

71:02 - 5/159 - X

Московская государственная академия приборостроения
и информатики

На правах рукописи

Воронцов Андрей Львович

**РАЗРАБОТКА ТЕОРИИ И СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ
ТЕХНОЛОГИИ ПРОЦЕССОВ ВЫДАВЛИВАНИЯ**

05.16.05 - Обработка металлов давлением

Диссертация

на соискание ученой степени

доктора технических наук

Научный консультант – доктор технических наук, профессор,
Заслуженный деятель науки и техники РФ,
лауреат Государственной премии СССР,
академик МАИ В.Я.ОСАДЧИЙ

Москва – 2000

ОГЛАВЛЕНИЕ

УСЛОВНЫЕ ОБОЗНАЧЕНИЯ.....	7
ВВЕДЕНИЕ.....	10
ГЛАВА 1. СОСТОЯНИЕ ВОПРОСА И ПОСТАНОВКА ЗАДАЧ	
ИССЛЕДОВАНИЯ.....	15
1.1. Экспериментальные исследования выдавливания.....	15
1.2. Теоретические исследования выдавливания.....	27
1.3. Выводы из литературного обзора. Цель и задачи работы.....	37
ГЛАВА 2. РАЗРАБОТКА ОБЩЕГО МЕТОДА ТЕОРЕТИЧЕСКОГО	
ИССЛЕДОВАНИЯ.....	42
2.1. Учет анизотропии деформируемого материала.....	42
2.2. Взаимосвязанное определение кинематического, напря- женного и деформированного состояний, а также размеров и формы очага пластической деформации.....	45
2.3. Теорема о верхней оценке при схематизации очага пласти- ческой деформации с разрывами в номальных составляю- щих скоростей течения.....	53
2.4. Выводы по главе 2.....	58
ГЛАВА 3. ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА	
ВЫДАВЛИВАНИЯ ПОЛЫХ ИЗДЕЛИЙ.....	59
3.1. Напряженное состояние заготовки при выдавливании ани- зотропного материала с реактивными и активными силами трения.....	59
3.2. Учет упругого прогиба матрицы в процессе выдавливания..	68
3.3. Кинематическое состояние заготовки. Определение опти- мальной скорости перемещения матрицы в процессе вы- давливания с активными силами трения.....	77
3.4. Деформированное состояние заготовки.....	83
3.5. Определение угла выхода волокон макроструктуры	

на внутреннюю поверхность стенки стакана.....	99
3.6. Анализ начальной стадии выдавливания. Определение влияния упрочнения на усилие деформирования и размеры очага пластической деформации.....	102
3.7. Методика определения предельного формоизменения заготовки без разрушения за один переход.....	111
3.8. Образование утяжины при выдавливании изделий с тонким дном.....	115
3.9. Кинематическое, напряженное и деформированное состояния при вдавливании цилиндрического пуансона в полупространство.....	119
3.10. Выводы по главе 3.....	127
ГЛАВА 4. НАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ЗАГОТОВКИ ПРИ ВЫДАВЛИВАНИИ ПОЛЫХ ИЗДЕЛИЙ ИНСТРУМЕНТОМ РАЗЛИЧНОЙ ФОРМЫ.....	130
4.1. Выдавливание пуансоном со сферическим торцом произвольного радиуса. Образование застойной зоны под торцем пуансона.....	130
4.2. Выдавливание пуансоном с радиусными фасками.....	138
4.3. Выдавливание коническим пуансоном с малым углом конусности.....	144
4.4. Выдавливание коническим пуансоном с большим углом конусности.....	149
4.5. Выдавливание пуансоном с плоским торцем в конической матрице.....	154
4.6. Выдавливание с раздачей заготовки в движущейся матрице.....	159
4.7. Выдавливание трубной заготовки на оправке.....	164
4.8. Выдавливание ступенчатым пуансоном.....	167
4.9. Выводы по главе 4.....	172

