operatorname{tg} \alpha}{\sqrt{3}(R^2 - R_6^2)^2} \sqrt{12R_6^4 + 4R^4 + (3R^2 + R_6^2)^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \alpha}. \quad (2.127)$$

В зоне 7

$$\xi_{z7} = \frac{2mV_0 R^2 R_7 \operatorname{tg} \beta}{(R^2 - R_7^2)^2}, \quad \xi_{\rho 7} = \frac{mV_0 R^2 \operatorname{tg} \beta (R^2 + R_7^2)}{(R^2 - R_7^2)^2 R_7},$$

$$\xi_{\theta 7} = \frac{mV_0 R^2 \operatorname{tg} \beta}{(R^2 - R_7^2) R_7}, \quad \eta_{\rho 7} = \frac{mV_0 R^2 \operatorname{tg}^2 \beta (R^2 + R_7^2)}{(R^2 - R_7^2)^2 R_7},$$

$$H_7 = \frac{mV_0 \cdot R^2 \cdot \operatorname{tg} \beta}{\sqrt{3}(R^2 - R_7^2)^2 R_7} \sqrt{12R_7^4 + 4R^4 + (R^2 + R_7^2)^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \beta}. \quad (2.128)$$

Показатель деформированного состояния – степень деформации сдвига Λ определяем с учетом, что $V_z = dz/d\tau$, а время $d\tau = dz/V_z$.

$$\Lambda_6 = \int_0^{h_6} \frac{\operatorname{tg} \alpha}{\sqrt{3}(R^2 - R_6^2) R_6} \sqrt{12R_6^4 + 4R^4 + \operatorname{tg}^2 \alpha \cdot (3R^2 + R_6^2)^2} dz. \quad (2.129)$$

$$\Lambda_7 = \int_0^{h_7} \frac{\operatorname{tg} \beta}{\sqrt{3}(R^2 - R_7^2) R_7} \sqrt{12R_7^4 + 4R^4 + \operatorname{tg}^2 \beta \cdot (R^2 + R_7^2)^2} dz. \quad (2.130)$$

Из уравнения связи осевых компонент напряжений и скоростей деформаций для несжимаемого материала $\sigma_z = \sigma + \frac{2T\xi_z}{H}$, при условии, что на свободных

поверхностях деформируемой заготовки (кромках) $\sigma_z = 0$, находим: $\frac{\sigma}{T} = \frac{2\xi_z}{H}$.

Показатель напряженного состояния частиц металла на границах:

в зоне 6

$$\left(\frac{\sigma}{T}\right)_6 = \frac{-4\sqrt{3}R_6^2}{\sqrt{4(3R_6^4 + R^4) + (3R^2 + R_6^2)^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \alpha}}, \quad (2.131)$$

в зоне 7

$$\left(\frac{\sigma}{T}\right)_7 = \frac{-4\sqrt{3}R_7^2}{\sqrt{4(3R_7^4 + R^4) + (R^2 + R_7^2)^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \beta}}. \quad (2.132)$$

Для аппроксимации диаграмм пластичности материала используем степенную зависимость [119]:

$$\Lambda_p = A + B \cdot \left(\frac{\sigma}{T}\right) + C \cdot \left(\frac{\sigma}{T}\right)^2 + D \cdot \left(\frac{\sigma}{T}\right)^3, \quad (2.133)$$

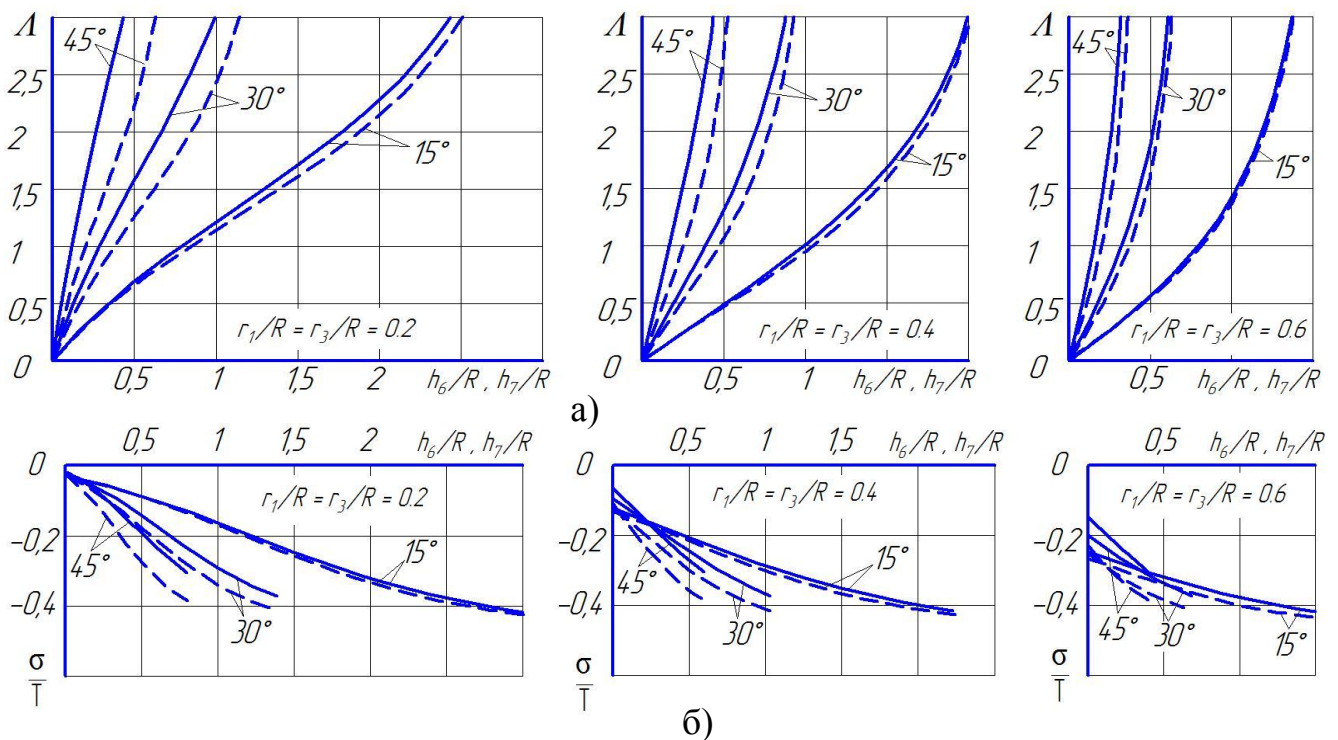
где A, B, C, D – коэффициенты аппроксимации.

Условия деформирования без разрушения металла на верхней и нижней кромке:

$$\psi_6 = \int_0^{h_6} \frac{H_6}{A + B \cdot \left(\frac{\sigma}{T}\right)_6 + C \cdot \left(\frac{\sigma}{T}\right)_6^2 + D \cdot \left(\frac{\sigma}{T}\right)_6^3} dz < 1, \quad (2.134)$$

$$\psi_7 = \int_0^{h_7} \frac{H_7}{A + B \cdot \left(\frac{\sigma}{T}\right)_7 + C \cdot \left(\frac{\sigma}{T}\right)_7^2 + D \cdot \left(\frac{\sigma}{T}\right)_7^3} dz < 1. \quad (2.135)$$

По уравнениям (2.134) и (2.135) построены графики изменения показателей НДС в зависимости от относительных высот конических зон h_6/R и h_7/R для заданных углов конусности пуансонов и относительной величины начального зазора (рисунок 2.2).



а – степень деформации сдвига; б – относительное гидростатическое давление

Рисунок 2.2 – Изменение показателей НДС в зоне 6 (—) и в зоне 7 (---)

Графики на рисунке 2.2 показывают, что степень деформации при обратном выдавливании выше, чем при прямом выдавливании, а уровень $\frac{\sigma}{T}(\tau)$ в зонах примерно одинаковый. Это определяет более интенсивное падение ресурса

пластичности в зоне 6 и может приводить к более раннему (при одинаковых размерах рассмотренных зон) появлению в ней трещин.

На рисунке 2.3 показаны граничные значения относительных высот конических зон, при которых возможно разрушение, для материалов (латунь Л63, сталь 20, сталь 45, алюминиевый сплав АВ).

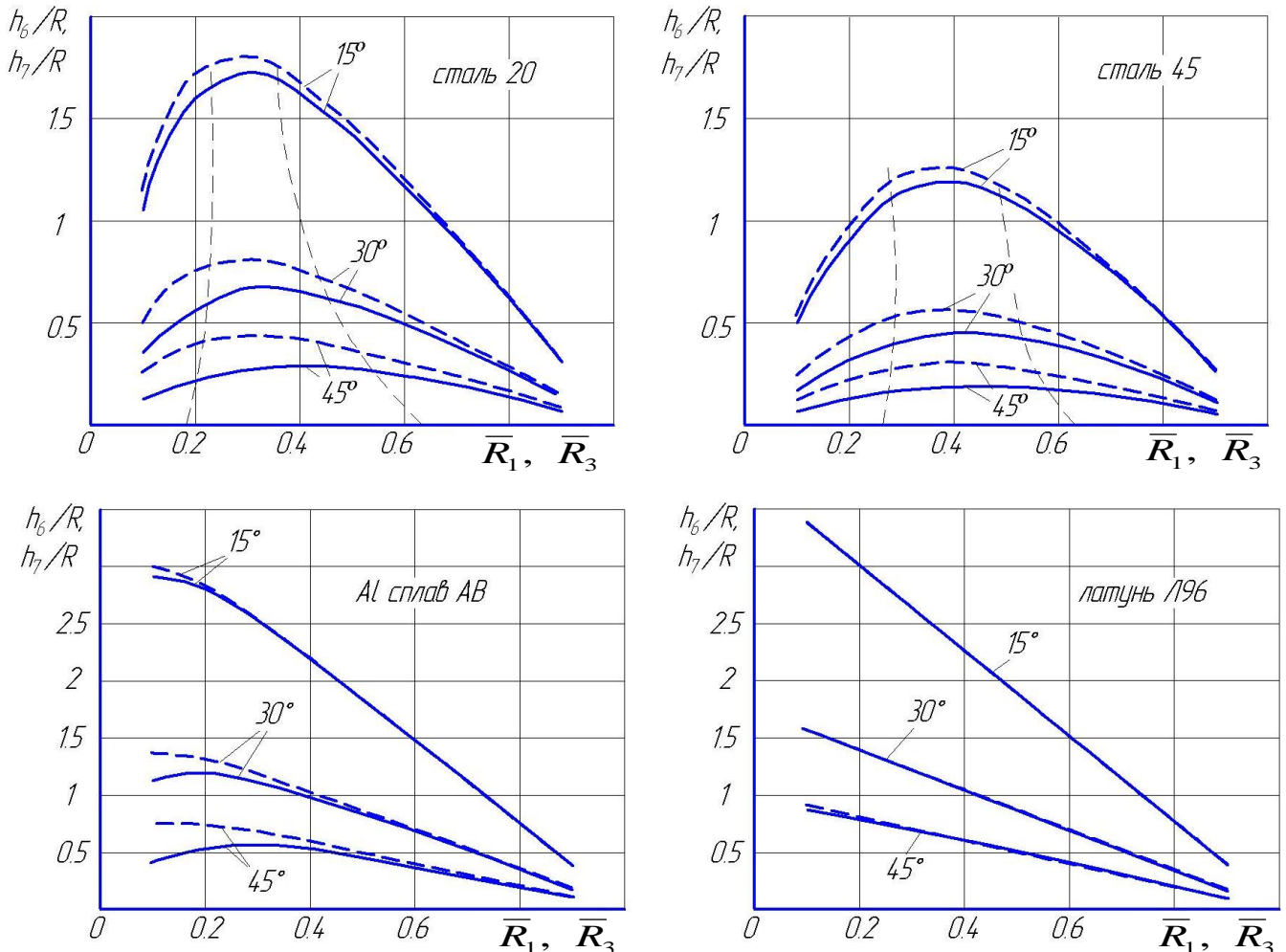


Рисунок 2.3 – Величины относительных высот конических зон, с увеличением которых возможно разрушение, в зависимости от материала заготовки: (—) в зоне 6, (- - -) в зоне 7

Для стали 20 и стали 45 наименьший уровень истощения ресурса пластичности при выдавливании как в прямом, так и в обратном направлении достигается при относительных величинах начального зазора $\bar{R}_1 \approx \bar{R}_3$, в пределах от 0,2 до 0,4. Для сплава АВ и латуни Л63 наименьший уровень достигается при относительных величинах начального зазора от 0 до 0,2.

2.3 Алгоритм и компьютерная программа для реализации разработанной математической модели процесса комбинированного выдавливания

Созданная математическая модель была использована при разработке в среде визуального объектно-ориентированного программирования Borland Delphi 6.0 на языке Object Pascal компьютерной программы для автоматизированного расчета процесса комбинированного выдавливания полый детали переменного сечения (см. приложение А, [128]). Листинг программы и блок-схемы алгоритма расчета представлены в приложении Б.

Алгоритм расчета предусматривает последовательное заполнение конических и затем цилиндрических зон поковки. На каждом шаге перемещения пуансона равном Δh производится вычисление:

- высот верхнего h_1 и нижнего h_3 очагов деформации;
- глубин верхней h_6 и нижней h_7 полостей;
- общей высоты поковки, H ; соотношения скоростей течения металла m ;
- полной силы P и относительной удельной силы Q , действующей на пуансоне;
- степени деформации, ε и напряжения текучести, σ_s .

Предусматривает стадии процесса выдавливания в зависимости от условий:

- если $R_1 < R$ и $R_3 < R$ то
 - задание начального значения коэффициента m и шага его изменения в интервале от 0 до 1;
 - расчет высот очагов деформации h_1 и h_3 ;
 - вычисление относительной удельной силы на пуансоне;
 - расчет минимального значения относительного удельного усилия на пуансоне и соответствующих значений m , h_1 , h_3 ; если $R_3 = R$:
 - расчет высоты очага деформации h_1 ;
 - определения этапа деформирования, если 5 зона отсутствует, то производится замена высотного размера очага деформации на h_{x1} ;
 - определение минимального значения относительного удельного усилия

на пуансоне; если $R_1 = R$:

- расчет высотного размера очага деформации h_3 ;
- определения этапа деформирования, если зона 5 отсутствует, то производится замена высотного размера очага деформации на $h_{х3}$;
- определение минимального значения относительного удельного усилия;
- проверка условия достижения конечного высотного размера доньшка;
- если да, то конец.

Интерфейс программы включает в себя пользовательские окна:

- окно программы для ввода исходных данных;
- вывода результатов изменения расчетных параметров в виде графиков.

Окно программы (рисунок 2.4) содержит: расчетную схему процесса с обозначениями геометрических размеров инструмента; ячейки для ввода: значений угловых размеров пуансонов (градусы); линейных размеров инструмента, заготовки и шаг хода пуансона (миллиметры); а также безразмерные коэффициенты для учета контактного трения, аппроксимации диаграмм пластичности и упрочнения материала.

Рисунок 2.4 – Окно программы

Во вкладке «Расчет» вводятся исходные данные для расчета:

Расчет силового режима, формоизменения заготовки и ресурса пластичности – кнопка «Расчет».

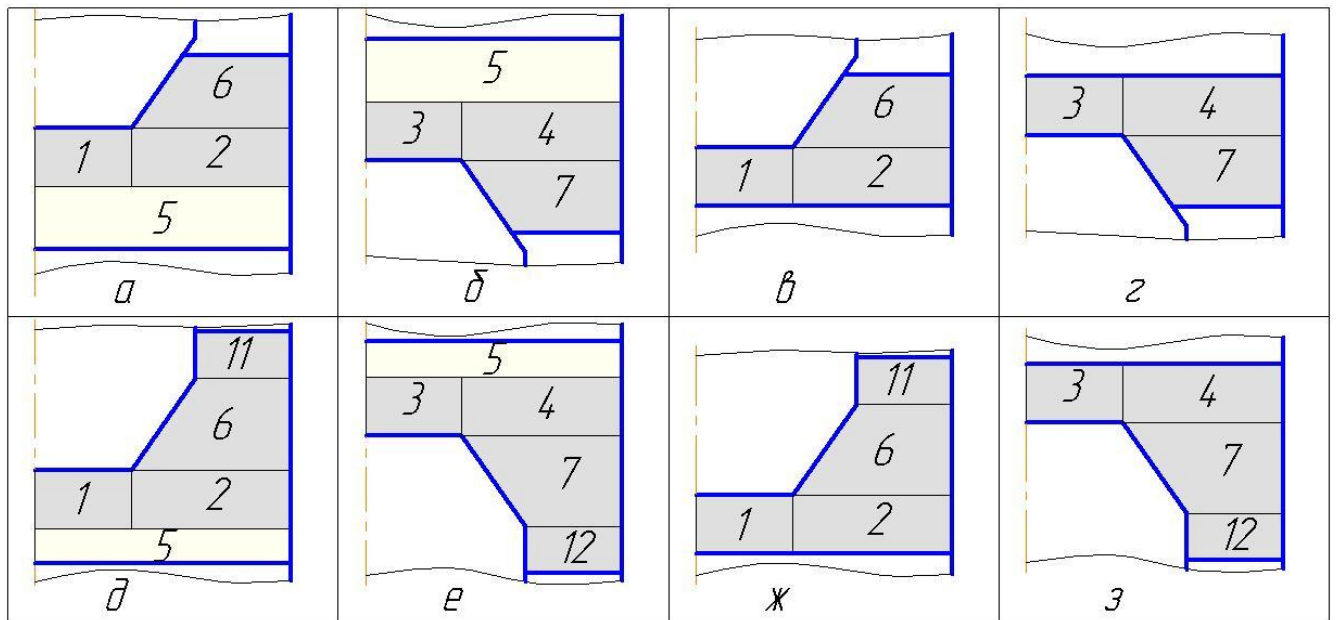
После задания всех необходимых данных и нажатия кнопок производится пошаговое вычисление параметров процесса.

При расчете составляющих полной мощности процесса комбинированного выдавливания, учитываются условия заполнения полостей между пуансонами и матрицей, зависящие от:

- наличия или отсутствия зоны 5;
- величины кинематического параметра m ;
- величин начальных зазоров между пуансонами и матрицей.

На рисунке 2.5 показаны стадии, для которых кинематический параметр m равен 0 или 1, а на рисунке 2.6 для значений параметра m от 0 до 1.

В таблице 2.1 даны ссылки на уравнения для вычисления составляющих полной мощности, входящих в выражение (2.97), в зависимости от соотношений размеров инструмента и стадий процесса выдавливания.



$а, в, д, ж$ – при $m = 0$; $б, г, е, з$ – при $m = 1$

Рисунок 2.5 – Стадии процесса комбинированного выдавливания

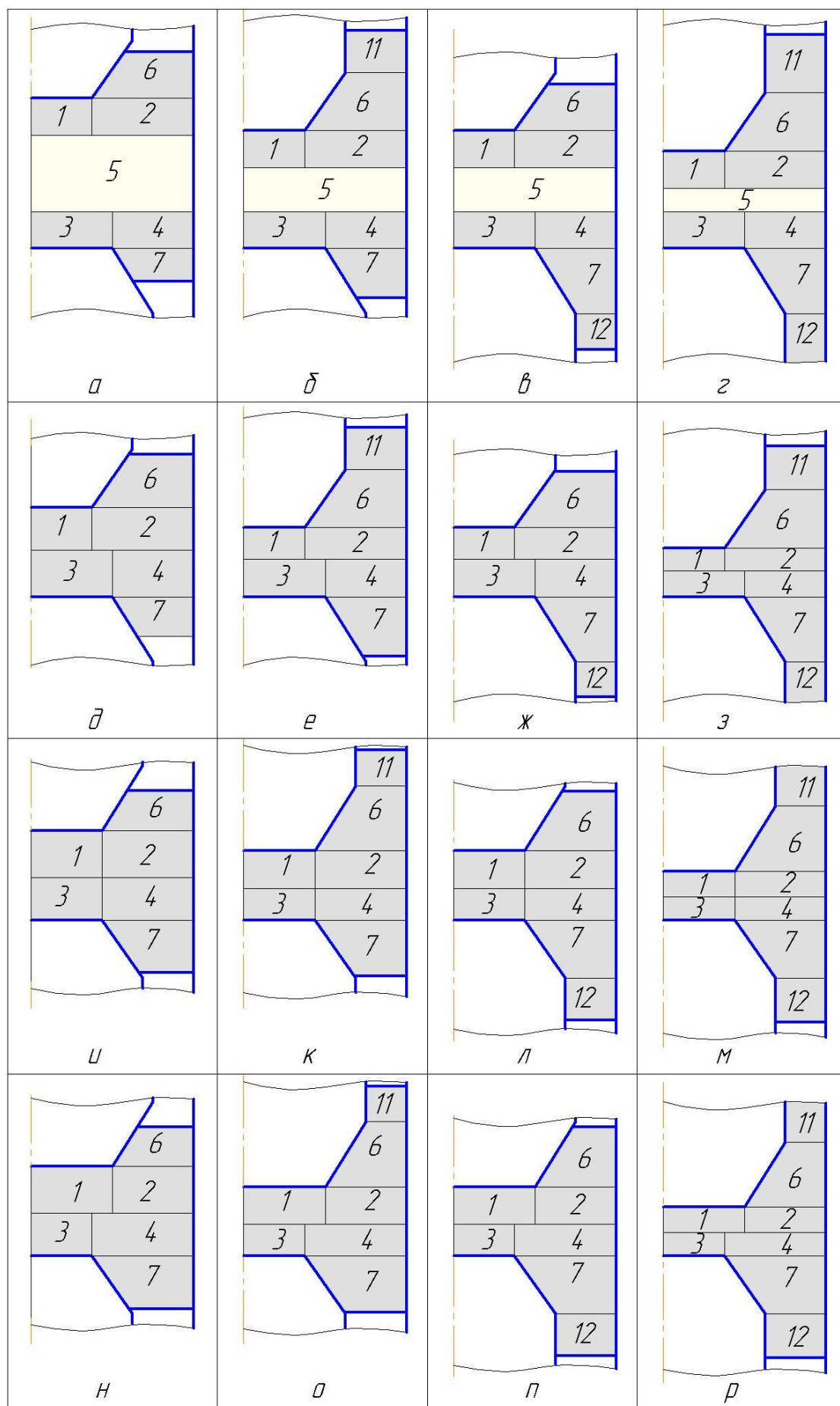


Рисунок 2.6 – Стадии процесса комбинированного выдавливания при m от 0 до 1

Продолжение таблицы 2.1 – Составляющие (ссылки на формулы), входящие в уравнение (2.52) для расчета полной мощности

Условия		Номер рисунка	Мощности											
			$N_{6,8}$ (2.83)	$N_{7,9}$ (2.84)	$N_{2,10}$ (2.80)	$N_{4,10}$ (2.81)	$N_{6,10}$ (2.85)	$N_{7,10}$ (2.86)	$N_{1,5}$ (2.66)	$N_{2,5}$ (2.67)	$N_{3,5}$ (2.68)	$N_{4,5}$ (2.69)	$N_{5,10}$ (2.82)	$N_{1,3}$ 0
С зоны 2	$R_6 < R_{11}, R_7 < R_{12}$	2.6а	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	0
	$R_6 = R_{11}, R_7 < R_{12}$	2.6б	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	0
	$R_7 = R_{12}, R_6 < R_{11}$	2.6в	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	0
	$R_6 = R_{11}, R_7 = R_{12}$	2.6г	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	0
	$R_3 = R, R_6 < R_{11}$	2.5а	—//—	0	—//—	0	—//—	0	—//—	—//—	0	0	—//—	0
	$R_3 = R, R_6 = R_{11}$	2.5д	—//—	0	—//—	0	—//—	0	—//—	—//—	0	0	—//—	0
	$R_1 = R, R_7 < R_{12}$	2.5б	0	(2.84)	0	(2.81)	0	(2.86)	0	(2.68)	(2.69)	—//—	—//—	0
	$R_1 = R, R_7 = R_{12}$	2.5е	0	—//—	0	—//—	0	—//—	0	—//—	—//—	—//—	—//—	0
Без зоны 2	$R_6 < R_{11}, R_7 < R_{12}$	2.6д	(2.83)	—//—	(2.80)	—//—	(2.85)	—//—	0	0	0	0	0	(2.74)
	$R_6 = R_{11}, R_7 < R_{12}$	2.6е	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	0	0	0	0	0	—//—
	$R_7 = R_{12}, R_6 < R_{11}$	2.6ж	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	0	0	0	0	0	—//—
	$R_6 = R_{11}, R_7 = R_{12}$	2.6з	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	0	0	0	0	0	—//—
	$R_6 < R_{11}, R_7 < R_{12}$	2.6и	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	0	0	0	0	0	—//—
	$R_6 = R_{11}, R_7 < R_{12}$	2.6к	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	0	0	0	0	0	—//—
	$R_7 = R_{12}, R_6 < R_{11}$	2.6л	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	0	0	0	0	0	—//—
	$R_6 = R_{11}, R_7 = R_{12}$	2.6м	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	0	0	0	0	0	—//—
	$R_6 < R_{11}, R_7 < R_{12}$	2.6н	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	0	0	0	0	0	—//—
	$R_6 = R_{11}, R_7 < R_{12}$	2.6о	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	0	0	0	0	0	—//—
	$R_7 = R_{12}, R_6 < R_{11}$	2.6п	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	0	0	0	0	0	—//—
	$R_6 = R_{11}, R_7 = R_{12}$	2.6р	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	—//—	0	0	0	0	0	—//—
	$R_3 = R, R_6 < R_{11}$	2.5в	—//—	0	—//—	0	—//—	0	0	0	0	0	0	0
	$R_3 = R, R_6 = R_{11}$	2.5ж	—//—	0	—//—	0	—//—	0	0	0	0	0	0	0
	$R_1 = R, R_7 < R_{12}$	2.5г	0	(2.84)	0	(2.81)	0	(2.86)	0	0	0	0	0	0
	$R_1 = R, R_7 = R_{12}$	2.5з	0	—//—	0	—//—	0	—//—	0	0	0	0	0	0

Продолжение таблицы 2.1 – Составляющие (ссылки на формулы), входящие в уравнение (2.52) для расчета полной мощности

	Условия	Номер рисунка	Мощности											
			$N_{2,4}$	$N_{2,3}$	$N_{1,4}$	$N_{6,11}$	$N_{11,8}$	$N_{11,10}$	$N_{7,12}$	$N_{12,9}$	$N_{12,10}$	h_{11}	h_{12}	h_6
С зонами 2	$R_6 < R_{q1}, R_7 < R_{q2}$	2.6а	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	(2.118)
	$R_6 = R_{q1}, R_7 < R_{q2}$	2.6б	0	0	0	(2.72)	(2.87)	(2.88)	0	0	0	(2.96)	0	—//—
	$R_7 = R_{q2}, R_6 < R_{q1}$	2.6в	0	0	0	0	0	0	(2.73)	(2.93)	(2.94)	0	(2.95)	—//—
	$R_6 = R_{q1}, R_7 = R_{q2}$	2.6г	0	0	0	(2.72)	(2.87)	(2.88)	—//—	—//—	—//—	(2.96)	—//—	—//—
	$R_3 = R, R_6 < R_{q1}$	2.5а	0	0	0	—//—	—//—	—//—	0	—//—	—//—	—//—	0	—//—
	$R_3 = R, R_6 = R_{q1}$	2.5д	0	0	0	—//—	—//—	—//—	0	—//—	—//—	—//—	0	—//—
	$R_1 = R, R_7 < R_{q2}$	2.5б	0	0	0	0	0	0	(2.73)	—//—	—//—	0	(2.95)	0
	$R_1 = R, R_7 = R_{q2}$	2.5е	0	0	0	0	0	0	—//—	—//—	—//—	0	—//—	0
	$R_6 < R_{q1}, R_7 < R_{q2}$	2.6д	(2.75)	(2.76)	0	0	0	0	0	0	0	0	0	(2.118)
	$R_6 = R_{q1}, R_7 < R_{q2}$	2.6е	—//—	—//—	0	(2.72)	(2.87)	(2.88)	0	0	0	(2.96)	0	—//—
Без зонных 2	$R_7 = R_{q2}, R_6 < R_{q1}$	2.6ж	—//—	—//—	0	0	0	0	(2.73)	(2.93)	(2.94)	0	(2.95)	—//—
	$R_6 = R_{q1}, R_7 = R_{q2}$	2.6з	—//—	—//—	0	(2.72)	(2.87)	(2.88)	—//—	—//—	—//—	(2.96)	—//—	—//—
	$R_6 < R_{q1}, R_7 < R_{q2}$	2.6и	—//—	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	—//—
	$R_6 = R_{q1}, R_7 < R_{q2}$	2.6к	—//—	0	0	(2.72)	(2.87)	(2.88)	0	0	0	(2.96)	0	—//—
	$R_7 = R_{q2}, R_6 < R_{q1}$	2.6л	—//—	0	0	0	0	0	(2.73)	(2.93)	(2.94)	0	(2.95)	—//—
	$R_6 = R_{q1}, R_7 = R_{q2}$	2.6м	—//—	0	0	(2.72)	(2.87)	(2.88)	—//—	—//—	—//—	(2.96)	—//—	—//—
	$R_6 < R_{q1}, R_7 < R_{q2}$	2.6н	—//—	0	(2.77)	0	0	0	0	0	0	0	0	—//—
	$R_6 = R_{q1}, R_7 < R_{q2}$	2.6о	—//—	0	—//—	(2.72)	(2.87)	(2.88)	0	0	0	(2.96)	0	—//—
	$R_7 = R_{q2}, R_6 < R_{q1}$	2.6п	—//—	0	—//—	0	0	0	(2.73)	(2.93)	(2.94)	0	(2.95)	—//—
	$R_6 = R_{q1}, R_7 = R_{q2}$	2.6р	—//—	0	—//—	(2.72)	(2.87)	(2.88)	—//—	—//—	—//—	(2.96)	—//—	—//—
	$R_3 = R, R_6 < R_{q1}$	2.5в	0	0	0	—//—	—//—	—//—	0	0	0	—//—	0	—//—
	$R_3 = R, R_6 = R_{q1}$	2.5ж	0	0	0	—//—	—//—	—//—	0	0	0	—//—	0	—//—
	$R_1 = R, R_7 < R_{q2}$	2.5г	0	0	0	0	0	0	(2.73)	(2.93)	(2.94)	0	(2.95)	0
	$R_1 = R, R_7 = R_{q2}$	2.5з	0	0	0	0	0	0	—//—	—//—	—//—	0	—//—	0

В случае неправильного задания значения какого-либо параметра, например $R_1 > R$ или $R_3 > R$ система выдает сообщение об ошибке ввода.

По результатам вычислений строятся расчетные графики изменения параметров на каждом шаге деформирования.

На рисунках (2.15)–(2.17) представлены теоретические зависимости изменения относительной удельной силы выдавливания Q , кинематического параметра m , а также высот верхней и нижней конических зон деформируемой заготовки от хода пуансона. Зависимости построены с использованием полученной математической модели процесса для различных углов конусности пуансона и следующих исходных данных: $R = 15$ мм, $H = 24$ мм, $h = 4$ мм, $R_1 = R_3 = 6$ мм, $\beta = 15^\circ$, $\mu = 0,15$ (обозначения см. рисунок 2.1). Материал заготовки – латунь Л63.

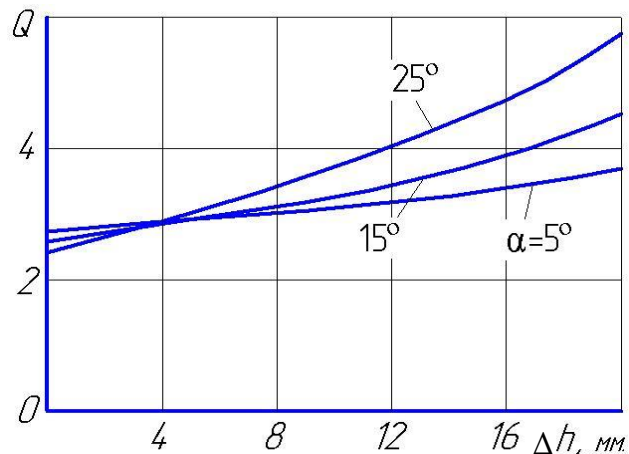


Рисунок 2.7 – Зависимость относительной удельной силы от хода пуансона Δh

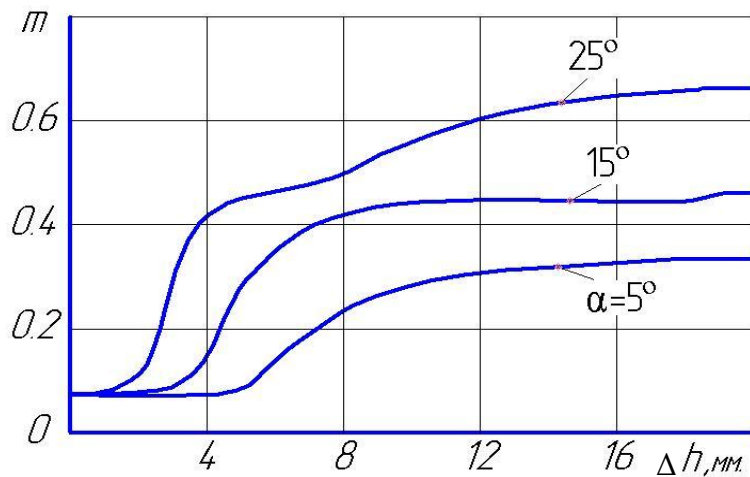


Рисунок 2.8 – Изменение кинематического параметра m от хода пуансона Δh

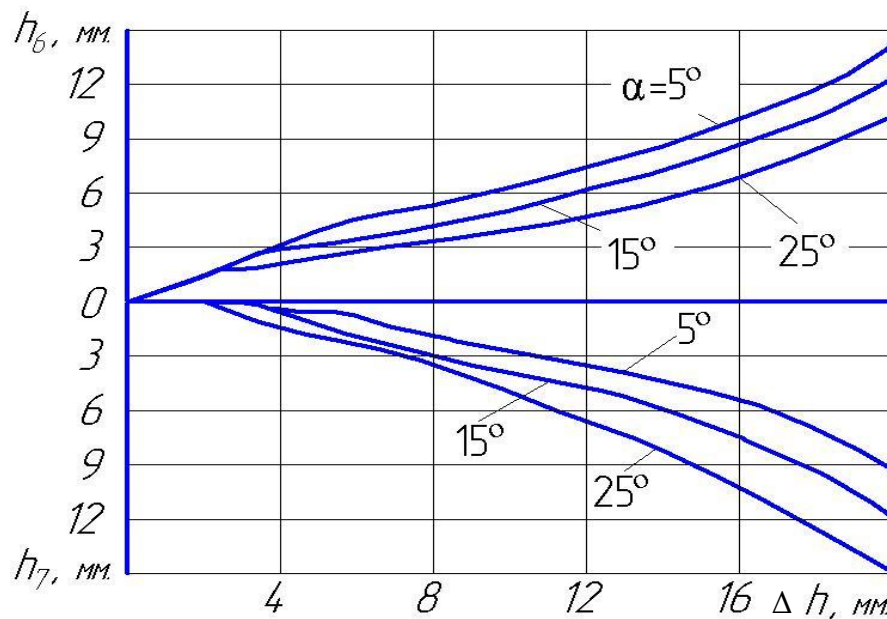


Рисунок 2.9 – Изменение высот конических зон от хода пуансона Δh

Из рисунков следует, что увеличение угла конуса пуансона α приводит к повышению величины относительной удельной силы (рисунок 2.7) и росту значения параметра m (рисунок 2.8) и интенсификации течения металла в нижнюю полость (рисунок 2.9).

Для равномерного течения металла в обоих направлениях требуется использование схемы выдавливания штампа с «плавающей» подвижной матрицей, которая способствует снижению влияния сил трения на матрице.

В таблице 2.2 приведены теоретические (расчет по формуле (2.97)) и экспериментальные (по А.Л. Воронцову [30]) данные о величине относительной удельной силы холодного обратного выдавливания (сталь 10) заготовки плоско-конусным пуансоном. Сравнительный анализ результатов теории и эксперимента показывает, что максимальное расхождение между ними не превышает 10%.

Таблица 2.2 – Величина относительной удельной силы выдавливания Q в зависимости от угла конуса и радиуса торца пуансона (теория по (2.97) и эксперимент по данным А.Л. Воронцова [30])

Угол конуса пуансона, α	Радиус торца пуансона R_1 , мм.							
	7,5		9		10,5		12	
	Относительная удельная сила Q							
	Теор.	Эксп.	Теор.	Эксп.	Теор.	Эксп.	Теор.	Эксп.
50°	3,85	3,76	3,9	3,87	3,89	4,03	3,87	3,92
40°	3,7	3,67	3,7	3,79	3,7	3,84	3,77	3,87
30°	3,6	3,61	3,6	3,72	3,64	3,78	3,73	3,84
20°	3,57	3,62	3,6	3,73	3,6	3,74	3,72	3,83

Выводы по разделу 2

1. Разработана математическая модель комбинированного выдавливания поковки с двумя коническими полостями, с использованием вариационного энергетического метода.
2. Разработана методика расчета ресурса пластичности металла при холодном комбинированном выдавливании в конические полости.
3. Разработан алгоритм и компьютерная программа расчета силового режима, формоизменения заготовки и ресурса пластичности штампуемого металла.
4. Проведено сравнение теоретических и экспериментальных данных по величине относительной удельной силы, которое показало хорошее совпадение результатов.

3 Теоретическое исследование процессов прямого выдавливания заготовки через коническую или клиновую матрицу

3.1 Определение технологических параметров процесса прямого выдавливания через коническую матрицу

3.1.1 Расчет деформирующей силы

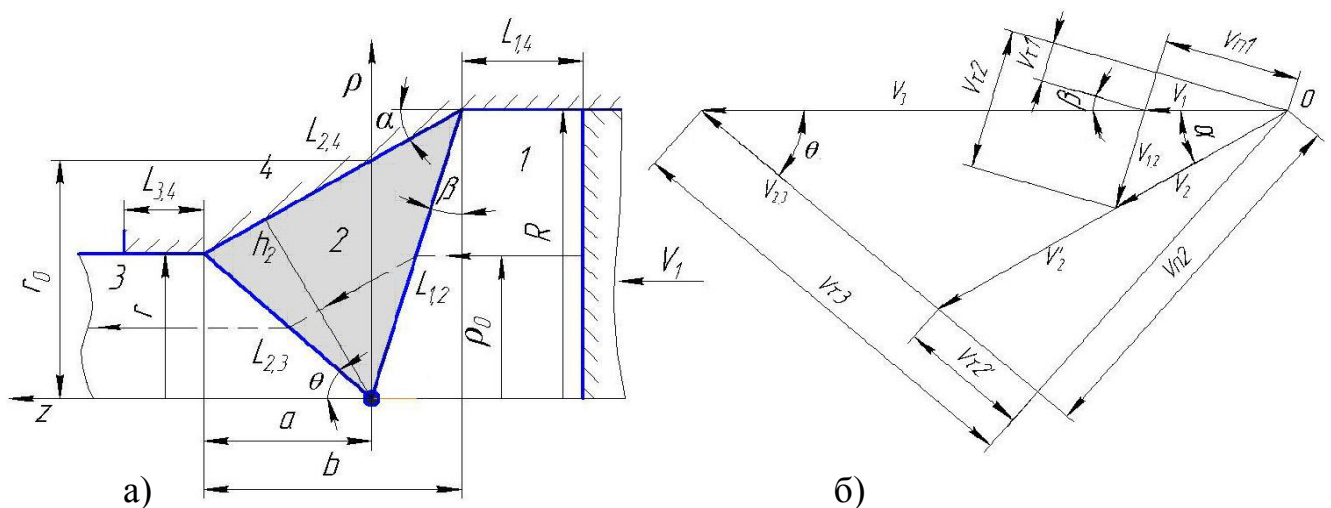
Величину технологической силы, действующей на пуансоне при прямом выдавливании цилиндрической заготовки через коническую матрицу, рассчитаем с использованием метода баланса мощностей [27, 31] по линиям тока [39].

В работе [39] Ю.А. Алюшиным было получено следующее уравнение, описывающее величину относительной удельной силы на стационарной стадии процесса прямого выдавливания в случае предельного трения на матрице:

$$Q = \frac{1}{2 \cdot A} \cdot \left[\varphi \cdot \left(1 - \frac{a}{b} \right) \cdot ctg\phi + tg\alpha + A \cdot ctg\nu + (1 - \varphi) \cdot (ctg\nu - tg\alpha) \right], \quad (3.1)$$

где $A = 1 - \varphi + \frac{\operatorname{tg} \alpha \cdot a}{R}$, $\varphi = \frac{R - r}{R}$,

остальные обозначения приведены на расчетной схеме процесса (рисунок 3.1).



а – физическая плоскость; б – плоскость годографа скоростей

Рисунок 3.1 – Расчетная схема процесса прямого выдавливания через коническую матрицу

В соответствии с уравнением баланса мощностей внешних и внутренних сил полная мощность процесса

$$N = N_2 + (N_{1,2} + N_{2,3}) + (N_{1,4} + N_{2,3} + N_{3,4}), \quad (3.2)$$

где N_2 – мощность внутренних сил сопротивления деформации в зоне 2; $N_{1,2}$ и $N_{2,3}$ – мощности сопротивления сил сдвига на поверхностях разрыва скоростей между зонами 1 и 2, 2 и 3; $N_{2,4}$ – мощность сопротивления силы трения на поверхности контакта матрицы и зоны 2. $N_{3,4}$ и $N_{1,4}$ – мощности сил трения на калибрующем пояске и контейнерной части.

Отметим, что в работе [39] при создании математической модели процесса из-за встретившихся математических трудностей, принято допущение не учитывать затраты мощности внутренних сил в пластической зоне (N_2). Однако такое допущение существенно снижает достоверность, получаемых по (3.1) теоретических результатов, как при определении величины технологической силы, так и при поиске оптимального угла конуса матрицы. Поэтому построение уточненной математической модели, учитывающей все составляющие полной мощности и различные значения коэффициента трения, для получения более точных данных о процессе, представляет теоретический и практический интерес.

Для упрощения последующих расчетов разделим величину полной мощности, определяемой по уравнению (3.2), на площадь сечения пуансона R и напряжение текучести материала при сдвиге τ_s . В результате получим уравнение для расчета относительной удельной силы прямого выдавливания цилиндрической заготовки через коническую матрицу

$$Q = Q_2 + (Q_{1,2} + Q_{2,3}) + (Q_{1,4} + Q_{2,3} + Q_{3,4}). \quad (3.3)$$

Входящие в правую часть уравнения доли силы Q соответствуют составляющим полной мощности, учитывающих деформацию в пластической зоне, сдвиг и трение на границах между зонами.

Следуя [39], примем, что линии тока в очаге деформации параллельны образующей конической поверхности матрицы, а траектории перемещения частиц металла описываются уравнением:

$$\rho = \rho_0 \cdot (1 - \varphi) + \rho_0 \cdot \varphi \cdot \frac{z - L_{2,3}}{L_{1,2} - L_{2,3}}, \quad (3.4)$$

где ρ_0 - радиус линии тока в 1-ой зоне, $L_{1,2}$, $L_{2,3}$ - границы разрыва скорости,

$$L_{1,2} = a \cdot \left(1 - \frac{\rho_0}{R}\right) + b \cdot \frac{\rho_0}{R}, \quad L_{2,3} = a \cdot \left(1 - \frac{\rho_0}{R}\right).$$

Компоненты скорости перемещения в радиальном и осевом направлениях:

$$V_{\rho 2} = \frac{V_1 \cdot \rho_0 \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot R}{\rho \cdot r_0}, \quad (3.5)$$

$$V_{z 2} = \frac{V_1 \cdot \rho_0 \cdot R}{\rho \cdot r_0}, \quad (3.6)$$

где V_1 - скорость перемещения пуансона.

Согласно принятому разрывному полю скоростей для несжимаемого материала разрывы касательных составляющих скорости остаются постоянными во всех точках границ разрыва скоростей $L_{1,2}$ и $L_{2,3}$. Величины нормальной и касательной составляющих скорости на этих границах определяются по следующим формулам [39]:

а) на границе разрыва $L_{1,2}$:

в зоне 1

$$V_{n1} = V_1 \cdot \cos \beta, \quad V_{\tau 1} = V_1 \cdot \sin \beta, \quad \frac{V_{\tau 1}}{V_n} = \frac{R - r - a \cdot \operatorname{tg} \alpha}{R \cdot \operatorname{tg} \alpha} = \operatorname{tg} \beta; \quad (3.7)$$

в зоне 2

$$V_{n1} = V_1 \cdot \cos \beta, \quad V_{\tau 2} = \frac{V_1}{A \cdot R} \cdot \left(b - a + \varphi \cdot \frac{R^2}{b}\right) \cdot \cos \beta, \\ \frac{V_{\tau 2}}{V_n} = \frac{\operatorname{tg} \beta + \operatorname{tg} \alpha}{1 - \operatorname{tg} \beta \cdot \operatorname{tg} \alpha}; \quad (3.8)$$

б) на границе разрыва $L_{2,3}$:

в зоне 2

$$V_{n2} = \frac{V_1}{(1-\varphi)^2} \cdot \sin \theta, \quad V_{\tau 2'} = \frac{V_1 \cdot \sin \theta}{A \cdot R \cdot (1-\varphi)^2} \cdot \left[a - \varphi \cdot (1-\varphi) \cdot \frac{R^2}{b} \right],$$

$$\frac{V_{\tau 2'}}{V_{n2}} = \frac{1}{A \cdot R} \cdot (a - \operatorname{tg} \alpha \cdot r); \quad (3.9)$$

в зоне 3

$$V_{n2} = \frac{V_1}{(1-\varphi)^2} \cdot \sin \theta, \quad V_{\tau 3} = \frac{V_1}{(1-\varphi)^2} \cdot \cos \theta, \quad \frac{V_{\tau 3}}{V_n} = \operatorname{ctg} \theta, \quad (3.10)$$

где

$$\cos \theta = \frac{b-a}{\sqrt{R^2 + (b-a)^2}}, \quad \sin \theta = \frac{R}{\sqrt{R^2 + (b-a)^2}},$$

$$\cos \nu = \frac{a}{\sqrt{a^2 + r^2}}, \quad \sin \nu = \frac{r}{\sqrt{a^2 + r^2}}. \quad (3.11)$$

Разрывы скоростей $[V]_{1,2}$ и $[V]_{2,3}$ на границах разрыва $L_{1,2}$ и $L_{2,3}$:

$$[V]_{1,2} = V_{\tau 2} - V_{\tau 1} = \frac{V_1 \sin \beta}{A} \left[\left(1 + \frac{\operatorname{tg} \alpha}{\operatorname{tg} \beta} \right) - A \right], \quad (3.12)$$

$$[V]_{2,3} = V_{\tau 3} - V_{\tau 2'} = \frac{V_1 \cos \theta}{(1-\varphi)^2} \left[1 - \frac{\operatorname{tg} \theta}{A \cdot R} (a - \operatorname{tg} \alpha \cdot r) \right]. \quad (3.13)$$

Площади поверхностей разрыва $S_{1,2}$, $S_{2,3}$ между зонами 1-2 и 2-3:

$$S_{1,2} = \pi \cdot R \cdot L_{1,2} = \pi \cdot \left[R^2 + (b-a)^2 \right] \cdot \frac{R}{\sqrt{R^2 + (b-a)^2}}, \quad (3.14)$$

$$S_{2,3} = \pi \cdot r \cdot L_{2,3} = \pi \cdot [r^2 + a^2] \cdot \frac{r}{\sqrt{r^2 + a^2}}. \quad (3.15)$$

С учетом выражений (3.12)-(3.15), формулы для расчета долей относительной удельной силы на сдвиг по границам разрыва скоростей $L_{1,2}$ и $L_{2,3}$ имеют вид:

$$Q_{1,2} = \frac{[V]_{1,2} \cdot S_{1,2}}{\pi \cdot R^2} = \frac{1}{\operatorname{tg} \alpha \cdot r_0} \cdot \frac{(1 + \operatorname{tg} \alpha^2) \cdot R^2 - 2 \cdot R \cdot r_0 + r_0^2}{R}, \quad (3.16)$$

где r_0 – радиус сечения матрицы при $z=0$, $r_0 = r + a \cdot \operatorname{tg} \alpha$;

$$Q_{2,3} = \frac{[V]_{2,3} \cdot S_{2,3}}{\pi \cdot R^2} = \frac{1}{\operatorname{tg} \alpha \cdot r_0} \cdot \frac{\operatorname{tg}^2 \alpha \cdot (r^2 + a^2)}{r}. \quad (3.17)$$

Доли относительной удельной силы затрачиваемой на преодоление трения на поверхностях контакта инструмента и заготовки, определяются уравнениями:

- на коническом участке матрицы

$$Q_{2,4} = \frac{\mu}{\pi \cdot R^2} \cdot \int_0^{2\pi} \int_0^b \sqrt{V_{z2}^2 + V_{\rho 2}^2} \cdot L_{2,4} \cdot \sqrt{1 + \left(1 + \frac{dL_{2,4}}{dz}\right)^2} \cdot dz \cdot d\alpha =$$

$$= \frac{2\mu \cdot (R - r) \cdot (\operatorname{tg}^2 \alpha + 1)}{\operatorname{tg} \alpha \cdot r_0}; \quad (3.18)$$

- в контейнерной части матрицы

$$Q_{1,4} = 2\mu L_{1,4} / R; \quad (3.19)$$

- на калибрующем пояске

$$Q_{3,4} = 2\mu L_{3,4} / r. \quad (3.20)$$

Долю относительной удельной силы на пластическую деформацию в зоне 2 рассчитаем по линиям тока, используя формулы скоростей перемещения (3.3).

Поскольку скорости частиц в очаге деформации совпадают по направлению, но не одинаковы по величине компоненты тензора скорости деформаций и интенсивность скоростей деформации сдвига определяются по уравнениям [39]:

$$\xi_\rho = \frac{\partial V_\rho}{\partial \rho} = -V_1 \cdot \left(\frac{\operatorname{tg} \alpha}{A \cdot \rho} \right)^2 \cdot (z - a), \quad \xi_z = \frac{\partial V_z}{\partial z} = \frac{V_1 \cdot \operatorname{tg} \alpha}{A^2 \cdot \rho},$$

$$\xi_\theta = \frac{V_\rho}{\rho} = \frac{V_1 \cdot \operatorname{tg} \alpha}{\rho \cdot A^2} \left(\frac{\operatorname{tg} \alpha \cdot (z - a)}{\rho} - 1 \right), \quad \xi_{\rho z} = \frac{\partial V_z}{\partial \rho} + \frac{\partial V_\rho}{\partial z} = \frac{V_1 \cdot \operatorname{tg} \alpha}{\rho \cdot A^2} \left(\operatorname{tg} \alpha - \frac{(z - a)}{\rho} \right),$$

$$H = \sqrt{4 \cdot (\xi_\rho^2 + \xi_\rho \cdot \xi_z + \xi_z^2) + \left(\frac{\xi_\rho}{\operatorname{tg} \alpha} + \xi_z \cdot \operatorname{tg} \alpha \right)^2} =$$

$$= \frac{V_1 \operatorname{tg} \alpha \cdot R^2}{r_0^2 \rho} \cdot \sqrt{4 + \operatorname{tg}^2 \alpha + \frac{6 \operatorname{tg} \alpha \cdot z}{\rho} + \frac{(4 \operatorname{tg}^2 \alpha + 1) \cdot z^2}{\rho^2}}. \quad (3.21)$$

Границы очага деформации согласно положению системы координат расчетной схемы (рисунок 3.1, а) описываются следующим образом:

$$L_2 = r + tg\alpha \cdot (a - z), \quad L_{1,2} = \frac{z \cdot R}{b - a}, \quad L_{2,3} = \frac{z \cdot r}{a}. \quad (3.22)$$

Часть относительной удельной силы для пластической деформации металла в зоне 2:

$$Q_2 = \frac{1}{\pi R^2} \iiint_V H \cdot dV = \frac{2V_1 tg\alpha}{r_0^2} \left(\int_{b-a}^0 \int_{L_{1,2}}^{L_2} \sqrt{4 + tg^2\alpha + \frac{6 \cdot tg\alpha \cdot z}{\rho} + \frac{(4 \cdot tg^2\alpha + 1) \cdot z^2}{\rho^2}} \cdot d\rho \cdot dz + \right. \\ \left. + \int_0^a \int_{L_{2,3}}^{L_2} \sqrt{4 + tg^2\alpha + \frac{6 \cdot tg\alpha \cdot z}{\rho} + \frac{(4 \cdot tg^2\alpha + 1) \cdot z^2}{\rho^2}} \cdot d\rho \cdot dz \right). \quad (3.23)$$

Взятие интеграла в уравнении (3.23) вызывает затруднения. По-видимому, в силу этого Ю.А. Алюшин указывает [39] на наличие математических трудностей для получения решения задачи в аналитическом виде.

Анализ выражения (3.23) для вычисления составляющей удельной силы на деформацию в зоне 2 показал возможность получения аналитического решения в окончательном виде, изменением вида уравнений, описывающих границы очага деформации и интенсивность скоростей деформации сдвига, путем преобразования системы координат (рисунок 3.2) [129].

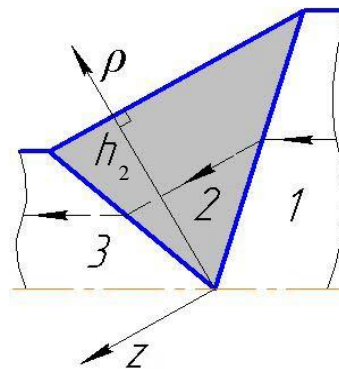


Рисунок 3.2 – Система координат для расчета мощности деформации в пластической зоне

Используя формулы преобразования координат осей на плоскости [130, С. 58]:

$$\begin{cases} z = z' \cdot \cos \alpha + \rho' \cdot \sin \alpha \\ \rho = -z' \cdot \sin \alpha + \rho' \cdot \cos \alpha \end{cases} \quad (3.24)$$

запишем уравнения интенсивности скоростей деформации сдвига (3.21) и границ разрыва скоростей (3.22).

$$H = \frac{V_1 \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot R^2 \cdot \sqrt{z'^2 + 4 \cdot \rho'^2}}{r_0^2 \cdot \cos \alpha \cdot \rho' \cdot (\rho' \cdot \cos \alpha - z' \cdot \sin \alpha)}; \quad (3.25)$$

$$L_{1,2} = \rho' \cdot \frac{r_0 - r \cdot (1 + \operatorname{tg}^2 \alpha)}{\operatorname{tg} \alpha \cdot r_0}; \quad L_{2,3} = \rho' \cdot \frac{r_0 - R \cdot (1 + \operatorname{tg}^2 \alpha)}{\operatorname{tg} \alpha \cdot r_0}. \quad (3.26)$$

Уравнение (3.23) после взятия интеграла и замены параметра r_0 на высоту второй зоны h_2 , имеет вид:

$$Q_2 = \frac{\sqrt{1 + 3 \cdot \sin^2 \alpha}}{2 \sin \alpha} \cdot X_1 + X_2 + \frac{A_2 - A_1}{h_2 \cdot \sin \alpha}, \quad (3.27)$$

где $A_1 = \sqrt{(h_2 \cos \alpha - r)^2 + (2h_2 \sin \alpha)^2}$, $A_2 = \sqrt{(h_2 \cos \alpha - R)^2 + (2h_2 \sin \alpha)^2}$,

$$X_1 = \ln \left[\frac{(A_1 + B_1)(A_2 - B_2)}{(A_1 - B_1)(A_2 + B_2)} \right], \quad X_2 = \frac{1}{\operatorname{tg} \alpha} \ln \left(\frac{h_2 \cdot \cos \alpha - R + A_2}{h_2 \cdot \cos \alpha - r + A_1} \right),$$

$$B_1 = \frac{4h_2 \sin^2 \alpha + \cos \alpha (h_2 \cos \alpha - r)}{\sqrt{1 + 3 \sin^2 \alpha}}, \quad B_2 = \frac{4h_2 \sin^2 \alpha + \cos \alpha (h_2 \cos \alpha - R)}{\sqrt{1 + 3 \sin^2 \alpha}}. \quad (3.28)$$

Таким образом, получено в аналитическом виде выражение для расчета относительной удельной силы на деформацию в пластической зоне 2.

Для расчета удельной силы от хода пуансона на всех стадиях (1, 2 и 3) процесса прямого выдавливания цилиндрической заготовки через коническую матрицу, используем схему, представленную на рисунке 3.3.

Расчет процесса производится по формулам, учитывающим вклад каждой из долей относительной удельной силы с учетом его стадий.

На начальной стадии учитывая, что металл движется по конической поверхности матрицы и не достиг калибрующего пояска, текущий радиус выдавливаемой заготовки ($r_2 > r$) определяется выражением

$$r_2 = \sqrt[3]{R^3 - 3R^2 \operatorname{tg} \alpha \cdot h}. \quad (3.29)$$

Уравнение (3.3) имеет вид:

$$Q = Q_2 + Q_{1,2} + Q_{2,3} + Q_{1,4} + Q_{2,4}, \quad (3.30)$$

а доли сил рассчитываются по следующим формулам:

Доля относительной удельной силы на преодоление силы трения в контейнере:

$$Q_{1,4} = 2\mu \frac{H - h}{R}, \quad (3.31)$$

где h – величина хода пуансона, H – исходная высота заготовки.

$$Q_{1,2} = \frac{(1 + \operatorname{tg}^2 \alpha) \cdot R^2 - 2 \cdot R \cdot r_2 + a \cdot \operatorname{tg} \alpha + (r_2 + a \cdot \operatorname{tg} \alpha)^2}{\operatorname{tg} \alpha \cdot (r_2 + a \cdot \operatorname{tg} \alpha) \cdot R}, \quad (3.32)$$

$$Q_{2,3} = \frac{\operatorname{tg}^2 \alpha \cdot (r_2^2 + a^2)}{\operatorname{tg} \alpha \cdot (r_2 + a \cdot \operatorname{tg} \alpha) \cdot r_2}, \quad (3.33)$$

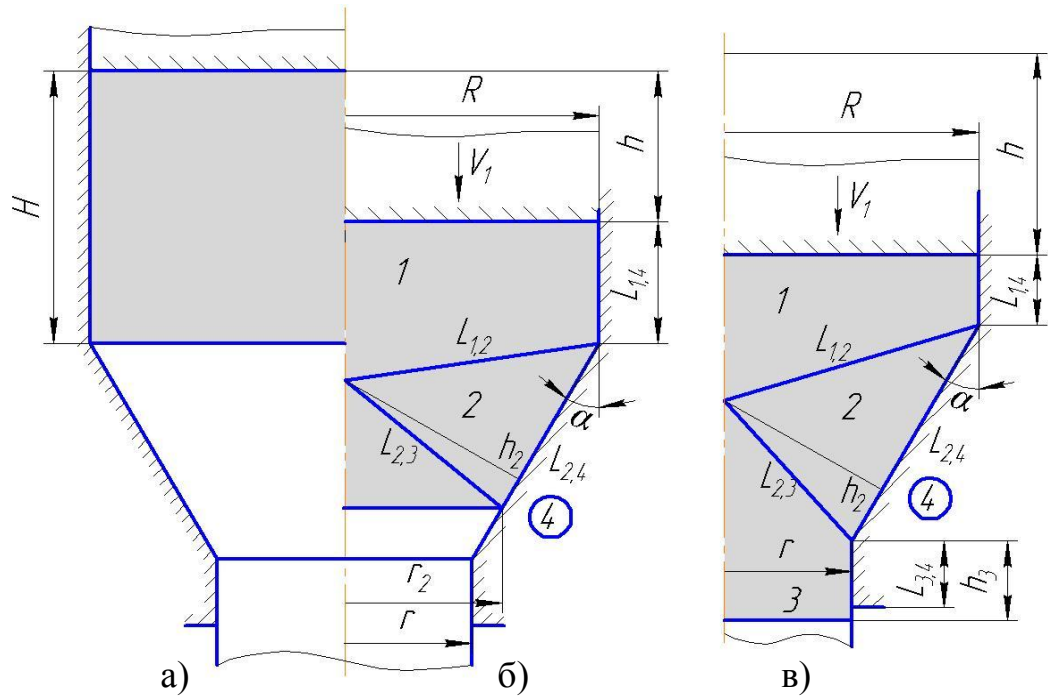
$$Q_{2,4} = \frac{2\mu \cdot (R - r_2) \cdot (\operatorname{tg}^2 \alpha + 1)}{\operatorname{tg} \alpha \cdot (r_2 + \operatorname{tg} \alpha \cdot a)}, \quad (3.34)$$

$$Q_2 = \frac{\sqrt{1 + 3 \cdot \sin^2 \alpha}}{2 \sin \alpha} \cdot X_1 + X_2 + \frac{A_2 - A_1}{h_2 \cdot \sin \alpha}, \quad (3.35)$$

где $A_1 = \sqrt{(h_2 \cos \alpha - r_2)^2 + 2h_2 \sin^2 \alpha}$, $A_2 = \sqrt{(h_2 \cos \alpha - R)^2 + 2h_2 \sin^2 \alpha}$,

$$B_1 = \frac{4h_2 \sin^2 \alpha + \cos \alpha (h_2 \cos \alpha - r_2)}{\sqrt{1 + 3 \sin^2 \alpha}}, \quad B_2 = \frac{4h_2 \sin^2 \alpha + \cos \alpha (h_2 \cos \alpha - R)}{\sqrt{1 + 3 \sin^2 \alpha}},$$

$$X_1 = \ln \left[\frac{(A_1 + B_1)(A_2 - B_2)}{(A_1 - B_1)(A_2 + B_2)} \right], \quad X_2 = \frac{1}{\operatorname{tg} \alpha} \ln \left(\frac{h_2 \cdot \cos \alpha - R + A_2}{h_2 \cdot \cos \alpha - r_2 + A_1} \right). \quad (3.36)$$



а – начальная стадия; б – промежуточная стадия; в – конечная стадия

Рисунок 3.3 – Расчетная схема процесса прямого выдавливания

При расчете промежуточной стадии ($h_3 < L_{3,4}$) составляющие, входящие в уравнение (3.3), рассчитываются соответственно по формулам: (3.16), (3.17), (3.18), (3.27), (3.31), (3.37).

$$Q_{3,4} = 2\mu(h - h_I) \frac{R^2}{r^3}. \quad (3.37)$$

где h_I – ход пуансона, при котором металл полностью заполняет конусную воронку матрицы,

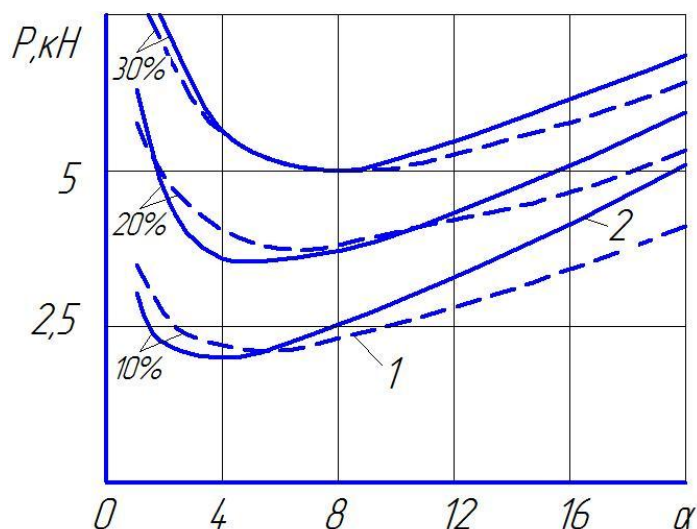
$$h_I = \frac{R^3 - r^3}{3R^2 \tan \alpha}. \quad (3.38)$$

На конечной стадий при ($h_3 > L_{3,4}$) составляющие, входящие в (3.3), учитываются соответственно по формулам: (3.16), (3.17), (3.18), (3.20), (3.27), (3.31).

Таким образом, получена математическая модель процесса в аналитическом виде, учитывающая все составляющие относительной удельной силы.

Сопоставим результаты расчета процесса прямого выдавливания, получаемые по уравнению (3.3) для разных величин обжатия и угла конуса матрицы, с данными приведенными в работах [82, 100].

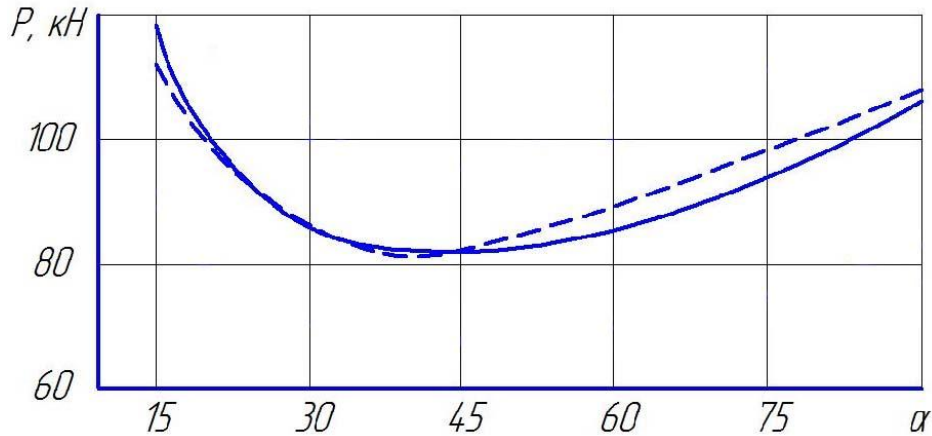
На рисунке 3.4 показаны графики изменения величины деформирующей силы в зависимости от угла конуса матрицы α при заданных обжатиях, построенные по разработанной математической модели (3.3) (с учетом радиуса пуансона R и напряжения текучести материала τ_s) и экспериментальным данным (по Ш. Гелеи) [100] для величин обжатия 10, 20 и 30 %. Видно, что результаты имеют достаточно высокую качественную и количественную сходимость. Расхождение значений углов оптимума, при которых сила выдавливания минимальна, не превышает 5° .



1 – эксперимент (Ш. Гелеи) [100]; 2 – теория (по уравнению (3.3))

Рисунок 3.4 – Графики изменения деформирующей силы P ,
в зависимости от обжатия при $\mu=0,05$

Сравнение результатов, полученных расчетом по уравнению (3.3) с экспериментальными данными [82] по изменению силы прямого выдавливания цилиндрической заготовки в зависимости от величины угла конуса матрицы при скорости движения пуансона 1,5 мм/с показано на рисунке 3.5. Можно отметить хорошее качественное и количественное их соответствие, а также близость значений углов матрицы, при которых сила выдавливания наименьшая.



- - - расчет (по формуле (3.3)); — эксперимент [82]

Рисунок 3.5 – Зависимости деформирующей силы от угла конуса матрицы при $R=15$ мм, $r=7,5$ мм (обозначения см. рисунок 3.1)

В результате исследования относительной удельной силы Q на минимум по варьируемым параметрам h_2 и α при различных величинах коэффициента трения μ и относительной степени деформации $\varepsilon = r^2/R^2$ были получены громоздкие выражения (ввиду чего они в настоящей работе не приводятся), по которым были рассчитаны значения оптимального угла матрицы α и высоты очага деформации h_2 . По результатам расчетов построены зависимости минимальной относительной удельной силы Q_{min} и оптимальных углов матрицы α_{opt} от относительной деформации ε и коэффициента трения μ , показанные на рисунках 3.6 и 3.7.

Для удобства определения Q_{min} и α_{opt} были получены выражения (3.39) и (3.40), позволяющие произвести их расчет с точностью до 5%.

$$\alpha_{opt} = \arccos \frac{2\sqrt{Rr}}{\sqrt{2\mu \cdot (R^2 - r^2) + (R + r)^2}}, \quad (3.39)$$

$$Q_{min} = \frac{2\sqrt{(R - r)^2 + 2\mu \cdot (R^2 - r^2)} + 2(R - r)}{\sqrt{Rr}}. \quad (3.40)$$

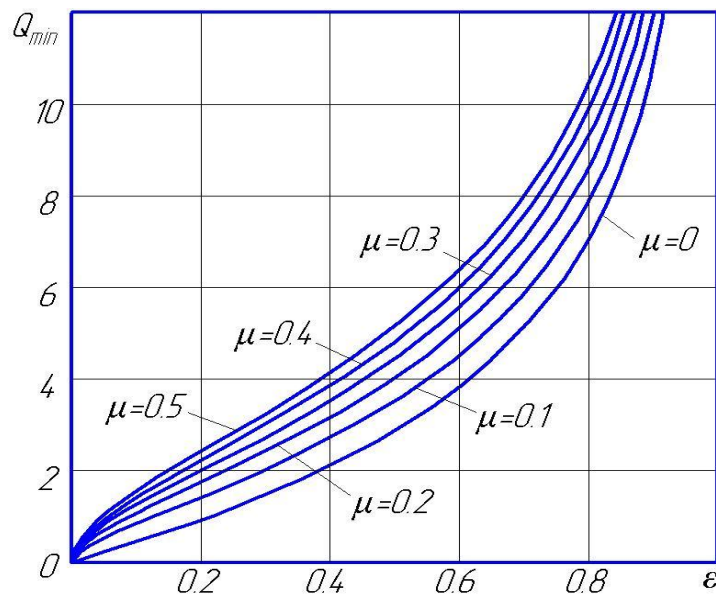


Рисунок 3.6 – Графики минимальной относительной удельной силы от относительной степени деформации ε и коэффициента трения μ

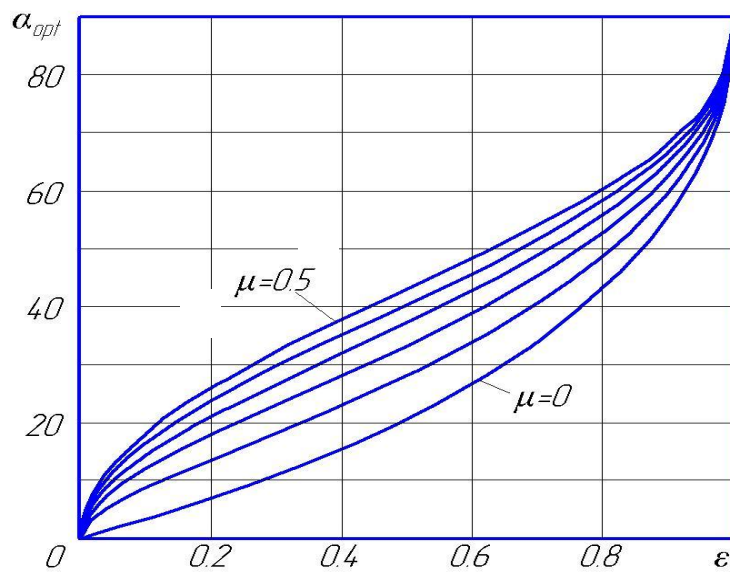


Рисунок 3.7 – Значения оптимального угла матрицы в зависимости, от относительной степени деформации ε и коэффициента трения μ

Геометрический анализ полученных при оптимизационном решении результатов позволил выявить интересную особенность: составляющая полной мощности, расходуемая на пластической деформацию, достигает своих

минимальных значений, когда очаг деформации в плане представляет собой равнобедренный треугольник с равными сторонами $L_{1,2}$ и $L_{2,3}$ (рисунок 3.8).

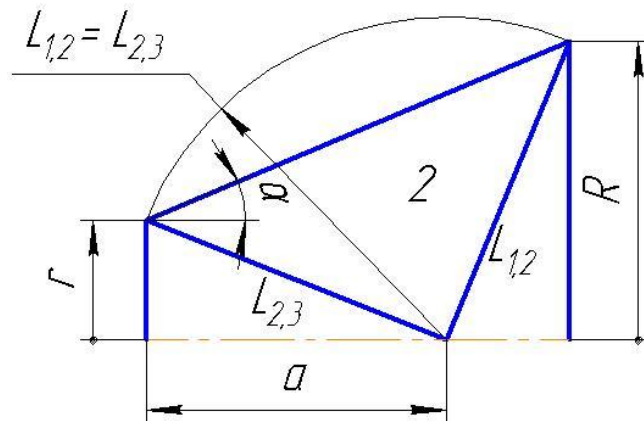


Рисунок 3.8 – Геометрические соотношения
очага деформации, при которых обеспечивается
минимум мощности в зоне 2

Таким образом, выявлены характерные геометрические условия, которые определяют положение вершины очага деформации на оси симметрии при минимуме относительной удельной силы для заданных размеров матрицы.

3.1.2 Расчет положения сечений по линиям тока

Одной из важных характеристик эксплуатационных свойств изделия, работающего в условиях циклических и динамических нагрузок, является направление и форма волокон. Известно [94, 131, 132], что расположение волокон по сечению детали оказывает существенное влияние на износостойкость, ударную вязкость, усталостную прочность.

Для расчета положения сечений при прямом выдавливании через коническую матрицу, используем схему, представленную на рисунке 3.9. Координата $\rho(z)$ вычисляется по формуле:

$$\rho(z) = \rho_0 \cdot \left(\frac{R \cdot a + r \cdot (b - a)}{R \cdot b} \right) + \operatorname{tg} \alpha \cdot (b - a - z). \quad (3.41)$$

После подстановки (3.41) в (3.6) и упрощения получим уравнение скорости частицы в осевом направлении

$$V_z = \frac{-A}{Bz + C}, \quad (3.42)$$

где $A = V_1 \cdot \rho_0 \cdot b^2 \cdot R^2$, $B = R \cdot (R - r) \cdot D$, $C = D \cdot (D \cdot (R - \rho_0) - R^2 \cdot b)$.

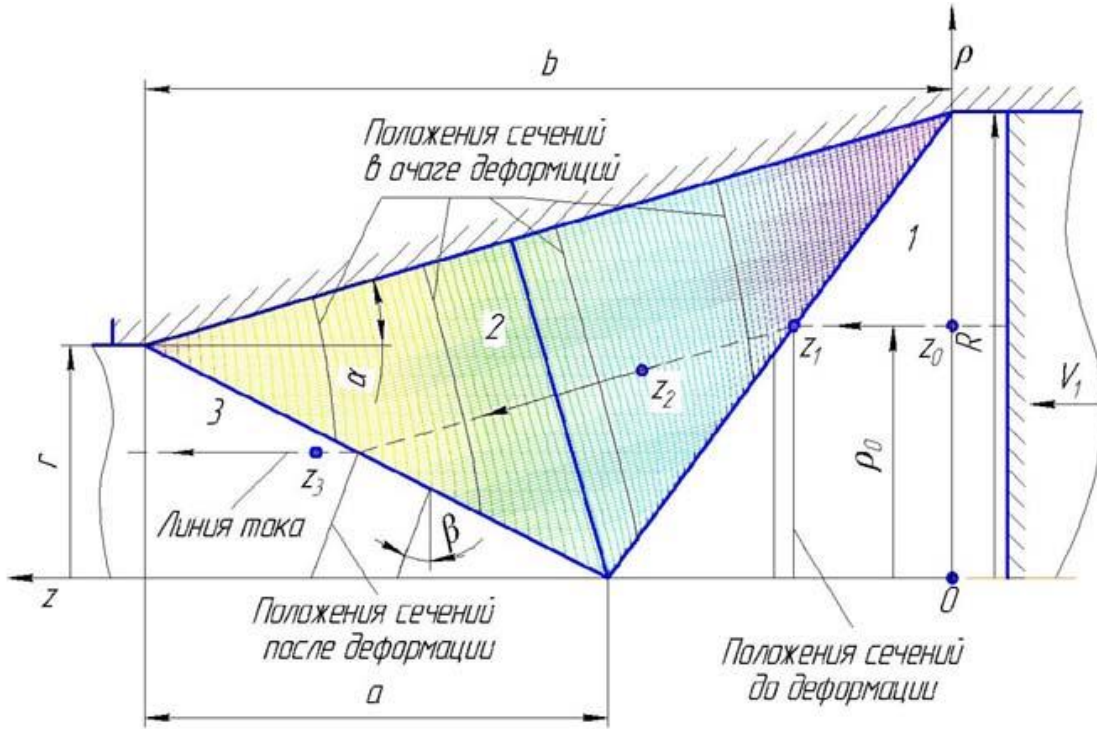


Рисунок 3.9 – Расчетная схема для определения положения сечений

Учитывая, что $V_z = dz/dt$, из (3.42) получим дифференциальное уравнение с разделяющимися переменными

$$\frac{dz}{dt} = \frac{-A}{Bz + C}. \quad (3.43)$$

После решения уравнения (3.43) для расчета осевой координаты частицы z_2 в текущий момент времени t_2 с момента вхождения в зону 2:

$$z_2 = z_1 + \frac{\rho_0}{\operatorname{tg} \alpha} - \frac{\rho_0}{\operatorname{tg} \alpha} \sqrt{1 + \frac{2V_1 R \cdot (t_2 - z_1/V_1)(r - R)}{D\rho_0}}, \quad (3.44)$$

где $z_1 - z_0 = (R - \rho_0) \cdot (b - a)/R$, $D = (1 - A) \cdot R \cdot b$.

После прохождения очага деформации текущая осевая координата частицы z_3 в момент времени t_3 определяется уравнением:

$$z_3 = \frac{[-3a(R^2 - r^2) + b(2R^2 - Rr - r^2)] \cdot \rho_0}{2r^2 R} - \frac{(b-a)(R^2 - r^2) - R^2 t_3 V_1}{r^2}. \quad (3.45)$$

После прохождения очага деформации сечение поворачивается на угол

$$\beta = \arctg \left[\frac{-3a(R^2 - r^2) + b(r + 2R)(R - r)}{2r^3} \right]. \quad (3.46)$$

Случай, когда $\beta = 0$ определяется пропорцией

$$\frac{a}{b} = \frac{r + 2R}{3 \cdot (R + r)}, \quad (3.47)$$

для которой характерно то, что сечения до деформации остаются перпендикулярным к оси деформируемой заготовки и после деформации.

Вышеописанная методика определения положения сечений применима к расчету поворота сечений при выдавливании цилиндрической заготовки в удлиненной конической матрице, рисунок 3.10.

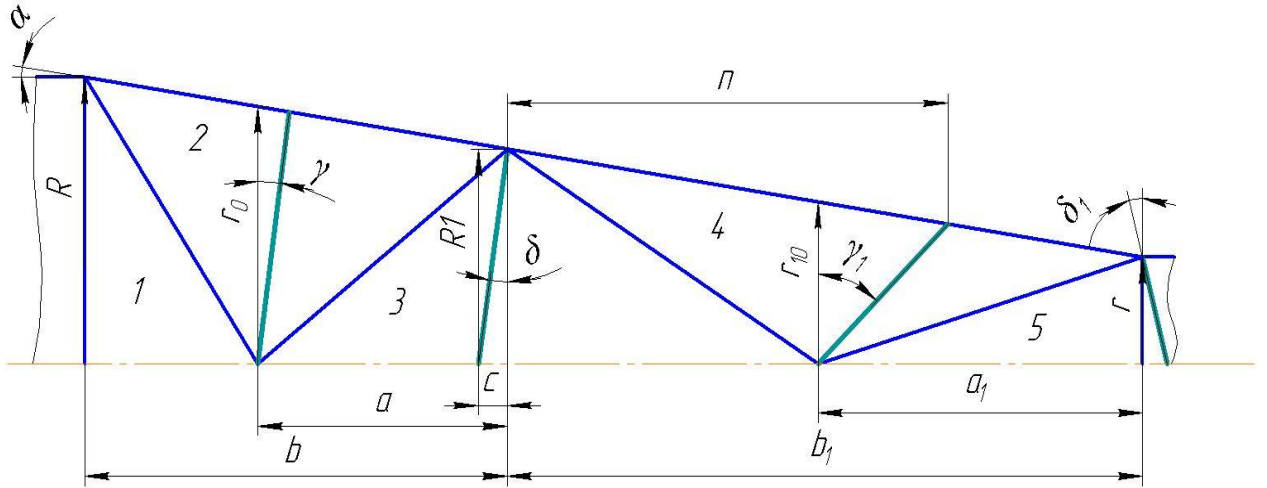


Рисунок 3.10 – Схема к расчету поворота сечений при выдавливании в удлиненной конической матрице

Угол положения сечения в зоне 2

$$\gamma = \arctg \left(\frac{r_0^2 - R \cdot \sqrt{3r_0^2 - 2r_0 R}}{R \cdot \tg \alpha \cdot \sqrt{3r_0^2 - 2r_0 R}} \right). \quad (3.48)$$

В зоне 3 угол положения сечения

$$\delta = \arctg \left(\frac{1}{2 \cdot R1^3} \cdot (3a(R^2 - R1^2) - (2R + R1) \cdot (R - R1)b) \right). \quad (3.49)$$

В зоне 4 угол положения сечения

$$\gamma_1 = \arctg \left(\frac{n - b1 + a1}{R1 - n \cdot \tg \alpha} \right), \quad (3.50)$$

где
$$n = \frac{b1 \cdot R1}{R1 - r} \left(1 - \sqrt{1 + \frac{2R1 \cdot (b1 - a1 - c)(r - R1)}{(b1 \cdot r - r \cdot a1 + R1 \cdot a1)R1}} \right). \quad (3.51)$$

Угол положения сечения в зоне 5 рассчитаем по формуле:

$$\delta_1 = \arctg \left[\frac{3a1 \cdot (R1^2 - r^2) - (2R1 + r)(R1 - r)b1}{2r^3} \right]. \quad (3.52)$$

3.2 Определение технологических параметров процесса прямого выдавливания через клиновую матрицу

3.2.1 Расчет удельной силы прямого выдавливания

Для расчета величин верхней оценки через доли удельной деформирующей силы могут быть использованы следующие формулы [85]:

$$p_i = \tau_k \frac{l_i}{h_i}, \quad (3.53)$$

$$p_{ij} = \tau_s \frac{l_{ij}^2}{h_i \cdot h_j} \cdot \sin \alpha, \quad (3.54)$$

где τ_s – напряжение сдвига; τ_k – контактное касательное напряжение, $\tau_k = \mu \cdot \tau_s$, μ – коэффициент трения, $0 \leq \mu \leq 1$; l_{ij} – длины границ между блоками i и j ; l_i и l_j – длины сторон i -го и j -го блоков параллельные линиям тока в этих треугольных блоках, h_i и h_j – высоты блоков; α – угол между линиями токов блоков i и j .

Для вычисления долей относительной удельной деформирующей силы преобразуем формулы (3.53) и (3.54) в следующий вид:

$$q_i = \frac{p_i}{\tau_k}, \quad (3.55)$$

$$q_{ij} = \frac{p_{ij}}{\tau_s}. \quad (3.56)$$

Используя выражение для определения относительной удельной силы

$$q = \sum q_{ij} + \sum q_i \quad (3.57)$$

и уравнения (3.55) и (3.56), рассчитаем соответствующие величины для процесса выдавливания полосы в клиновой матрице по расчетной схеме, показанной на рисунке 3.11.

$$q_{12} = \frac{h_1^2 - 2 \cdot h_1 \cdot h_2 \cdot \cos \alpha + h_2^2}{h_1 \cdot h_2 \cdot \sin \alpha}, \quad (3.58)$$

$$q_{23} = \frac{h_2^2 - 2 \cdot h_2 \cdot h_3 \cdot \cos \alpha + h_3^2}{h_2 \cdot h_3 \cdot \sin \alpha}, \quad (3.59)$$

$$q_2 = \frac{\mu \cdot (h_1 - h_3)}{h_2 \cdot \sin \alpha}. \quad (3.60)$$

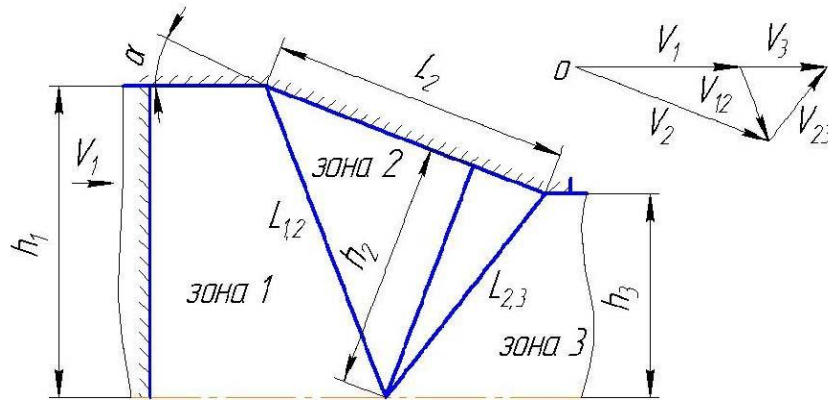


Рисунок 3.11 – Схема процесса выдавливания через симметричную клиновую матрицу

Для рассматриваемого процесса уравнение для определения величины удельной силы имеет вид:

$$q = q_{12} + q_{23} + q_2 = \frac{h_1(h_1 - 2h_2 \cos \alpha) + h_2^2}{h_1 h_2 \sin \alpha} + \frac{h_2(h_2 - 2h_3 \cos \alpha) + h_3^2}{h_3 h_2 \sin \alpha} + \frac{\mu(h_1 - h_3)}{h_2 \sin \alpha} \quad (3.61)$$

Используя данное уравнение можно определить оптимальные параметры процесса, а именно величину оптимального угла матрицы и высоту треугольного блока 2, при которых обеспечивается наименьшая сила деформирования.

Отмечая, что оптимальные величины α и h_2 можно вычислить по уравнениям (1.15) и (1.16) [55, 85], используем их для графических построений с целью нахождения кривых, представляющих множество всех точек, описывающих соотношения клиновой матрицы при которых величина деформирующей силы минимальная.

3.2.2 Построение кривых по оптимальным соотношениям матрицы

Для удобства последующих геометрических построений преобразуем формулу (1.15) для расчета значений оптимальных углов при заданных величинах высот h_1 и h_3 и коэффициента трения в следующий вид:

$$\alpha = \arccos \left[2 \cdot \sqrt{\frac{h_1 \cdot h_3}{\mu \cdot (h_1^2 - h_3^2) + (h_1 + h_3)^2}} \right]. \quad (3.62)$$

Покажем построение кривой, например, для $\mu = 0$. В этом случае (см. рисунок 3.12) при оптимальной геометрии очага деформации клиновая матрица имеет в плане вид трапеции, в которую вписывается окружность с радиусом равным высоте h_2 ; высота очага деформации h_2 равна среднегеометрической от значений h_1 и h_3 ; вершина очага деформации на оси симметрии является центром вписанной окружности, а угол при вершине равен 90° ; длина наклонной поверхности матрицы равна сумме высот h_1 и h_3 .

При построении также примем (рисунок 3.12), что расстояние от точки p , в которой пересекаются линия симметрии и продолжение отрезка $a'b'$ клиновой матрицы до точки o (вершина очага деформации), фиксировано и равно единице. Используя эту схему можно легко определить положение граничных точек a' и b' (на входе и выходе из матрицы) для любых оптимальных углов матрицы, соответствующих условию минимума силы и уравнению (3.62).

На рисунке 3.13 показано, что множество граничных точек a' и b' при изменении угла матрицы образует кривую. Отрезками с шагом 5° показаны положения наклонной поверхности матрицы.

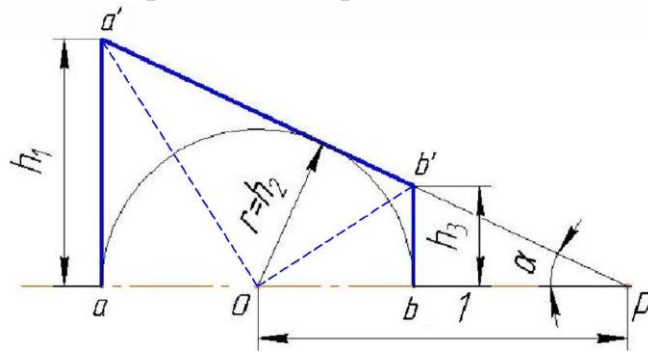


Рисунок 3.12 – Схема к построению кривой

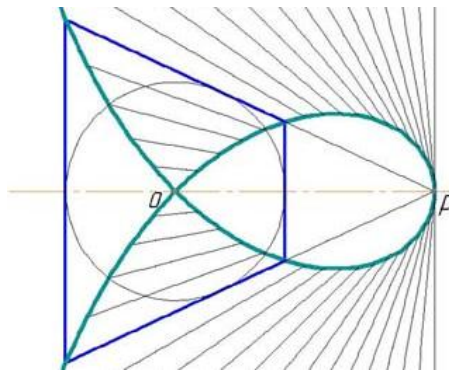


Рисунок 3.13 – Построение кривой по условию минимума удельной силы выдавливания в клиновой матрице при $\mu = 0$

Построения, выполненные в интервале изменения угла α от 0 до $\pi/2$, показывают, что кривая имеет две ветви, которые пересекаются под углом $\pi/4$ в узловой точке o . Причем левая ветвь (в интервале значений по оси абсцисс от 1 до 2) уходит в бесконечность, а правая ветвь в интервале значений по оси абсцисс от 0 до 1 образует петлю, имеющую локальный максимум.

Обозначив координату точки, отвечающую высоте выходного сечения матрицы, как y_3 , запишем уравнение правой ветви кривой:

$$y_3 = (1 - \sin \alpha) \cdot \operatorname{tg} \alpha. \quad (3.63)$$

Учитывая, что длина проекции радиус-вектора, проведенного из полюса до правой ветви кривой, описывается уравнением $r_3 = 1 - \sin \alpha$, преобразуем уравнение (3.63) следующим образом:

$$y_3 = \frac{r_3 \cdot (1 - r_3)}{\sqrt{r_3 \cdot (2 - r_3)}}. \quad (3.64)$$

Для определения значения r_3 , при котором правая ветвь кривой имеет максимум продифференцируем (3.64) по r_3 :

$$y_3' = \frac{1 + 3r_3 - r_3^2}{(2 - r_3) \cdot \sqrt{r_3 \cdot (2 - r_3)}}.$$

Откуда из условия $y_3' = 0$ найдем, что

$$r_3 = \left(\frac{1 - \sqrt{5}}{2} \right)^2.$$

Подставляя найденное значение, где $\frac{1 - \sqrt{5}}{2}$ – число Фидия (Φ) [54], в уравнение (3.64), получим значение максимума:

$$y_3(\Phi^2) = \frac{\Phi^2 \cdot (1 - \Phi^2)}{\sqrt{\Phi^2 \cdot (2 - \Phi^2)}} = \Phi^2 \cdot \sqrt{\Phi} = \Phi^{\frac{5}{2}}.$$

Значение максимума $\Phi^{5/2}$ совпадает с результатом из [133, С. 49]. Учитывая также использованные при построении геометрические признаки схемы, можно заключить, что полученная кривая является строфоидой [130, С. 862].

При построении строфоиды было выявлено, что точка n , в которой пересекаются диагонали прямоугольной трапеции, при изменении оптимального угла матрицы описывает эллипс (рисунок 3.14). Длина большой оси равна 1 (принято при построении), длина малой оси равна 0,5.

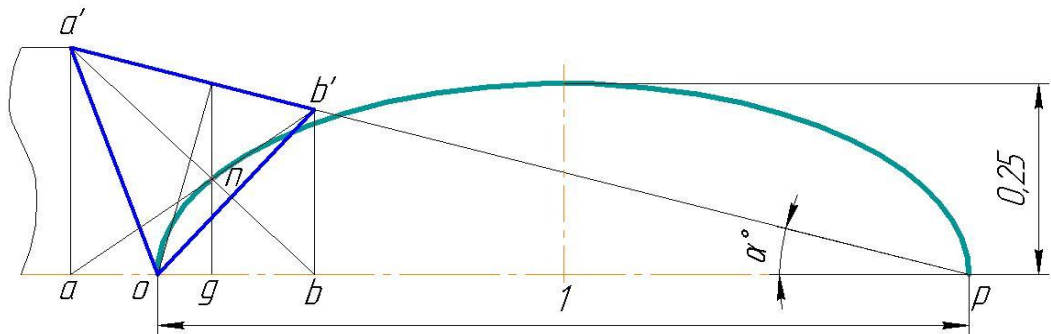


Рисунок 3.14 – Расчетная схема с эллипсом, который описывает точка пересечения диагоналей трапеции

Для построения семейства кривых характеризующих оптимальные соотношения клиновой матрицы, при которых достигается полный минимум силы выдавливания при любом заданном коэффициенте трения, используем схемы, показанные на рисунке 1.19. При этом, как и в случае нулевого трения, примем, что длина отрезка op (рисунок 3.14) фиксирована и равна единице.

Коэффициент μ , значения которого могут изменяться от 0 до 1, аналогично работе [85], может быть рассчитан по уравнению:

$$\mu = \frac{ob - ao}{ob + ao}. \quad (3.65)$$

Для получения уравнений кривых от угла матрицы α и μ в полярных координатах преобразуем уравнение (3.65) следующим образом:

$$\mu = \frac{2 - pa - pb}{pa - pb}, \quad (3.66)$$

где pa – расстояние от полюсной точки p , до входа в матрицу,

pb – расстояние от полюсной точки p , до выхода из матрицы.

Из уравнения (3.66) выразим параметр pa :

$$pa = \frac{2 - pb + \mu \cdot pb}{1 + \mu}. \quad (3.67)$$

Поскольку, $pg = 2 \cdot pa \cdot pb / (pa + pb)$ и $pg = po \cdot \cos^2 \alpha$, то pa :

$$pa = \frac{-pb \cdot \cos^2 \alpha}{\cos^2 \alpha - 2 \cdot pb}. \quad (3.68)$$

Решая совместно уравнения (3.67) и (3.68), находим:

$$pb' = \frac{1}{2 \cdot \cos \alpha \cdot (\mu - 1)} \cdot \left(\mu \cdot \cos^2 \alpha - 2 + \sqrt{4 + \mu^2 \cdot \cos^4 \alpha - 4 \cdot \cos^2 \alpha} \right). \quad (3.69)$$

Преобразуя (3.69) по формулам связи между полярными и прямоугольными координатами [130 С. 128]:

$$pb' = \sqrt{x^2 + y^2}, \quad \cos \alpha = \frac{x}{\sqrt{x^2 + y^2}}, \quad (3.70)$$

получим выражение для расчета высоты $h_3 = bb'$

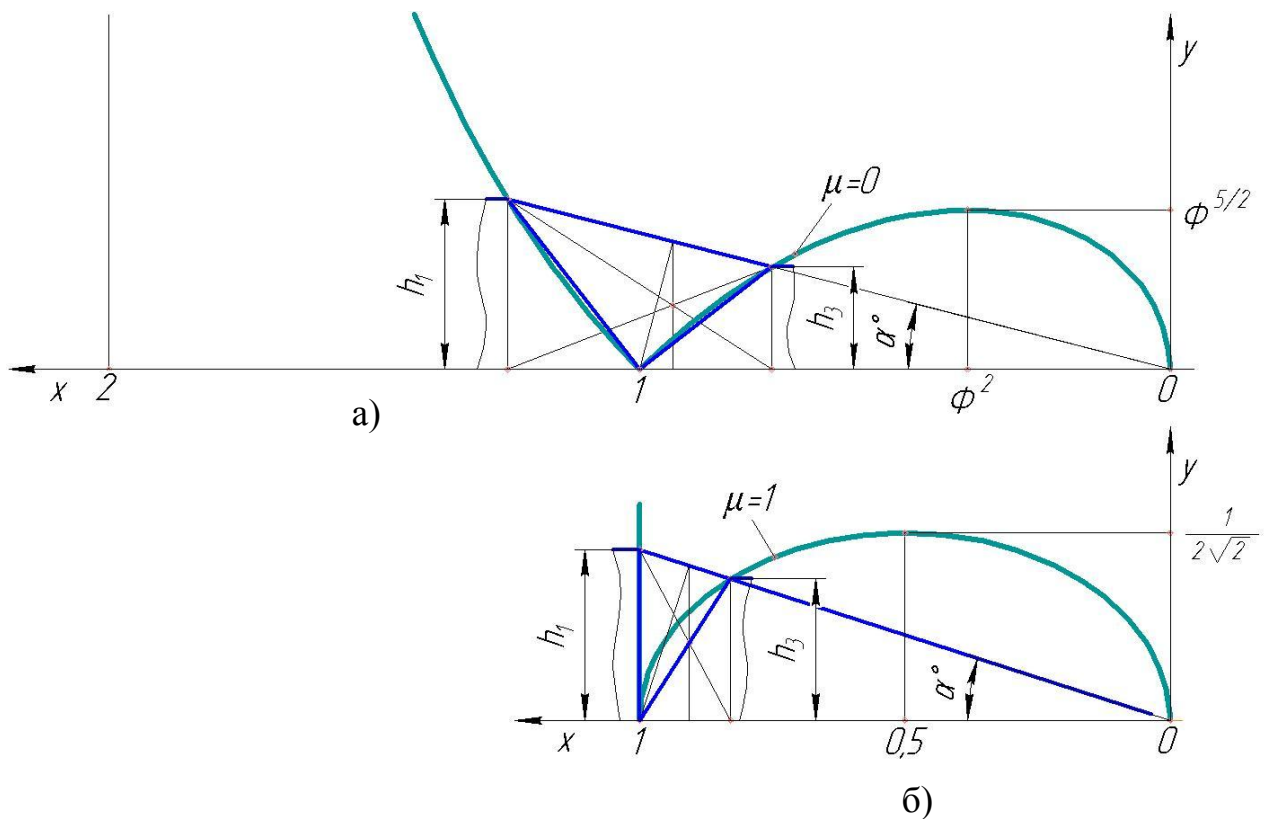
$$h_3 = bb' = \frac{\sqrt{[x \cdot (1 - \mu) - 2] \cdot x \cdot [x^2 \cdot (\mu - 1) + x \cdot (2 - \mu) - 1]}}{2 + x \cdot (\mu - 1)}. \quad (3.71)$$

Аналогично находим уравнение для расчета высоты $h_1 = aa'$

$$pa' = \frac{1}{2 \cdot \cos \alpha \cdot (\mu + 1)} \cdot \left(\mu \cdot \cos^2 \alpha + 2 + \sqrt{4 + \mu^2 \cdot \cos^4 \alpha - 4 \cdot \cos^2 \alpha} \right), \quad (3.72)$$

$$h_1 = aa' = \frac{\sqrt{[2 - x \cdot (\mu + 1)] \cdot x \cdot [x^2 \cdot (\mu + 1) - x \cdot (2 + \mu) + 1]}}{2 - x \cdot (\mu + 1)}. \quad (3.73)$$

Для сравнения на рисунке 3.15 показаны схемы к построению кривых при нулевом трении (рисунок 3.15, а) и при предельном трении (рисунок 3.15, б).



а – $\mu = 0$; б – $\mu = 1$

Рисунок 3.15 – Построение кривых для граничных значений коэффициента трения при одинаковой величине обжатия

Уравнение правой ветви кривой образованной высотой h_3 (3.71), для $\mu=1$, показанного на рисунке 3.15, б, имеет вид:

$$h_3 = \frac{\sqrt{2} \cdot \sqrt{x(1-x)}}{2}. \quad (3.74)$$

Определим значение h_3 , при котором правая ветвь кривой достигает максимума, продифференцировав (3.74) по x :

$$h_3' = \frac{\sqrt{2}(1-2x)}{4\sqrt{x(1-x)}}. \quad (3.75)$$

Откуда из условия $h_3' = 0$ найдем, что $x = 0,5$.

Подставляя найденное значение, в уравнение (3.74), получим значение максимума, для $\mu = 1$:

$$h_3(0,5) = \frac{\sqrt{2} \cdot \sqrt{0,5(1-0,5)}}{2} = \frac{1}{2\sqrt{2}}. \quad (3.76)$$

Отметим, что левая ветвь при $\mu=1$ прямая.

На рисунке 3.16 показаны кривые, которые описывают оптимальные соотношения матрицы, определяемые по уравнениям (3.71) и (3.73) в зависимости от угла матрицы и величины коэффициента трения.

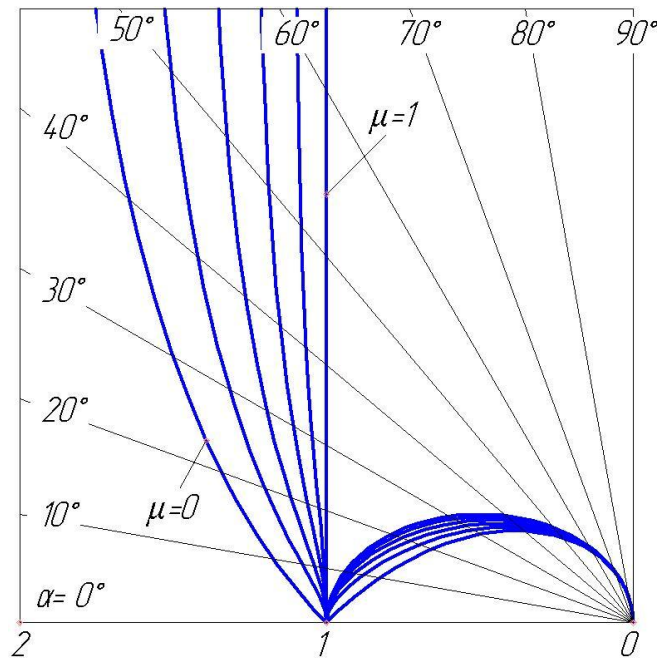


Рисунок 3.16 Кривые, описывающие оптимальные соотношения матрицы и очага деформации при прямом выдавливании

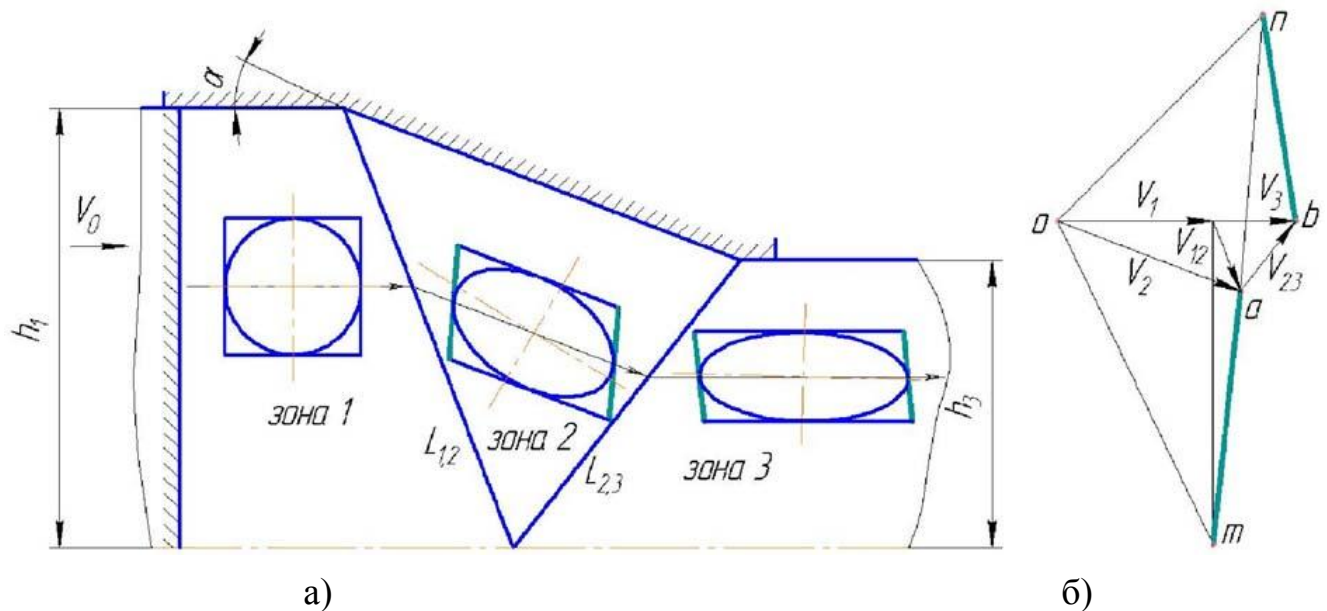
Построенное семейство кривых отвечает оптимизационному решению задачи о деформации полосы в клиновой матрице с учетом положения вершины очага деформации на оси симметрии для различных значений коэффициента трения. Используя данные кривые можно графически определить величину

относительной удельной силы при заданном угле матрицы или заданной величине обжатия.

3.2.3 Методика расчета деформированного состояния с использованием годографа скоростей

Разработаем для схемы плоской деформации методику расчета деформированного состояния на основе определения положения сечений, под которыми понимаются положение сторон квадратной (исходная форма до деформации) ячейки, преобразующейся при прохождении линии разрыва скоростей в параллелограмм.

Для процесса прямого выдавливания через симметричную клиновую матрицу, схема которого показана на рисунке 3.17, представлены графические построения положений сечений, выполняемые по линиям тока в плоскости годографа скоростей. На рисунке 3.17, б показаны положения сечений ta и nb , по которым определяются положения сторон при построении деформированных ячеек в зонах 2 и 3 (рисунок 3.17, а).



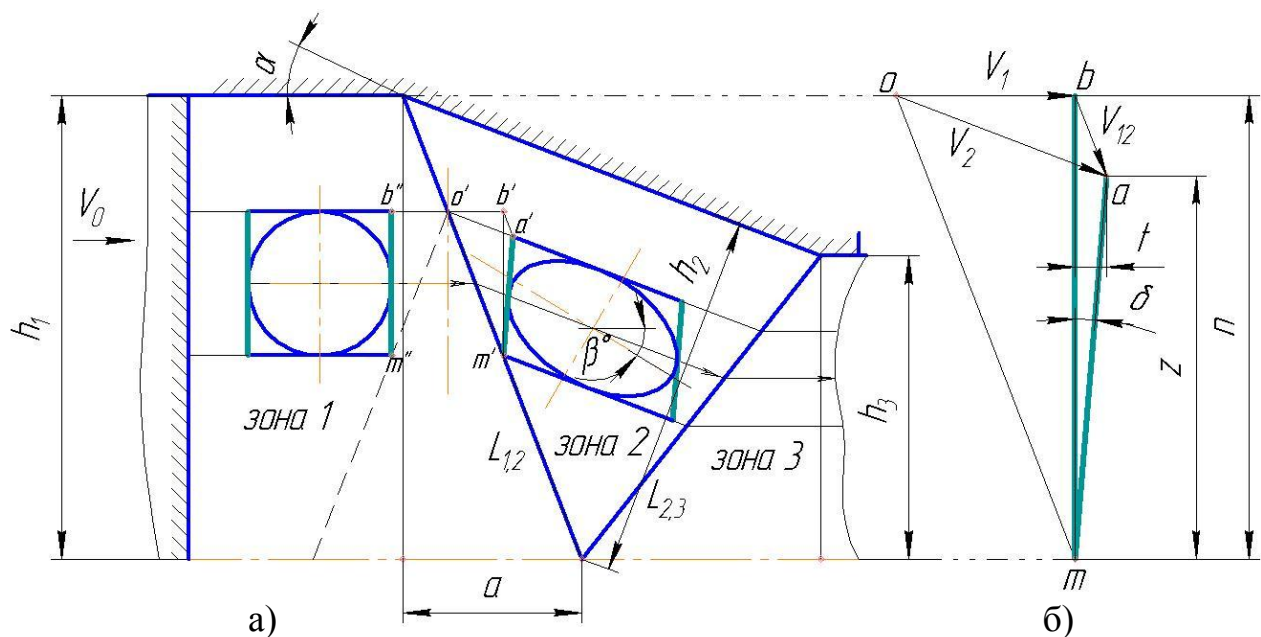
а – в физической плоскости; б – в плоскости годографа скоростей

Рисунок 3.17 – К расчету схемы положения сечений

Для определения положения сечения во второй зоне в плоскости годографа проводятся две прямые – одна из полюса годографа скоростей параллельно вектору $V_{1,2}$, а другая из конца вектора скорости V_1 зоны 1 перпендикулярно к этому вектору до их пересечения. Соединяя точку m пересечения этих прямых с концом вектора V_2 , получаем линию, показывающую положение сечения в очаге деформации.

Для определения положения сечения в зоне 3 проводятся две прямые – одна из полюса годографа скоростей параллельно вектору $V_{2,3}$, а другая из конца вектора скорости V_2 зоны 2 параллельно найденному положению сечения в очаге деформации до их пересечения в точке n . Соединяя точку n с концом вектора V_3 , определяем искомое положение сечения в зоне 3.

Применим разработанную методику определения положений сечений к расчету деформированного состояния ячеек при прямом выдавливании через симметричную клиновую матрицу (рисунок 3.18).



а – физическая плоскость; б – годограф скоростей

Рисунок 3.18 – Построение положения сечения, деформированных ячеек в зоне 2

На рисунке 3.18, а изображена квадратная ячейка до деформации и искаженная в очаге деформации (зона 2). Пользуясь построениями на годографе скоростей (рисунок 3.18, б), рассчитаем угол положения сечения δ в зоне 2:

$$\delta = \arctg\left(\frac{t}{z}\right), \quad (3.77)$$

$$\text{где } t = V_1 \left[\frac{\cos \alpha}{h_2} - 1 \right]; \quad z = n - \frac{V_1 \cdot \sin(\alpha)}{h_2}. \quad (3.78)$$

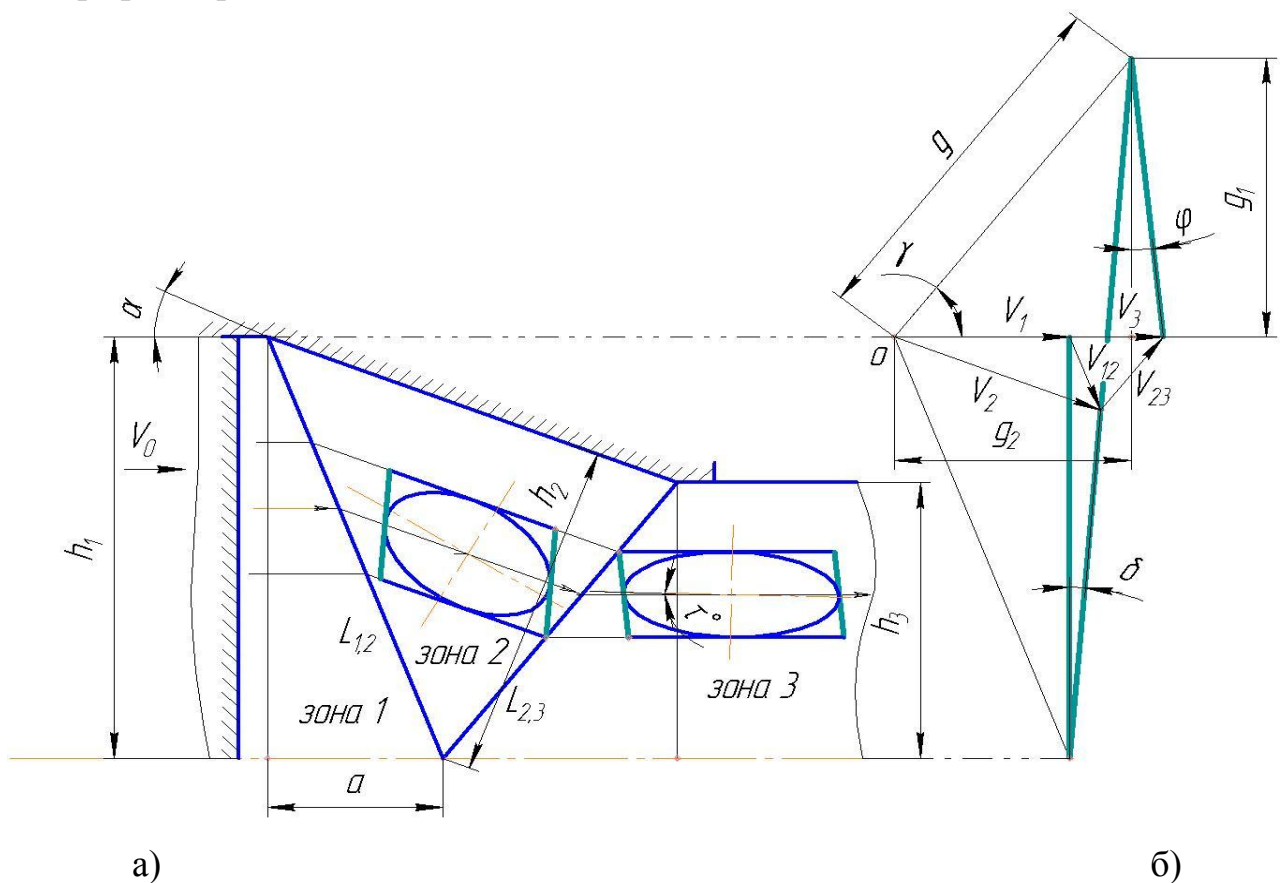
При построении принято: $n = h_1 = 1$, $V_1 = a$,

$$a = \frac{\cos \alpha - h_2}{\sin \alpha}. \quad (3.79)$$

В окончательном виде угол положения сечения:

$$\delta = \arctg \left[\frac{(\cos \alpha - h_2)^2}{\sin \alpha \cdot (2h_2 - \cos \alpha)} \right]. \quad (3.80)$$

Расчет параметров деформированного состояния и угла положения сечения в зоне 3, выполним по схеме, показанной на рисунке 3.19, с использованием годографа скоростей.



а – физическая плоскость; б – годограф скоростей

Рисунок 3.19 – Построение положения сечения и деформированных ячеек в зоне 3

Согласно годографу скоростей $V_2 = a \cdot \frac{h_1}{h_2}$, $V_3 = a \cdot \frac{h_1}{h_3}$ и построений на рисунке 3.19, б угол положения сечения φ в зоне 3, рассчитаем по формуле:

$$\varphi = \arctan\left(\frac{V_3 - g_2}{g_1}\right), \quad (3.81)$$

где $g_1 = g \cdot \sin \gamma$, $g_2 = g \cdot \cos \gamma$,

$$g = V_2 \cdot \frac{\cos(\delta - \alpha)}{\cos(\delta + \gamma)}, \quad \gamma = \arctan\left(\frac{h_3 \sin \alpha}{h_2 - h_3 \cos \alpha}\right). \quad (3.82)$$

С использованием расчетной схемы (рисунок 3.20), получим выражения для расчета параметров деформированного состояния в зонах 2 и 3.

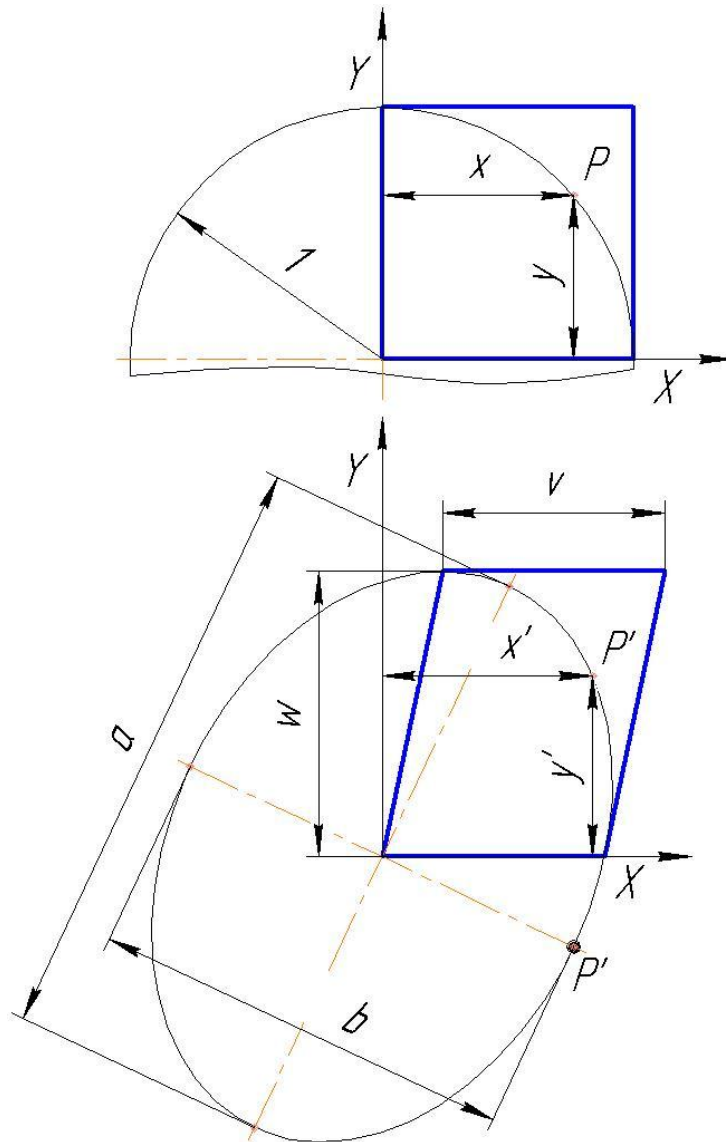


Рисунок 3.20 – Изменение формы квадратной ячейки при плоской деформации

До деформации ячейка представляет собой окружность единичного радиуса, в очаге деформации ячейка деформируется в эллипс.

Представим изменение положения точки P на окружности в положение на эллипсе P' , используя систему уравнений:

$$\begin{aligned} x' &= x \cdot v + \chi \cdot y \cdot w; \\ y' &= y \cdot w. \end{aligned} \quad (3.83)$$

Положение точки P' , запишем в виде:

$$P' = \sqrt{(x \cdot v + \chi \cdot y \cdot w)^2 + (y \cdot w)^2}, \quad (3.84)$$

$$\text{зона 2} \quad P'_2 = \sqrt{\left(\sqrt{w_2^2 - y_2'^2} \cdot v_2^2 + \chi_2 \cdot y_2'\right)^2 + y_2'^2}, \quad (3.85)$$

$$\text{зона 3} \quad P'_3 = \sqrt{\left(\sqrt{w_3^2 - y_3'^2} \cdot v_3^2 + \chi_3 \cdot y_3'\right)^2 + y_3'^2}, \quad (3.86)$$

$$\text{где } \chi_2 = \operatorname{tg}(\alpha - \delta), \chi_3 = \operatorname{tg} \varphi, v_2 = \frac{h_2}{\cos(\alpha - \delta)}, v_3 = \frac{h_3}{\cos \varphi}, \frac{v_2}{w_2} = 1, \frac{v_3}{w_3} = 1.$$

После преобразования и исследования на минимум уравнений (3.85) и (3.86), получим формулу для расчета координат y'_2 и y'_3 при которых точка P'_2 и P'_3 лежат на малой полуоси.

$$\text{Зона 2} \quad y'_2 = \frac{(\eta_2^2 \cdot w_2^2 + 4 \cdot \chi_2^2 \cdot v_2^2) - \eta_2 \cdot \sqrt{w_2^4 \cdot \eta_2^2 + 4 \cdot \chi_2^2}}{\sqrt{2 \cdot \eta_2^2 + 8 \cdot \chi_2^2 \cdot v_2^4}} \quad (3.87)$$

$$\text{Зона 3} \quad y'_3 = \frac{(\eta_3^2 \cdot w_3^2 + 4 \cdot \chi_3^2 \cdot v_3^2) - \eta_3 \cdot \sqrt{w_3^4 \cdot \eta_3^2 + 4 \cdot \chi_3^2}}{\sqrt{2 \cdot \eta_3^2 + 8 \cdot \chi_3^2 \cdot v_3^4}} \quad (3.88)$$

$$\text{где, } \eta_2 = \chi_2^2 - v_2^4 + 1, \eta_3 = \chi_3^2 - v_3^4 + 1. \quad (3.89)$$

Подстановкой (3.87) в (3.85) и (3.88) в (3.86) получим формулу для расчета величины малой полуоси эллипса, $P'_2 = b_2$, $P'_3 = b_3$.

Далее определим угол наклона большой полуоси эллипса β и τ к оси симметрии матрицы:

$$\beta = \delta - \arcsin\left(\frac{y'_2}{b_2}\right), \quad (3.90)$$

$$\tau = \varphi - \arcsin\left(\frac{y'_3}{b_3}\right). \quad (3.91)$$

Расчет величины большой полуоси выполним с использованием схемы (рисунок 3.21), на которой представлено соответствующее построение положения сечения и эллипса в зонах 2 и 3.

$$a_2 = \frac{b_2 \cdot f_{2,2}}{\sqrt{b_2^2 - f_{1,2}^2}}, \quad a_3 = \frac{b_3 \cdot f_{2,3}}{\sqrt{b_3^2 - f_{1,3}^2}}; \quad (3.92)$$

$$\text{где } f_2 = \frac{h_2}{2 \cdot \cos(\alpha - \delta)}, \quad f_{1,2} = f_2 \sqrt{1 - \left(\frac{y'_2}{b_2}\right)^2}, \quad f_{2,2} = f_2 \frac{y'_2}{b_2},$$

$$f_3 = \frac{h_3}{2 \cdot \cos \varphi}, \quad f_{1,3} = f_3 \cdot \cos \varphi, \quad f_{2,3} = f_3 \cdot \sin \varphi. \quad (3.93)$$

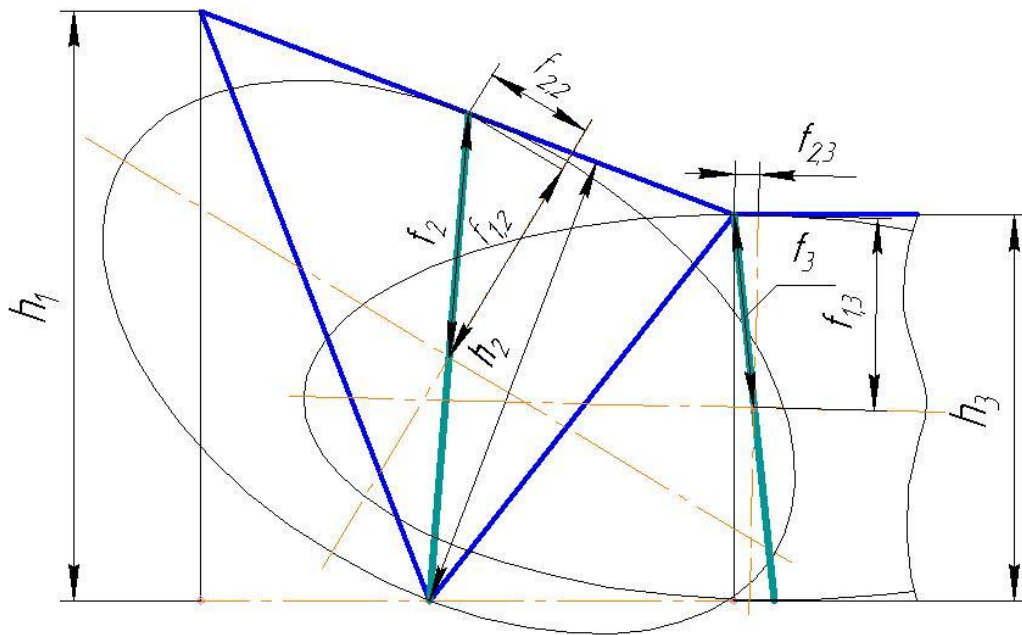


Рисунок 3.21 – Схема к расчету большой полуоси эллипса деформации

Полученные выражения для определения деформированного состояния и положения сечений заготовки применимы к процессам прямого выдавливания через симметричные и несимметричные клиновые матрицы.

Примеры расчетных схем в случаях выдавливания через несимметричные клиновые матрицы показаны на рисунках 3.22 и 3.23. Графические построения

положений сечений выполняются по аналогии со схемой для симметричной клиновой матрицы.

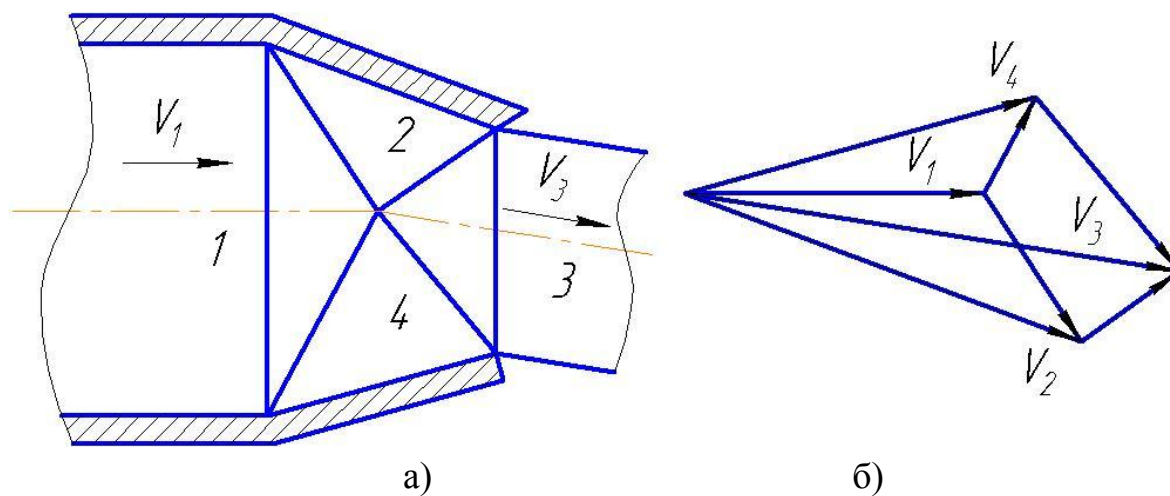
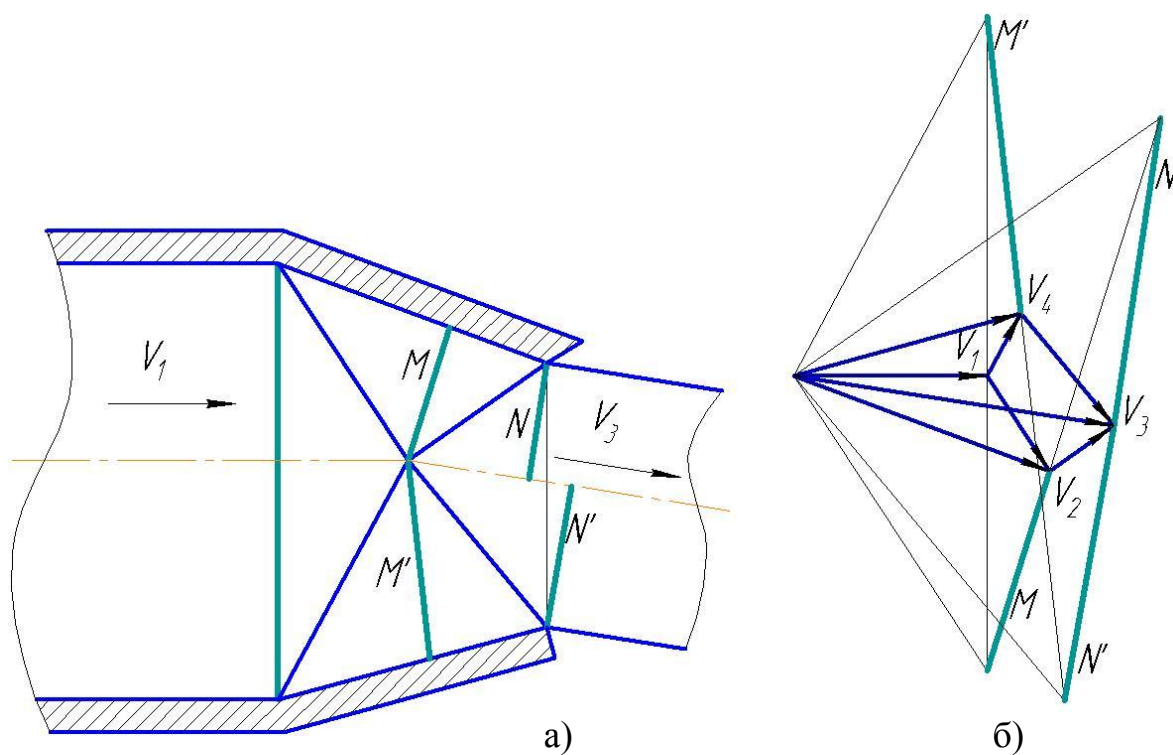


Рисунок 3.22 – Схема процесса для несимметричной матрицы (а)
годограф скоростей (б)

На рисунке 3.23, а показаны положения сечений в зонах 2 и 3, построенные с использованием годографа скоростей (рисунок 3.23, б).



а – на схеме процесса; б – в плоскости годографа скоростей

Рисунок 3.23 – Построение положений сечений

Выводы по разделу 3

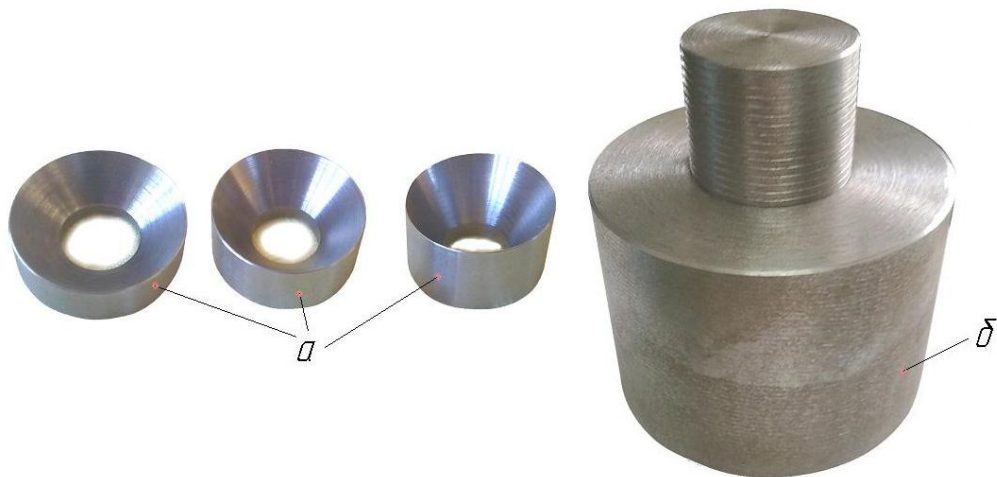
1. Получено уточненное решение в аналитическом виде задачи по определению деформирующей силы прямого выдавливания цилиндрической заготовки через коническую матрицу, что позволило найти оптимальные соотношения инструмента и очага деформации, обеспечивающие минимум энергетических затрат.

2. Разработана методика графоаналитического расчета положения сечений заготовки и деформированного состояния частиц металла при прямом выдавливании через клиновую матрицу с использованием годографа скоростей, которая дает возможность рассчитывать их величины по соотношениям размеров инструмента.

4 Экспериментальное исследование и отработка технологии холодного выдавливания деталей с коническими элементами

4.1 Эксперименты по прямому выдавливанию цилиндрической заготовки через коническую матрицу

Для оценки адекватности, описанной в третьем разделе математической модели процесса прямого выдавливания цилиндрической заготовки через коническую матрицу, были проведены натурные эксперименты, которые осуществляли на гидравлическом прессе 2ПГ125 усилием 1250 кН, применением штамповой оснастки, показанной на рисунке 4.1.

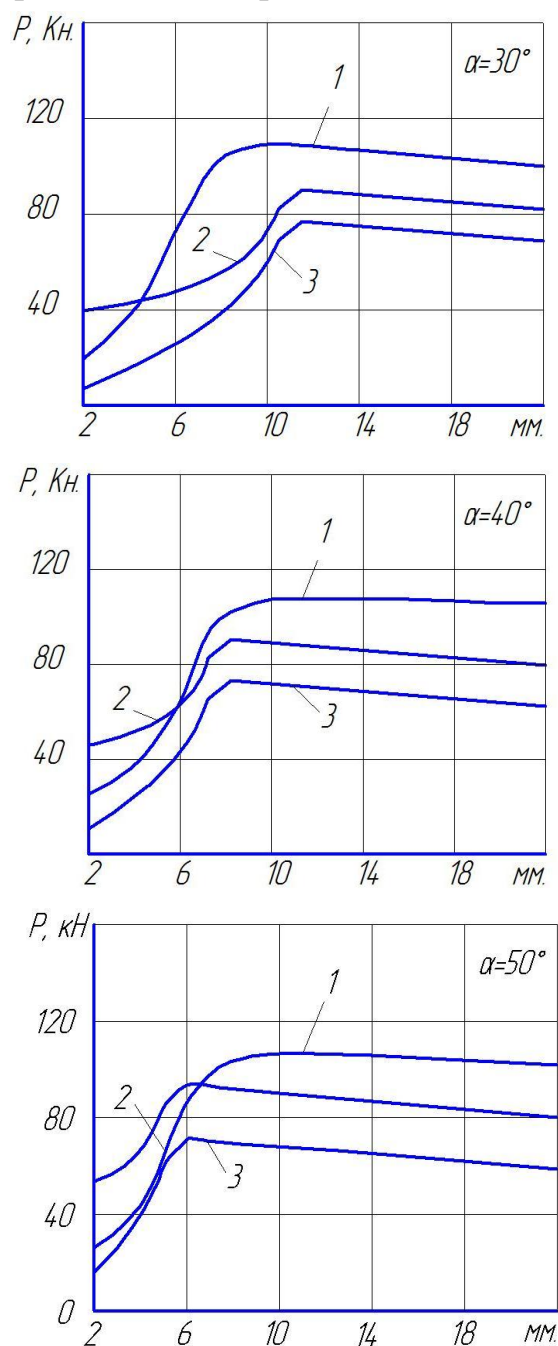


а – конические матрицы; б – контейнер и пуансон

Рисунок 4.1 – Экспериментальная оснастка

Использованы следующие размеры инструмента (обозначения даны на рисунке 3.3) $R=20$ мм, $r=9$ мм, $H=30$ мм, $L_{3,4}=5$ мм, угол конической матрицы составлял 30° , 40° , 50° . Материал заготовки – свинец, $\sigma_T = 20$ Н/мм². В качестве смазки использовалось масло индустриальное марки И-50. В ходе экспериментов фиксировали значение силы выдавливания P от величины хода пуансона h .

На рисунке 4.2 показаны графики изменения силы прямого выдавливания для различных углов конусности матрицы в зависимости от хода пуансона, построенные по результатам проведенных экспериментов и расчетам по формуле (3.3) с учетом стадии процесса выдавливания. Для сравнения, на этом же рисунке приведены кривые, построенные по теоретическим данным А.Л. Воронцова [30].



1 – эксперимент; 2 – расчет (см. таблицу 3.1);

3 – по расчетным данным А.Л. Воронцова [30]

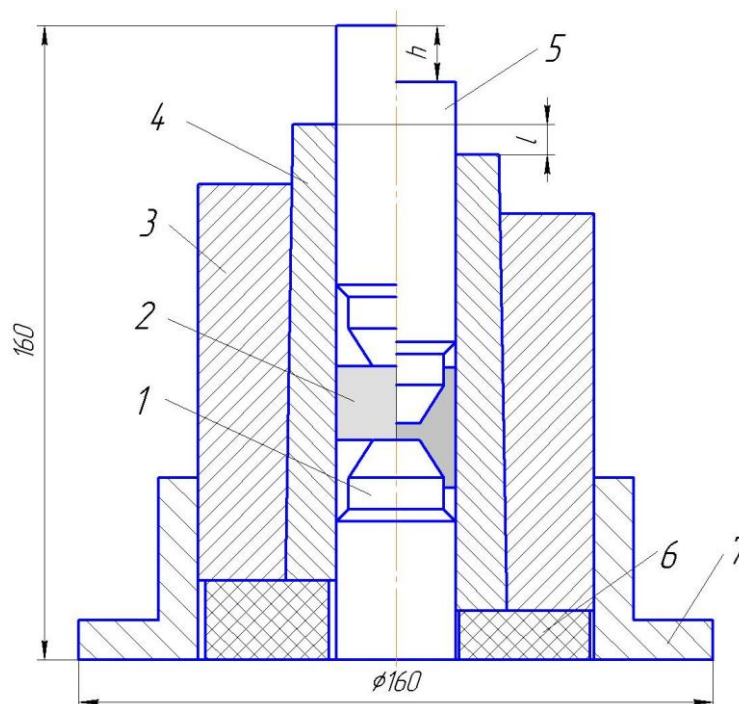
Рисунок 4.2 – Изменение силы прямого выдавливания
в зависимости от хода пуансона

Из графиков видно, что результаты, получаемые по уравнению (3.3) с учетом стадии процесса выдавливания, в сравнении с теоретическими данными А.Л. Воронцова полученными по формулам [30 стр. 125], на 10 – 15% ближе к данным экспериментов.

4.2 Эксперименты по комбинированному выдавливанию цилиндрической детали с коническими полостями

Натурные эксперименты по формоизменению и силовому режиму процесса комбинированного выдавливания проводились для проверки созданной математической модели и разработанной программы (раздел 2).

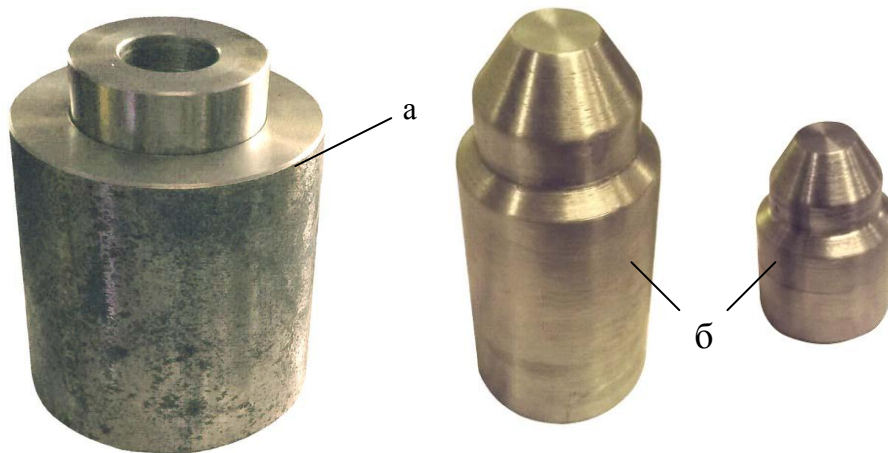
На рисунке 4.3 представлена схема экспериментального штампа со сменными пуансонами. На рисунке 4.4 представлен натуральный вид штамповой оснастки, которая устанавливался на гидравлическом прессе 2ПГ125 усилием 1250 кН.



1 – контрпуансон; 2 – заготовка; 3 – бандаж; 4 – матрица;

5 – пуансон; 6 – упругий элемент; 7 – обойма

Рисунок 4.3 – Экспериментальный штамп



а – матрица; б – пуансоны

Рисунок 4.4 – Штамповая оснастка: натуральный вид

В качестве смазки использовалось масло индустриальное марки И-50

После проведения каждого опыта фиксировалось усилие и глубины выдавленных полостей.

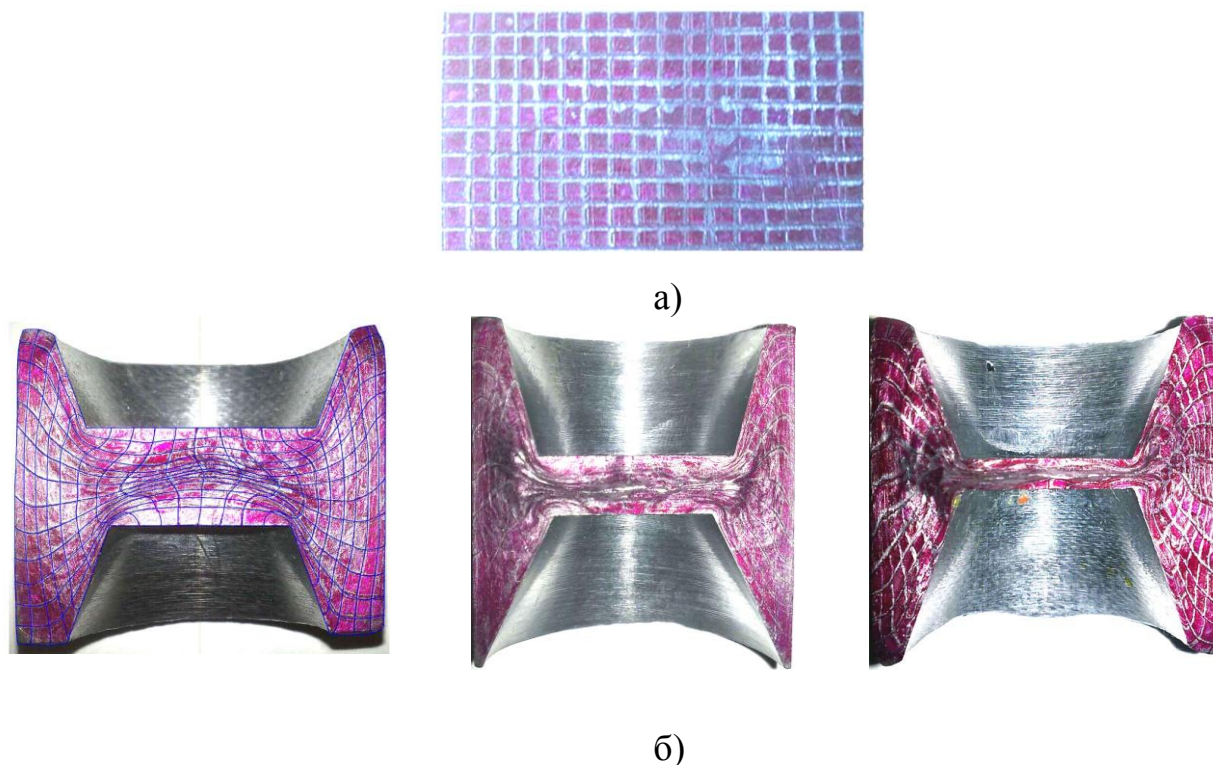
Цилиндрические заготовки из свинца имели разъем в меридиональной плоскости и изготавливались по следующей технологии:

- отливка цилиндрических заготовок диаметром 42,5 мм и высотой 110 мм;
- отрезка донной и прибыльной частей;
- прессование на диаметр 40 мм;
- отрезка образцов;
- продольное фрезерование до диаметральной плоскости для получения половины цилиндрической заготовки;
- подрезка торцов до получения требуемой высоты.

На плоскость разъема одной из половин составной заготовки (рисунок 4.5, а) наносилась прямоугольная координатная сетка размером 2x2 мм с шириной риски порядка 0,2 мм.

Эксперименты проводились на гидропрессе усилием 1250 кН в подвижной (с упругим элементом) и неподвижной матрице.

На рисунке 4.5 представлены экспериментальные образцы с координатной сеткой, до и после деформации. Искривление координатной сетки наглядно показывает характер течения металла и позволяет определить размеры зон интенсивной и затрудненной деформации.



а – исходный; б – деформированные

Рисунок 4.5 – Образцы с нанесенной координатной сеткой

В таблице 4.1 приведены теоретические и экспериментальные данные по величине максимальной силы выдавливания и формоизменению заготовки в зависимости от заданных размеров инструмента, хода пуансона, размеров и материала заготовки. На рисунке 4.6 показаны обозначения размеров деформированной заготовки.

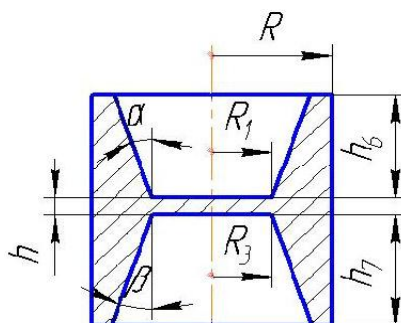


Рисунок 4.6 – Размеры деформированной заготовки

Таблица 4.1 – Параметры формы поковок и максимальной силы выдавливания

Материал	№ опыта	Размеры инструмента							Параметры формоизменения						Сила выдавливания
		R , мм	R_3 , мм	R_1 , мм	α°	β°	R_{11} , мм	R_{12} , мм	h , мм		h_6 , мм	h_7 , мм	h_{11} , мм	h_{12} , мм	
Свинец $\sigma_T = 20 \text{ Н / мм}^2$	1	20	10	10	20	20	—	—	3	Расч.	18,1	19,9	—	—	114
	2			12	15	25	—	—	7,3	Расч.	15,4	20,2	—	—	106
	3			12,5	20	20	—	—	10	Расч.	9,5	13,6	—	—	112
Латунь Л-63 $\sigma_T = 150 \text{ Н / мм}^2$	4	15,3	6	6	32	32	—	—	11	Расч.	10,3	9,8	—	—	648
	5				33	33	12	12	9,5	Расч.	—	—	2,4	1,3	831
										Эксп.	7,7	8,1	—	—	859

Сопоставление теоретических и экспериментальных результатов показывает, что их расхождение по формоизменению заготовки не превышает 10 %, а по величине максимальной силы 5 % .

Достаточно хорошая сходимость экспериментальных и теоретических результатов, как по силе деформирования, так и по размерам выдавленных заготовок, позволяет рекомендовать созданную математическую модель процесса и разработанную компьютерную программу [128] для выполнения расчетов процесса холодного выдавливания деталей с коническими полостями.

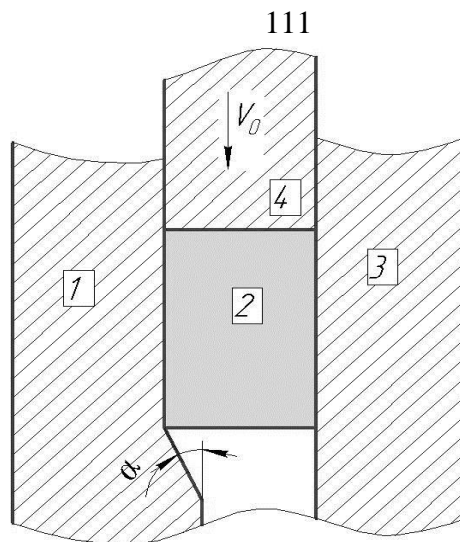
Технология штамповки «биконической втулки» отрабатывалась по вариантам выдавливания в штампе с подвижной и с неподвижной матрицей.

Эксперименты показали, что при штамповке в подвижной матрице формирование обеих конических полостей осуществляется более равномерно с меньшим усилием.

4.3 Исследование деформированного состояния заготовки при прямом выдавливании через клиновую матрицу

Для оценки результатов получаемых по разработанной графоаналитической методике расчета деформированного состояния поковки с использованием годографа скоростей (подраздел 3.2.3) проведены эксперименты по прямому выдавливанию через клиновую матрицу с углом ската $\alpha = 25^\circ$, $h_1 = 30$ мм, $h_3 = 22,5$ мм (рисунок 4.7), с использованием штампового блока (рисунок 4.8).

В опытах использовались свинцовые заготовки прямоугольной формы высотой 80 мм, шириной 32 мм, которые изготавливали составными (с разъемом посередине). В плоскости разъема одной из половин заготовки наносилась прямоугольная координатная сетка размером 2x2 мм, с шириной риски 0,2 мм (рисунок 4.9).

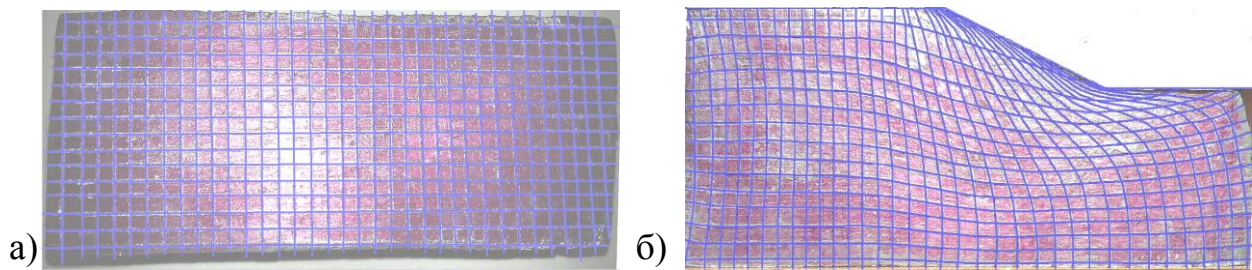


1 – матрица; 2 – заготовка; 3 – направляющая; 4 – пуансон

Рисунок 4.7 – Схема процесса



Рисунок 4.8 – Штамповый блок в сборе



а – до деформации; б – после деформации

Рисунок 4.9 – Экспериментальный образец с нанесенной координатной сеткой

С использованием экспериментальных данных полученных из координатных сеток, до деформации и после деформации, произведен расчет деформированного состояния в программе «Mathcad 2001 Professional» по методике И.П. Ренне [92].

На рисунке 4.10 представлен вид экспериментального образца с указанием в каждой ячейке рассчитанных величин накопленной деформации, которые с шагом 0,1 выделены соответствующим цветом.

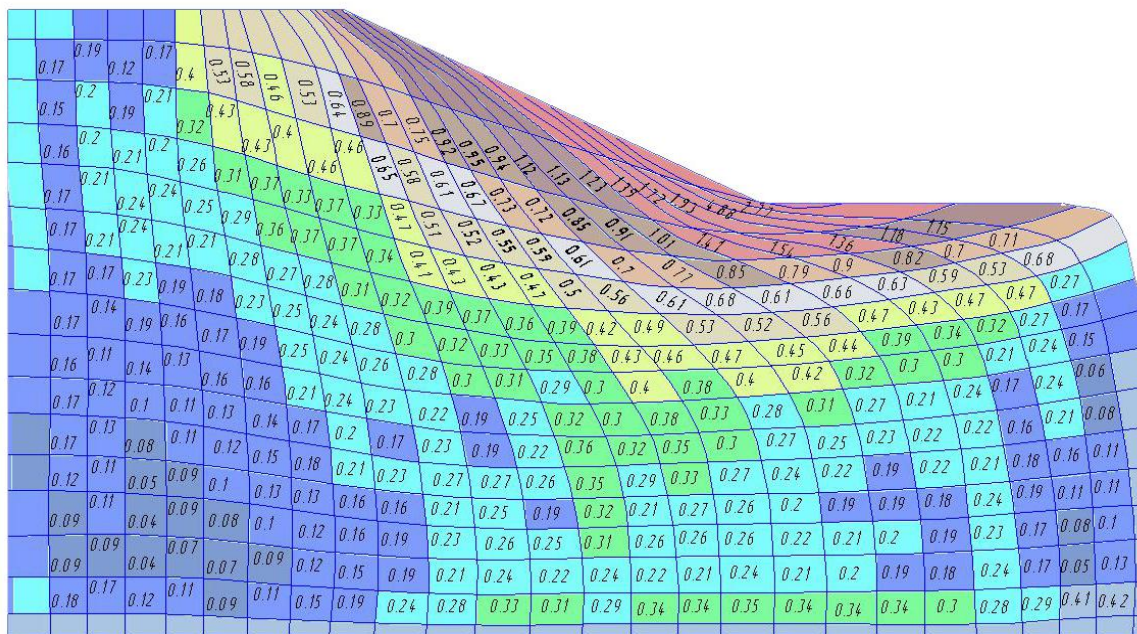
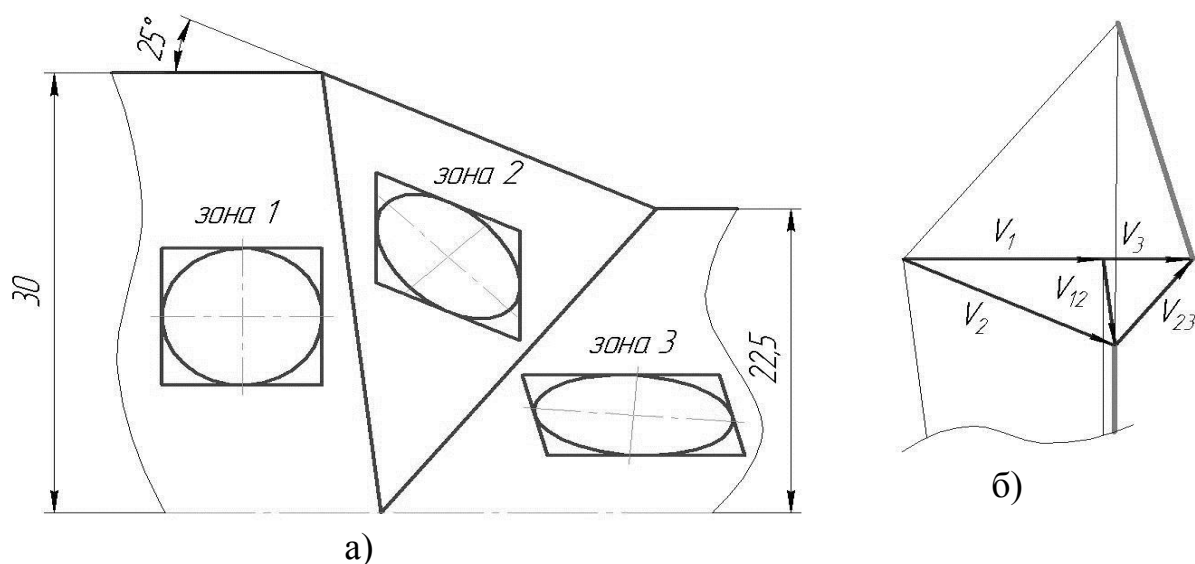


Рисунок 4.10 – Распределение накопленной деформации по сечению экспериментального образца, рассчитанное по методике И. П. Ренне

По графоаналитической методике, с использованием годографа скоростей, выполнен расчет и построение деформированного состояния поковки в зонах 2 и 3.

На кинематической схеме процесса (рисунок 4.11) с двумя границами разрыва между зонами представлены деформированные ячейки (рисунок 4.11, а), построенные по графоаналитической методике с использованием годографа скоростей (рисунок 4.11, б). Методика представлена в главе 3.2.3.

Выполнено сравнение расчетных величин деформации в зонах 2 и 3 по графоаналитической методике с полученными по методике расчета деформированного состояния И.П. Ренне [92].



а – построение деформированных ячеек; б – годограф скоростей

Рисунок 4.11 – Кинематическая схема процесса

На рисунке 4.12 показаны дорожки с выборочным указанием величин накопленной деформации, которые соответствуют данным с рисунка 4.10.

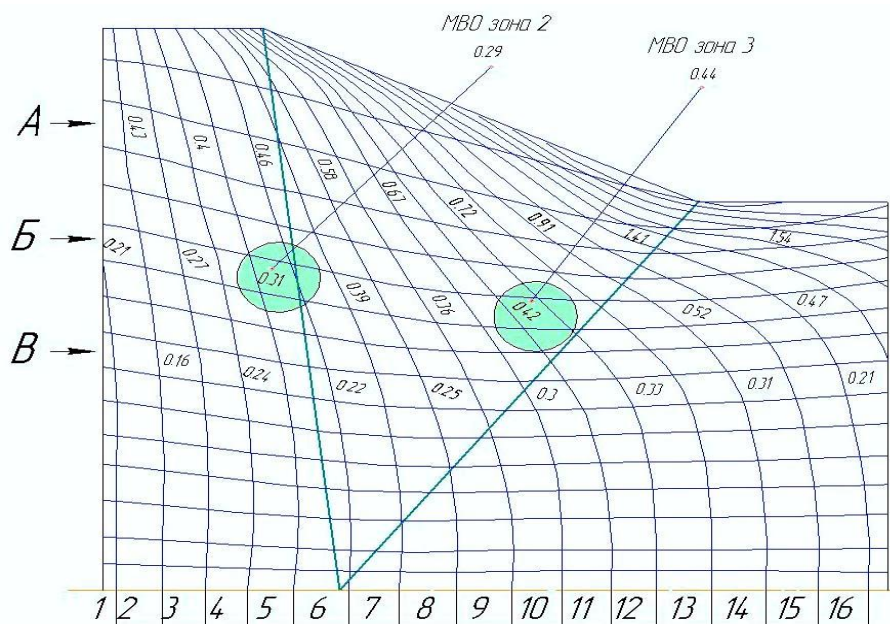


Рисунок 4.12 – Величины накопленной деформации «дорожках» А, Б, В

Сравнение показало, что есть области, в которых форма ячеек деформированной заготовки наибольшим образом соответствует результатам расчетов по графоаналитической методике.

4.4 Технологии изготовления деталей

Деталь «корпус» (рисунок 4.13) представляет собой полую ступенчатую втулку с канавками, выступами, резьбой, фасками, нижняя часть головки имеет восьмигранную поверхность. Материал – сталь 20. Поковка по форме является восьмигранным стаканом с отростком. По существующей технологии [134, 135] деталь изготавливают из цилиндрической заготовки за два перехода штамповки с последующей механической доработкой в следующей последовательности:

- отрезка заготовки от прутка диаметром 57 мм;
- фосфатирование заготовки;
- прямое выдавливание стержня;
- обратное выдавливание полости с оформлением наружной восьмигранной поверхности.

Как показала практика при использовании технологии наиболее нагруженной операцией, является прямое выдавливание. В первом варианте при разработке технологии был заложен угол конуса матрицы 15° [135], но ввиду того, что нагрузка на пуансоне была высокой, было предложено изменить угол с 15° на 30° [134]. Однако это не гарантировало достижения минимума силы, поскольку не было теоретического обоснования по определению величины оптимального угла матрицы, позволяющего снизить силу деформирования.

С целью снижения удельной силы на пуансоне на первом переходе штамповки выполним расчет оптимальной геометрии матричной воронки.

Исходные данные для моделирования прямого выдавливания:

- диаметр очка матрицы 39,6 мм;
- высота калибрующего пояска матрицы 3 мм;
- толщина фланца изделия (высота головки) 34 мм;
- начальная высота заготовки $H_0 = 65$ мм;
- диаметр заготовки 57,3 мм;
- материал заготовки сталь 20;

Следовательно для снижения энергетических затрат, на первом переходе предлагается применять матрицу с углом конуса $\alpha=54^\circ$.

Определение силы выдавливания многогранной головки на втором переходе проведем по методике расчета деформирующей силы при обратном выдавливании полых изделий с многогранной поверхностью, предложенной В.В. Евстифеевым [40].

Согласно результатам расчета по методике [40], величина деформирующей силы $P = 1,7$ мН.

Рекомендуется для изготовления детали «корпус», на первом переходе изготавливать матрицу с углом конуса $\alpha=54^\circ$.

Деталь «биконическая втулка» (рисунок 4.15), представляет собой втулку с двумя коническими полостями и центровым отверстием. Материал – ЛБ3. По базовой технологии изготавливают резанием от прутка ГОСТ 2060-90 диаметром 32 мм, в следующей последовательности:

- резание заготовок высотой 33 мм;
- сверление центрального отверстия диаметром 12 мм;
- растачивание конических полостей.

Для снижения объема механообработки и повышения коэффициента использования материала предложено изготавливать данную деталь штамповкой, а именно, комбинированным выдавливанием в холодную, что дает возможность получить цилиндрической формы поковку, с двумя коническими и цилиндрическими полостями. Размеры и качество конических поверхностей отвечают готовой детали.

Для расчета изменения формы заготовки и величины силы при штамповке «биконической втулки», использовалась программа [128], реализующая разработанную математическую модель процесса комбинированного выдавливания.

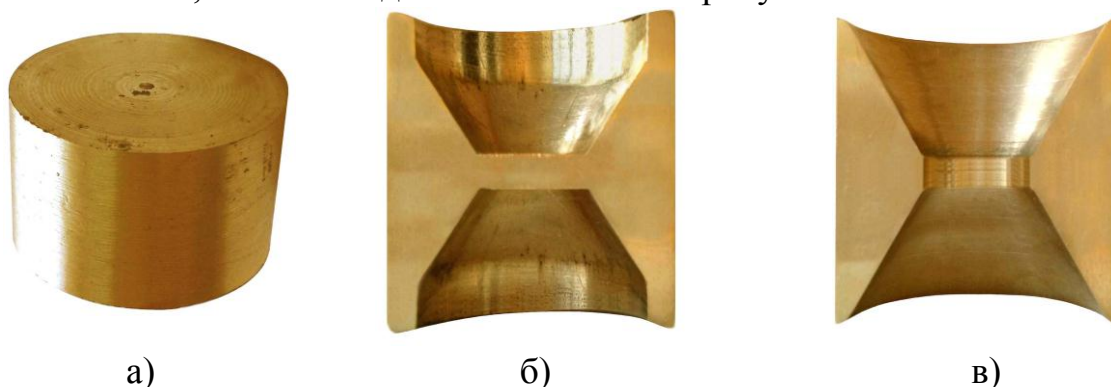
По результатам отработки технологии на гидравлическом прессе 2ПГ125 усилием 1250 кН, принято решение получать полуфабрикаты детали «биконическая втулка» из заготовки диаметром 30 мм и высотой 23 мм с

использованием подвижной матрицы, что наилучшим образом обеспечивает равномерность оформления верхней и нижней частей детали. Перед выдавливанием на заготовку наносилась графитовая смазка.

После получения поковки выполнялась механическая доработка:

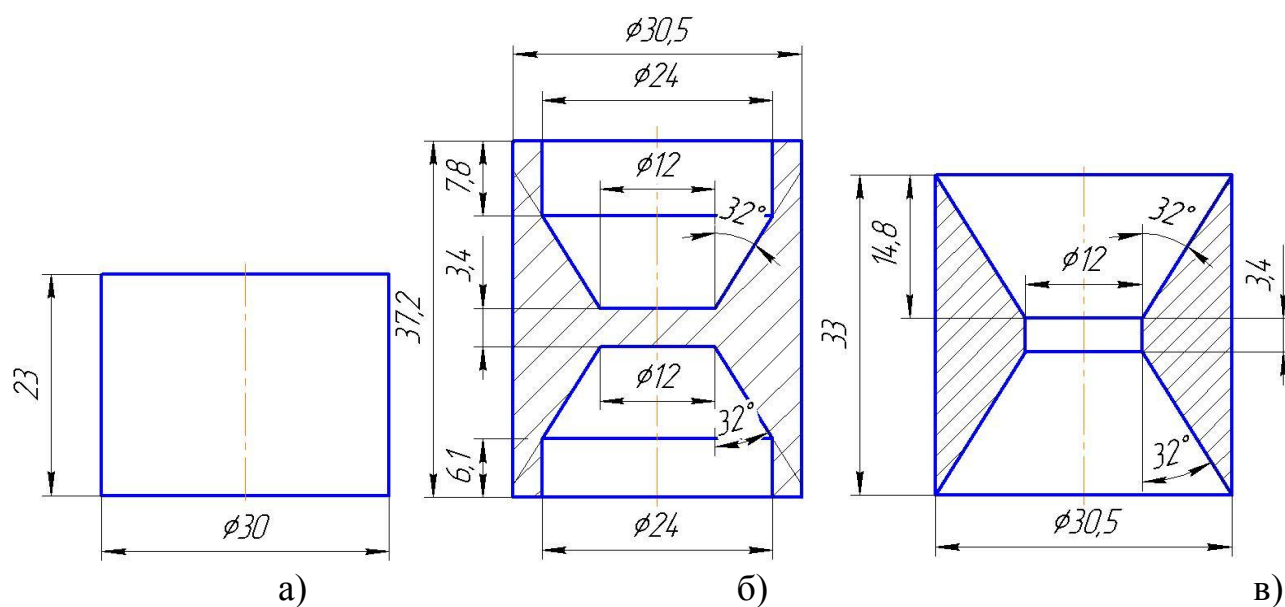
- сверление центрального отверстия диаметром 12 мм;
- удаление металла с цилиндрических участков растачиванием, до получения конической поверхности соответствующей готовой детали.

Переходы получения детали (натурный вид) представлены на рисунке 4.15, размеры заготовки, поковки и детали показаны на рисунке 4.16.



а — заготовка; б — поковка; в — деталь

Рисунок 4.15 – «Биконическая втулка» натурный вид



а – заготовка; б – поковка; в – деталь

Рисунок 4.16 – «Биконическая втулка» чертеж

Разработанная технология получения детали «биконическая втулка» (Приложение Б) позволила увеличить коэффициент использования металла в 1,43 раза.

Выводы по разделу 4

1. Усовершенствована методика проектирования процесса прямого выдавливания стержневых деталей с коническими элементами. Для первого перехода изготовления детали «корпус» предложена рекомендация по изготовлению матрицы с углом конуса $\alpha = 54^\circ$.

2. Разработана технология изготовления ХОШ детали «биконическая втулка». Изготовление детали по предлагаемой технологии позволило увеличить КИМ в 1,43 раза.

Заключение и основные выводы

1. Решена актуальная научно-техническая задача по снижению материальных и энергетических затрат при производстве фасонных деталей получаемых холодным выдавливанием.

2. Разработана методика прогнозирования предельной пластичности металла при холодном комбинированном выдавливании в конические полости.

3. Разработана математическая модель, алгоритм и компьютерная программа для расчета вариационным энергетическим методом силового режима, формоизменения заготовки и ресурса пластичности штампуемого материала при комбинированном выдавливании детали с двумя коническими полостями.

4. Проведены эксперименты и отработка технологии комбинированного выдавливания двух типоразмеров деталей с коническими полостями. Сравнение опытных и теоретических данных по силе деформирования и по формоизменению показало, что наибольшее расхождение по удельной силе составило 7,3%, а по формоизменению 6,8%.

5. Получено уточненное аналитическое решение задачи к расчету силы прямого выдавливания цилиндрической заготовки через коническую матрицу по линиям тока.

6. Разработана графоаналитическая методика определения формоизменения ячеек координатной сетки в штампованной заготовке с использованием годографа скоростей для расчета деформированного состояния частиц металла при выдавливании заготовки через клиновую или коническую матрицу.

Теоретически установлено, что оптимальные соотношения размеров инструмента и очага деформации обеспечивающие минимум энергетических затрат при прямом выдавливании, описываются кривыми третьего порядка. Например, при нулевом трении – строфоидой.

7. На основе результатов исследований были выработаны практические рекомендации, использованные при разработке технологий изготовления деталей «биконическая втулка» и «корпус».

Изготовление детали «биконическая втулка» по разработанной технологии увеличивает коэффициент использования металла в 1,43 раза, по сравнению с обработкой резанием.

Усовершенствование технологии холодной объемной штамповки за два перехода многогранной детали «корпус» достигнуто оптимизацией угла конической воронки матрицы первого перехода, что позволило снизить величину деформирующей силы в 1,35 раза.

8. Разработанные математические модели, методики, рекомендации, программа расчета процессов и технологии изготовления деталей холодным выдавливанием приняты к использованию на ОАО «Омсктрансмаш» г. Омска.

Список использованных источников

1. Ковалев А.П. Методика анализа и оценки ресурсотдачи на промышленном предприятии / А.П. Ковалев, С.А. Максютин // Кузнечно-штамповочное производство, 2002. – № 3. – С. 35-38.
2. Сосенушкин Е.Н. Совершенствование технологической подготовки производства деталей холодной полугорячей объемной штамповки / Е.Н. Сосенушкин – М.: 1991. – 108 с.
3. Бороздин В.А. Комплексная автоматизация технологической подготовки объемной штамповки полых осесимметричных изделий: автореф. дис... доктора техн. наук / Бороздин Вячеслав Анатольевич. – М.: МГТУ им. Баумана, 1996. – 32 с.
4. Евдокимов А.К. Влияние технологических параметров на процесс холодного обратного выдавливания / А.К. Евдокимов, М.Н. Цыпина, С.А. Калинина // Разработка и внедрение процессов объемной штамповки. – Таллин, 1971. – С. 64-71.
5. Головин В.А. Технология холодной штамповки выдавливанием / В.А. Головин, А.Н. Митькин, А.Г. Резников // М.: Машиностроение, 1970. – 152 с.
6. Овчинников А.Г. Штамповка прямым выдавливанием с раздачей / А.Г. Овчинников, А.В. Хабаров, Е.П. Добряков // Кузнечно-штамповочное производство, 1985. – № 4. – С.4-6.
7. Гафуров Р.М. Прогрессивные технологии холодной объемной штамповки в ОАО «ГАЗ» / Р.М. Гафуров, Ф.П. Михайленко // Кузнечно-штамповочное производство. – 2000. – №4. – С. 14-18.
8. Семенов Е.И. Ковка и штамповка: Справочник. В 4-х Т/Ред. Совет: Е.И. Семенов (пред.) и др. – М.: Машиностроение, 1987 – т. 3. Холодная объемная штамповка / Под ред. Г.А. Навроцкого. 1987. – 384 с.

9. Экк Е.В. Определение формоизменения и усилия комбинированного выдавливания полых поволоков конической формы / Е.В. Экк, А.Э. Даммер, В.Г. Кононов // Известия ВУЗов. Черная металлургия. 1983. – № 2. – С. 46-50.

10. Алиев И.С. Сопоставление силового режима изготовления изделий типа стакан в различных процессах холодного выдавливания / И.С. Алиев, О.В. Чучин // Научный вестник ДГМА, 2009. – №1. – С. 2-7.

11. Гречников Ф.В. Прогрессивные технологические процессы холодной штамповки / Ф. В. Гречников, А. М. Дмитриев, В. Д. Кухарь и др.; под общ. ред. А. Г. Овчинникова. – М.: Машиностроение, 1985. – 184 с.

12. Грязнов В.В. Исследование процессов комбинированного холодного осесимметричного выдавливания / Грязнов Владимир Васильевич, // Дис... канд. техн. наук. – Новокузнецк, 1980. – 176 с.

13. Исмагилов И.М. Холодное комбинированное выдавливание полых конических деталей / И.М. Исмагилов, А.Г. Овчинников // Интенсивная технология обработки металлов давлением. – М.: МДНТП, 1987. – С. 147-152.

14. Перетятко В.Н. Кинематика формообразования на стационарной стадии холодного обратного выдавливания осесимметричных деталей / В.Н. Перетятко, М.М. Фейгин, В.М. Колесников, В.В. Евстифеев // Машины и технологии обработки металлов давлением и некоторые вопросы получения машиностроительных материалов. Омск, 1973. – С. 37-44.

15. Комель Ф.А. Исследование процесса направленного комбинированного выдавливания / Ф.А. Комель, Х.Х. Мяндр, Х.Э. Хольм // Пути совершенствования технологии холодной объемной штамповки и высадки: Тез. докл. Всесоюзн. научн. – техн. конф. Омск, 3 – 5 октября, 1978 г. – Омск: ОМПИ, 1978. – С. 72-75.

16. Грязнов В.В. Исследование формоизменения при комбинированном и совмещенном выдавливании / В.В. Грязнов, В.В. Евстифеев // Тез. докл. Всесоюзн. науч.-техн. конф. «Пути совершенствования технологии холодной

объемной штамповки и высадки», Омск, 3 – 5 окт. 1978 г. – Омск: ОмПИ, 1978. – С. 143-145.

17. Мяндр Х. Определение усилий при комбинированном выдавливании типа ступенчатых втулок / Х. Мяндр // Прогрессивные процессы обработки выдавливанием деталей инструментального производства. – Таллин, 1975. – С. 122-128.

18. Оленин Л.Д. Расчет технологических переходов и конструирование инструмента для холодного комбинированного выдавливания / Л.Д. Оленин // Кузнечно-штамповочное производство. – 1972. – №1. – С. 9-12.

19. Денищев Т.В. Совершенствование технологии штамповки поковок типа «стакан» методом комбинированного выдавливания: автореф. дис... канд. техн. наук / Денищев Тимофей Вячеславович. – М.: МГТУ им. Баумана, 2012. – 16 с.

20. Нгуен Т.Ч. Расчет силовых параметров комбинированного холодного выдавливания / Т.Ч. Нгуен, Г.М. Журавлев // Известия ТулГУ. Технические науки. – Тула: Изд-во ТулГУ, 2013. – Вып. 5. – С. 13-19.

21. Нгуен Т.Ч. Влияние технологических режимов на силовые параметры процесса комбинированного холодного выдавливания / Т.Ч. Нгуен, Г.М. Журавлев // Известия ТулГУ. Технические науки. – Тула: Изд-во ТулГУ, 2013. – Вып. 7. – С. 239-245.

22. Семенов Е.И. Определение технологических усилий и скоростей деформирования при комбинированном выдавливании с раздачей / Е.И. Семенов, К.В. Хидешели // Вестник машиностроения. – 1989. – №11. – С. 50-53.

23. Соколовский В.В. Теория пластичности / В.В. Соколовский. – М.: Высшая школа, 1969. – 608 с.

24. Шофман Л.А. Элементы теории холодной штамповки / Л.А. Шофман. – М.: Оборонгиз, 1952. – 335 с.

25. Аллюшин Ю.А. Теория обработки металлов давлением: Учеб. пособие. / Ю.А. Аллюшин. – Ростов н/Д: РИСХМ, 1977. – 87 с.
26. Колмогоров В.Л. Механика обработки металлов давлением: Учебник для вузов / В.Л. Колмогоров. – М.: Металлургия, 1986. – 668 с.
27. Степанский Л.Г. К расчету усилий и деформаций при обработке металлов давлением / Л.Г. Степанский // Кузнечно-штамповочное производство. – М.: Машиностроение, 1959. – № 3. С. 13-18.
28. Овчинников А.Г. Основы теории штамповки выдавливания на прессах / А.Г. Овчинников. – М.: Машиностроение, 1983. – 200 с.
29. Сегал В.М. Технологические задачи теории пластичности. / В.М. Сегал. – Минск: Наука и техника, 1977. – 256 с.
30. Воронцов А.Л. Технологические задачи теории пластичности. В 3-х т. М.: Машиностроение 1, 2006. Том 1. – 474 с.
31. Сторожев М.В. Теория обработки металлов давлением / М.В. Сторожев, Е.А. Попов. – М.: Машиностроение, 1977. – 424 с.
32. Качанов Л.М. Основы теории пластичности / Л.М. Качанов. – М.: Наука, 1969. – 420 с.
33. Тарновский И.Я. Деформации и усилия при обработке металлов давлением / И.Я. Тарновский, А.А. Поздеев, О.А. Ганаго. – М.: Машгиз, 1959. – 304 с.
34. Степанский Л.Г. Расчеты процессов обработки металлов давлением / Л.Г. Степанский. – М.: Машиностроение, 1979. – 215 с.
35. Гофман О. Введение в теорию пластичности для инженеров / Гофман О., Загс Г. – М.: Машгиз, 1957. – 351 с.
36. Качанов Л.М. Основы механики разрушения / Л.М. Качанов. – М.: Наука, 1974. – 311 с.
37. Хилл Р. Математическая теория пластичности / Р. Хилл. – М.: ГИТТЛ, 1956. – 407 с.
38. Томсен Э. Механика пластических деформаций при обработке металлов: / Э. Томсен, Ч. Янг, Ш. Кобаяши. – М.: Машиностроение, 1968. – 504 с.

39. Аллюшин Ю.А. Расчет процессов пластического формообразования по линиям тока. Учебное пособие / Ю.А. Аллюшин. – Ростов н/Д: РИСХМ, 1979. – 82 с.
40. Евстифеев В.В. Научное обоснование, обобщение и разработка прогрессивных технологий холодной объемной штамповки: автореф. дис... доктора техн. наук / Евстифеев Владислав Викторович. – М.: МГТУ им. Баумана, 1994. – 482 с.
41. Степанский Л.Г. Пластическое течение металла при двусторонней закрытой прошивке / Л.Г. Степанский // Кузнечно-штамповочное производство. – 1964. – №3. – С. 8-11.
42. Момзиков Ю.Г. Исследование процесса двусторонней закрытой прошивки в подвижной матрице / Ю.Г. Момзиков, О.А. Ганаго, В.Н. Субич // Обработка металлов давлением в автомобилестроении: Межвуз. сб. – М.: з-д ВТУЗ при ЗИЛе, – 1978. – Вып. 1. – С. 59-65.
43. Чудаков П.Д. Исследование двустороннего холодного выдавливания / П.Д. Чудаков, И.С. Калениченко // Кузнечно-штамповочное производство. – 1975. – №5. – С. 4-6.
44. Павлов Н.Д. Разработка типовых технологических процессов объемной штамповки втулок с двусторонним конусом: автореф. дис... кандидата. техн. наук / Павлов Николай Дмитриевич. – М.: МАИ, 1989. – 164 с.
45. Евдокимов А.К. Холодное выдавливание сложно-профильных изделий / А.К. Евдокимов // Кузнечно-штамповочное производство. – 2005. – №1. – С. 9-17.
46. Джонсон В. Механика процесса выдавливания металлов / В. Джонсон, Х. Кудо. – М.: Металлургия, 1965. – 174 с.
47. Джонсон У. Теория пластичности для инженеров / Пер. с англ. А.Г. Овчинникова / Джонсон У., Меллор П.Б. – М.: Машиностроение, 1979. – 567 с.

48. Ураждин В.И. Решение осесимметричной задачи теории пластического течения методом конечных элементов / В.И. Ураждин, Л.С. Ураждина // Известия ВУЗов. Черная металлургия. 1982. – № 7. С. 45-48.

49. Янг Ч. Исследование процесса комбинированного выдавливания методом верхней оценки с применением произвольно ориентированных треугольных элементов / Ч. Янг, И. Ким, М. Лим // Труды американского общества инженеров, № 1985. Т. 107. – № 2. – С. 116-121.

50. Кобаяси Ш. Верхние границы давления в осесимметричных задачах штамповки / Ш. Кобаяси // Конструирование и технология машиностроения. – 1964. – №4. – С. 345-405.

51. Алюшин Ю.А. О возможности расчета осесимметричного выдавливания полых изделий с помощью полей скоростей для плоской деформации / Ю.А. Алюшин, Б.Н. Березовский, В.В. Ерастов, В.Е. Логинов // Обработка металлов давлением: Сб. науч. трудов. – Ростов н/Д, РИСХМ, 1978. С. 9-15.

52. Авицур Б. Исследование процессов волочения проволоки и выдавливания через конические матрицы с большим углом конусности / Б. Авицур // Конструирование и технология машиностроения. 1964. – №4. С. 13-15.

53. Баркая В.Ф. Новый метод нанесения делительных сеток и определения деформаций штампованных и давленных изделий / В.Ф. Баркая // Заводская лаборатория. – 1951. – №4. – С. 461-468.

54. Смирнов-Аляев Г.А. Экспериментальные исследования в обработке металлов давлением / Г.А. Смирнов-Аляев, В.П. Чикидовский. – Л.: Машиностроение, 1972. – 360 с.

55. Голенков В.А. Теория обработки металлов давлением: учебник для вузов / В.А. Голенков, С.П. Яковлев, С.А. Головин, С.С. Яковлев, В.Д. Кухарь. Под ред. В.А. Голенкова, С.П. Яковлева. – М.: Машиностроение, 2009. – 442 с.

56. Дель Г.Д. Метод делительных сеток / Г.Д. Дель, Н.А. Новиков // М.: Машиностроение, 1979. – 144 с.
57. Ренне И.П. Теоретические основы экспериментальных методов исследования деформаций методом делительной сетки в процессах обработки металлов давлением / И.П. Ренне // Тула: ТПИ, 1979. – 96 с.
58. Евстифеев В.В. Проектирование, анализ и расчет процессов холодной объемной штамповки / В.В. Евстифеев, А.А. Александров, И.С. Лeksuтов. – Омск: СибАДИ, 2009. – 184 с.
59. Шнейберг А.М. Приближенная оценка и экспериментальная проверка силовых затрат и сдвиговых деформаций при комбинированном обратном выдавливании стаканов / А.М. Шнейберг, Ф.П. Михайленко, О.С. Ковалев // Кузнечно-штамповочное производство. – 2002. – №5. – С. 3-12.
60. Панкратов Д.Л. Особенности пластического течения металла при прошивке пуансонами различной формы торца / Д.Л. Панкратов, В.Г. Шibaков, Р.Ф. Зиганшин // Кузнечно штамповочное производство. – 2009. – №10. – С. 31-36.
61. Гуяш Г. Штампы с подвижной матрицей для холодного выдавливания / Г. Гуяш // Кузнечно-штамповочное производство, – 1985. – № 3. – С.11-13.
62. Kunogi M. A New Method of Cold Extrusion / M.Kunogi // J. Sci. Res. Inst. Tokyo. – 1956. – № 50. – P. 215-246.
63. Подколзин Г.П. Исследование процесса холодного прямого выдавливания конических стаканов: автореф. дис... канд. техн. наук / Подколзин Геннадий Павлович. – М.: Мосстанкин, 1980. – 19 с.
64. Воронцов А.Л. Исследование холодного выдавливания стальных стаканов с глубокими полостями: автореф. дис... канд. техн. наук / Воронцов Андрей Львович. – М.: МГТУ им. Баумана, 1981. – 16 с.

65. Овчинников А.Г. Кинематическое состояние заготовки при выдавливании в коническую полость / А.Г. Овчинников, А.В. Хабаров // Известия ВУЗов. Машиностроение, 1982. – № 7. – С. 118-122.

66. Дмитриев А.М. Оценка нагрузки на инструмент при выдавливании изделий со сквозной ступенчатой полостью / А.М. Дмитриев, А.Л. Воронцов // Кузнечно-штамповочное производство. – 2002. – №10. – С. 21-28.

67. Белоусов В.С. Разработка методики проектирования технологических процессов прямого с раздачей и совмещенного выдавливания стаканов в условиях неполного горячего деформирования: автореф. дис... канд. техн. наук / Белоусов Владимир Станиславович – М.: МГТУ им. Баумана, 1987. – 16 с.

68. Белоусов В.С. Прямое выдавливание корпусных деталей / В.С. Белоусов // Известия ВУЗов. Машиностроение. – 1985. – № 5. – С. 122-125.

69. Нгуен К.М. Исследование силовых параметров процесса холодного обратного выдавливания / К.М. Нгуен, В.Ф. Кузин // Известия ТулГУ. Технические науки. – Тула: Изд-во ТулГУ, 2013. – Вып. 6. – часть 2 – С. 111-114.

70. Дмитриев А.М. Определение удельных усилий выдавливания полых цилиндрических деталей / А.М. Дмитриев // Известия ВУЗов. Машиностроение. – 1989. – № 4. – С. 126-131.

71. Дмитриев А.М. Физические закономерности и определение силовых параметров выдавливания полых цилиндрических изделий / А.М. Дмитриев, А.Л. Воронцов // Кузнечно-штамповочное производство. – 2004. – №6. – С. 3-11.

72. Евстратов В.А. Теоретический анализ комбинированного выдавливания ступенчатым пуансоном / В.А. Евстратов, О.А. Чергинцев, С.Л. Гогайзель и др. // Известия вузов. Машиностроение. – 1988. – №4. – С. 110-113.

73. Эрк Е.В. Исследование удельных усилий выдавливания полых конусов с двусторонним течением металла / Е.В. Эрк, В.Г. Кононов, В.М. Киселев

// Исследование машин и технологии кузнечно-штамповочного производства. – Челябинск: ЧПИ, – 1975. – №167. – С. 15-21.

74. Момзиков Ю.Г. Получение поковок обратным выдавливанием в закрытом штампе с подвижной матрицей / Ю.Г. Момзиков, В.Н. Субич // Обработка металлов давлением в автомобилестроении: Межвуз. Сб – М.: 3-д ВТУЗ при ЗИЛе Вып. 1, 1978. – С. 115-121.

75. Момзиков Ю.Г. Использование сил трения при закрытой прошивке / Ю.Г. Момзиков, О.А. Ганаго // Обработка металлов давлением в автомобилестроении: Межвуз. сб. – М.: 3-д ВТУЗ при ЗИЛе Вып 2, 1980. – С. 37-41.

76. Кононов В.Г. Исследование операции «прессовка дна» в производстве цельнотянутых тонкостенных оболочек / В.Г. Кононов, А.В. Кононов // Технологии и машины обработки давлением: труды XXXIII Уральского семинара – Екатеринбург: РАН Отделение проблем машиностроения, механики и процессов управления Уральское отделение ВАК РФ Межрегиональный совет по науке и технологиям, 2003. – С. 157-162.

77. А.с. 1433616 СССР, МКИ³ В21 J 5/12. Способ получения деталей / В.Г. Кочегуров, Ю.А. Миропольский, Ю.К. Филиппов, Н.Д. Павлов (СССР): № 4212084/31-27; заявл. 20.03.87; опубл. 30.10.88, Бюл. № 40. – 3 с.

78. Перлин И.Л. Теория волочения / И.Л. Перлин, М.З. Ерманок. – М.: Металлургия, 1971. – 448 с.

79 Фаворский В.Е. Холодная штамповка выдавливанием / В.Е. Фаворский. – М.: Машиностроение, 1966. – 380 с.

80. Головин В.А. Технология холодной штамповки выдавливанием / В.А.Головин, А.Н.Митькин, А.Г.Резников. – М.: Машиностроение, 1973. – 496 с.

81. Перлин, И.Л. Теория прессования металлов / И.Л. Перлин, Л.Х. Рейтберг. – М.: Металлургия, 1975. – 447 с.

82. Ребельский А.В. Основы проектирования процессов горячей объемной штамповки / А.В. Ребельский. – М.: Машиностроение, 1965. – 248 с.

83. Алюшин Ю.А. Определение верхней оценки удельного усилия при прессовании металлов / Ю.А.Алюшин // Кузнечно-штамповочное производство, 1965. – № 1. – С. 10-13.

84. Алюшин Ю.А. Уточнение кинематически возможных полей скоростей из жестких блоков / Ю.А. Алюшин // Известия ВУЗов. Черная металлургия. 1984. – №4. – С. 35-38.

85. Александров А.А. Энергетическая модификация метода верхней оценки / А.А. Александров // Известия Тульского государственного университета, 2003. – № 10. – С. 29-32.

86. Чудаков П.Д. Определение мощности пластической деформации на поверхностях разрыва скоростей в упрочняющемся материале / П.Д. Чудаков, В.Д. Коробкин // Разработка и исследование технологических процессов обработки металлов давлением. – М.: Машиностроение, ЭНИКМАШ. 1968. Вып. 19. – С. 57-62.

87. Работнов Ю.Н. Механика деформируемого тела: Учеб. пособие для вузов. – 2-е изд., испр. / Ю.Н. Работнов. – М.: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1988. – 712 с.

88. Ренне И.П. Усилие прессования при плоском течении / И.П. Ренне, Н.К. Шестакова // Известия ВУЗов. Черная металлургия, 1987. №7. – С. 63-68.

89. Алюшин Ю.А. Определение оптимального угла наклона конической матрицы прямом прессовании / Ю.А. Алюшин, С.А. Еленев, И.С. Волков // Кузнечно-штамповочное производство, 1964. – № 10. – С. 15-17.

90. Шепельский Н.В. Оптимизация профиля матричной воронки для прессования / Н.В. Шепельский, В.В. Свяцкий // Кузнечно-штамповочное производство. – 2000. – №8. – С. 10-12.

91. Kobayashi, S. Upper-Bound Solution of Axisymmetric Forming Problems – 1 and 11. Trans. ASME 86 (1964). Ser. B. p. 122: p. 326.

92. Ренне И.П. Экспериментальные методы исследования пластического формоизменения в процессах обработки металлов давлением / Ренне И.П. – Тула: ТулПИ, 1970. – 148 с.

93. Унксов Е.П. Теория пластических деформаций металлов / Под ред. Е.П. Унксова и А.Г. Овчинникова. – М.: Машиностроение, 1983. – 598 с.
94. Томленов А.Д. Теория пластического деформирования металлов / А.Д. Томленов. – М.: Металлургия, 1972. – 408 с.
95. Унксов Е.П. Теорияковки и штамповки: учебное пособие для студентов машиностроительных и металлургических специальностей вузов / Е.П. Унксов, У. Джонсон, В.Л. Колмогоров и др.: под общ. ред. Е. П. Унксова, А.Г. Овчинникова. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1992. – 720 с.
96. Шофман Л.А. Теория и расчеты процессов холодной штамповки. Изд. 2-е, перераб. / Л.А. Шофман. – М.: Машиностроение, 1964. – 375 с.
97. Пенчуков Е.М. Приближенная верхняя оценка давлений жидкости при гидропрессовании через конические матрицы / Е.М. Пенчуков, И.П. Ренне // Кузнечно-штамповочное производство. – М.: Машиностроение, 1975. – № 3. – С. 14-15.
98. Леванов А.Н. Контактное трение в процессах обработки металлов давлением /А.Н. Леванов, В.Л. Колмогоров, С.П. Буркин и др. – М.: Машиностроение, 1976. – 416 с.
99. Прагер В. Теория идеально пластических тел / В. Прагер, Ф.Г. Ходж. – М.: Изд-во иностр. лит., 1956. – 398 с.
100. Гелеи Ш. Расчет усилий и энергий при пластической деформации металлов. Пер. с венг. / Гелеи Ш. – М.: Металлургия, 1958. – 419 с.
101. Евстратов В.А. Теория обработки металлов давлением / В.А. Евстратов. – Харьков: Вища школа, 1981. – 248 с.
102. Овчинников А.Г. Методы расчета напряжений и деформаций в процессах холодной объемной штамповки: учебное пособие для слушателей заочных курсов повышения квалификации ИТР по технологии и оборудованию холодной объемной штамповки / А.Г. Овчинников, А.З. Журавлев. – М.: Машиностроение, 1988. – 56 с.

103. Герасимов В.Я. Регулирование неравномерности упрочнения металла при холодной штамповке стержневых изделий и повышение их качества: автореф. дис... доктора техн. наук / Герасимов Василий Яковлевич. – Магнитогорск: МГМА, 1995. – 31 с.

104. Александров А.А. О сравнении методов верхней и нижней оценок / А.А. Александров // Известия ТулГУ. Серия. Механика деформируемого твердого тела и обработка металлов давлением. – Тула: ТулГУ. Вып. 1, 2005. – С. 81-84.

105. Волков И.С. Пластическое течение металла в условиях закрытой прошивки прямоугольным клиновым пуансоном / И.С. Волков, Ж.А. Карапетян // Исследование процессов пластического течения металлов. Сб. науч. тр. М.: Наука, 1971. – С. 54-61.

106. Мельникова Н.Ф. Поворот сечений при вытяжке с утонением / Н.Ф. Мельникова, В.Ф. Зимин, Н.И. Чупеев // Исследования в области пластичности и обработки металлов давлением. Сб. научных статей. – Тула: ТПИ, 1973. – С. 75-80.

107. Подколзин Г.П. Расчет предельной пластической деформации при холодном выдавливании заготовки в суживающийся зазор между конической матрицей и оправкой / Г.П. Подколзин, В.В. Евстифеев // Пути совершенствования технологии холодной объемной штамповки и высадки. – Омск: 1978. – С. 131-135.

108. Ренне И.П. Исследование технологических возможностей закрытой прошивки высокопрочных алюминиевых сплавов / И.П. Ренне, Ю.В. Подливаев // Кузнечно-штамповочное производство, 1976. – № 5. – С. 7-9.

109. Подливаев Ю.В. Сравнительный анализ различных подходов приближенного определения удельных усилий осесимметричной закрытой прошивки / Ю.В. Подливаев, Н.К. Шестакова // Технология машиностроения. Вып. 35. Тула. 1974. – С. 132-140.

110. Артес А.Э. Холодное выдавливание колец подшипников из сталей ШХ15 и ШХ15СГ / А.Э. Артес, Е.С. Серов // Малоотходные технологические

процессы холодной объемной штамповки. – М.: Мосстанкин, 1984. – Вып. 1. – С. 13-22.

111. Артес А.Э. Групповое производство деталей холодной объемной штамповкой / А.Э. Артес. – М.: Машиностроение, 1991. – 192 с.

112. Гаврилов Г.Н. Модель разрушения металла при холодном выдавливании осесимметричных деталей с конической головкой / Г.Н. Гаврилов, В.В. Евстифеев // сб. науч. тр.: в 2-х кн. / под ред. В.В. Евстифеева. – Омск: изд-во ОмГТУ, 1996. – кн. 2.

113. Калпин Ю.Г. Сопротивление деформации и пластичность металлов при обработке давлением: Учебное пособие / Ю.Г. Калпин, В.И. Перфилов, П.А. Петров и др. – М.: МГТУ МАМИ, 2005. – 113 с.

114. Богатов А.А. Ресурс пластичности металлов при обработке давлением / А.А. Богатов, О.И. Мижирицкий, С.В. Смирнов – М.: Металлургия, 1984. – 144 с.

115. Губкин С.И. Теория обработки металлов давлением / С.И. Губкин. – М.: Металлургиздат, 1947. – 238 с.

116. Колмогоров В.Л. Напряжения, деформация, разрушение / В.Л. Колмогоров. – М.: Металлургия, 1970. – 230 с.

117. Надаи А. Пластичность и разрушение твердых тел / Пер. с англ. В.И. Розенблюма, Р.Л. Салганика, Н.А. Форсман // под ред. Г.С. Шапиро. – М.: Мир, 1969. т.2 – 863 с.

118. Богатов А.А. Механические свойства и разрушения металлов / А.А. Богатов. – Екатеринбург: Изд-во УПИ, 2002. – 329 с.

119. Уральский В.И. Деформация металлов жидкостью высокого давления / В.И. Уральский, В.С. Плахотин, Н.И. Шефтель, В.Л. Колмогоров и др. – М.: Металлургия, 1976. – 424 с.

120. Хвостов Е.Ю. Многооперационная холодная штамповка бронебойных сердечников пуль: автореф. дис... канд. техн. наук / Хвостов Евгений Юрьевич. – Тула: ТулГУ, 2011. – 16 с.

121. Панфилов Г.В. Совершенствование технологии многооперационной холодной штамповки остроконечных цилиндрических деталей из малопластичных сталей / Г.В. Панфилов, С.В. Недошивин, Е.Ю. Хвостов // Заготовительные производства в машиностроении. Кузнечно-штамповочное, литейное и другие производства. – 2011. – №2. – С. 15-20.

122. Зайков М.А. К вопросу о критерии пластичности металла / М.А. Зайков, В.Н. Перетятко // Известия ВУЗов. Черн. Metallургия, 1965. – № 10. – С. 90-94.

123. Колмогоров В.Л. Пластичность и разрушение / А.А. Богатов, В.Л. Колмогоров и др. – М.: Metallургия, 1977. – 336 с.

124. Евстифеев В.В. Классификация технологических процессов холодной объемной штамповки: учебное пособие / В.В. Евстифеев, А.Э. Артес. – М.: Машиностроение, 1987. – 80 с.

125. Евстифеев, В.В. Устойчивость деформирования в процессах выдавливания изделий с коническими поверхностями / В.В. Евстифеев // Омский научный вестник, 1998. Вып. 2. – С. 123-126.

126. Евстифеев В.В., Александров А.А. Определение условий повышения предельной пластической деформации при холодном поперечном выдавливании / В.В. Евстифеев, А.А. Александров // Омский политехн. ин-т. – Омск, 1989. – 18 с.: ил. – Деп. в ВИНТИ 24.10.89, № 6405-В89.

127. Корн Г. Справочник по математике (для научных работников и инженеров) / Г. Корн, Т. Корн. – М.: Наука 1978. – 832 с.

128. Ковальчук А.И. Свидетельство о государственной регистрации программы на ЭВМ № 2012617355 «Программа для расчета технологических параметров комбинированного выдавливания биконической втулки» / А.И. Ковальчук, А.А. Александров, А.В. Евстифеев, В.В. Евстифеев. // М.: ВНИИЦ, 15.06.2012.

129. Александров А.А. К расчету силы прямого выдавливания в конической матрице по линиям тока / А.А. Александров, А.И. Ковальчук. // Обработка

материалов давлением: сборник научных трудов – Краматорск: ДГМА, 2010, – № 4 (25). С. 22-25.

130. Выгодский М.Я. Справочник по высшей математике / М.Я. Выгодский. – М.: Астрель, 2005. – 991 с.

131. Фельдман Г.Д. Холодное выдавливание стальных деталей / Г.Д. Фельдман. – М.: Машгиз, 1963. – 188 с.

132. Воронцов А.Л. Расчет направления волокон в стенке выдавленных полых изделий / А.Л. Воронцов // Вестник машиностроения, 2005. – №10. – С. 63-66.

133. Ясинский С.А. Прикладная «золотая» математика и ее приложения в электросвязи / Ясинский С.А. – М.: Горячая линия Телеком, 2004. – 239 с.

134. Евстифеев В.В. Проектирование технологических процессов холодной объемной штамповки с применением ЭВМ / В.В. Евстифеев, В.В. Грязнов, И.В. Маркечко. – Омск: ОмПИ, 1989. – 27 с.

135. Колескников В.М. Холодное и полугорячее выдавливание в универсальных штампах / В.М. Колескников, В.В. Грязнов, А.А. Александров // Материалы семинара: Перспективы производства точных заготовок и деталей методами объемного деформирования – М.: МДНТП им. Ф.Э. Дзержинского, 1990. – С. 94-97.

ПРИЛОЖЕНИЯ

ПРИЛОЖЕНИЕ А

(справочное)

Свидетельства о регистрации программы для ЭВМ и электронного ресурса

Ирина В

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ



СВИДЕТЕЛЬСТВО

о государственной регистрации программы для ЭВМ

№ 2012617355

**«Программа для расчета технологических параметров
комбинированного выдавливания биконической втулки»**

Правообладатель(ли): **Федеральное государственное
бюджетное образовательное учреждение высшего
профессионального образования «Сибирская государственная
автомобильно-дорожная академия (СибАДИ)» (RU)**

Автор(ы): **Ковальчук Алексей Иванович, Евстифеев Владислав
Викторович, Александров Александр Александрович,
Евстифеев Александр Владиславович (RU)**

Заявка № **2012615198**
Дата поступления **22 июня 2012 г.**
Зарегистрировано в Реестре программ для ЭВМ
15 июня 2012 г.



Руководитель Федеральной службы
по интеллектуальной собственности



Б.П. Симонов



ПРИЛОЖЕНИЕ Б

(справочное)

Акты об использовании результатов работы

	КОНСТРУКТОРСКОЕ БЮРО ТРАНСПОРТНОГО МАШИНОСТРОЕНИЯ <small>ОТКРЫТОЕ АКЦИОНЕРНОЕ ОБЩЕСТВО «КОНСТРУКТОРСКОЕ БЮРО ТРАНСПОРТНОГО МАШИНОСТРОЕНИЯ»</small>
--	--

«УТВЕРЖДАЮ»

Первый Заместитель
Генерального конструктора
к.т.н., профессор АВН
В.В. Беляев

«20» октября 2012 г.

АКТ

Об использовании результатов работы

В узлах агрегатов и механизмов машин, изготавливаемых ОАО КБТМ встречаются изделия типа «биконическая втулка». По мере необходимости при расчетах силового режима, формоизменения и ресурса пластичности, данного типа деталей изготавливаемых холодной объемной штамповкой, будет использован программный продукт «Программа для расчета технологических параметров комбинированного выдавливания биконической втулки».

Данный программный продукт будет применяться после заключения договора с правообладателем.

Начальник конструкторско-технологического
отделения

Начальник расчетного отдела

г. Омск

А.Ф. Зотов

В.П. Захаров

«20» октября 2012 г.

№ 1327



**ОТКРЫТОЕ АКЦИОНЕРНОЕ ОБЩЕСТВО
«КОНСТРУКТОРСКОЕ БЮРО ТРАНСПОРТНОГО МАШИНОСТРОЕНИЯ»
(ОАО КБТМ)**



«УТВЕРЖДАЮ»

Первый Заместитель Генерального
директора – главный конструктор
к.т.н., профессор АВН

В.В. Беляев

14.06 2011 г.

АКТ

Об использовании результатов работы

Настоящим подтверждается.

Разработанные аспирантом «Сибирской государственной автомобильно-дорожной академии», кафедры «Конструкционные материалы и специальные технологии» А.И. Ковальчуком методики, приняты к использованию в технологическом и расчетном отделе.

Методика расчета и оптимизации силового режима процесса холодного выдавливания деталей с коническими участками.

Методика определения оптимального угла матрицы, обеспечивающая повышение степени использования запаса пластичности металла, при прямом холодном выдавливании.

Методика проектирования оптимального технологического процесса холодного прямого выдавливания деталей с коническими поверхностями.

Методика расчета угла поворота волокна и деформированного состояния металла.

Главный технолог

Ерофеев В.А.

Начальник расчетного отдела

Захаров В.П.

Ученый секретарь

Пленума НТС, к.т.н.

Еремеев Г.Д.

“ 14 ” июня 2011 г.

г. Омск

№ 517