ГЛАВА 5. ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА РАДИАЛЬНОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ.....	174
5.1. Кинематическое и напряженное состояния при выдавливании трубной и сплошной заготовки.....	174
5.2. Деформированное состояние и определение предельного формоизменения.....	178
5.3. Образование утяжины при выдавливании трубных заготовок.....	188
5.4. Определение максимального давления на стенку контейнера.....	190
5.5. Выводы по главе 5.....	192
ГЛАВА 6. ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ПРИ ВЫДАВЛИВАНИИ С КРУЧЕНИЕМ.....	194
6.1. Обратное выдавливание полых изделий.....	194
6.2. Работа деформирования и прочность пуансона при выдавливании с кручением и обычном выдавливании.....	206
6.3. Обратное выдавливание сплошных стержней.....	210
6.4. Выводы по главе 6.....	218
ГЛАВА 7. ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ПРИ ВЫДАВЛИВАНИИ ТРУДНОДЕФОРМИРУЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ В ОБОЛОЧКАХ И РЕДУЦИРОВАНИИ ТРУБНЫХ ЗАГОТОВОК НА ОПРАВКЕ.....	220
7.1. Прямое выдавливание стержневых изделий в оболочках.....	220
7.2. Редуцирование полых изделий на оправке.....	224
7.3. Выводы по главе 7.....	230
ГЛАВА 8. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ВЫДАВЛИВАНИЯ И АНАЛИЗ ПОЛУЧЕННЫХ РЕЗУЛЬТАТОВ.....	232
8.1. Методики проведения экспериментальных исследований.....	232
8.2. Влияние рабочего хода пуансона на деформированное и напряженное состояния заготовки.....	244

8.3. Влияние формы торца пуансона на величину усилия выдавливания и качество получаемого изделия.....	255
8.4. Влияние геометрических параметров инструмента на усилие выдавливания с раздачей заготовки.....	280
8.5. Определение силовых параметров при выдавливании с кручением.....	284
8.6. Выводы по главе 8.....	285
ГЛАВА 9. РАЗРАБОТКА И СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ПРОИЗВОДСТВА СТАЛЬНЫХ СТАКАНОВ С ГЛУБОКИМИ ПОЛОСТЯМИ И СТУПЕНЧАТЫХ ВТУЛОК ЗВЕНА ЭКСКАВАТОРА ЭО 5115.....	
9.1. Анализ существующих технологических процессов производства стальных стаканов с глубокими полостями.....	287
9.2. Постановка задачи. Разработка технологических переходов и конструкции штампового инструмента для выдавливания стальных стаканов с глубокими полостями.....	289
9.3. Методика контрольных измерений усилия деформирования по ходу выдавливания.....	295
9.4. Апробация разработанного технологического процесса. Результаты штамповки опытно-промышленных партий стаканов.....	296
9.5. Механические свойства выдавленных изделий.....	304
9.6. Рекомендации по разработке рациональной технологии изготовления стальных стаканов с глубокими полостями...	307
9.7. Разработка и опробование технологического процесса изготовления ступенчатых втулок звена экскаватора ЭО 5115..	308
9.8. Исследование твердости выдавленных и проредуцированных втулок.....	313
9.9. Разработка оснастки для промышленного изготовления ступенчатых втулок звена экскаватора.....	315

9.10. Выводы по главе 9.....	321
ГЛАВА 10. РАЗРАБОТКА НОВЫХ СХЕМ СПЕЦИАЛИЗИРОВАННО- ГО ОБОРУДОВАНИЯ И СПОСОБОВ ВЫДАВЛИВАНИЯ.....	323
10.1. Специализированные прессы для выдавливания с активными силами трения.....	323
10.2. Новый способ и специализированные прессы для выдавливания с кручением.....	327
10.3. Инструментальный узел к штампам для выдавливания....	331
10.4. Способ выдавливания полых изделий с постоянными механическими свойствами по высоте стенки.....	334
10.5. Способ выдавливания изделий со стенками переменной толщины и постоянной высоты.....	337
10.6. Способ выдавливания изделий с профилированной наружной боковой поверхностью.....	338
10.7. Вывод по главе 10.....	341
ОСНОВНЫЕ ВЫВОДЫ.....	342
ЛИТЕРАТУРА.....	346
ПРИЛОЖЕНИЯ.....	365

УСЛОВНЫЕ ОБОЗНАЧЕНИЯ

- z, ρ, θ - текущие (эйлеровы) координаты частицы (точки);
 z_0, ρ_0, θ_0 - начальные (лагранжевы) координаты частицы (точки);
 v - скорость;
 v_0 - скорость перемещения пуансона относительно выталкивателя;
 $v_{\text{и}}$ - средняя скорость истечения металла в образующуюся стенку стакана;
 $v_{\text{м}}$ - скорость перемещения матрицы относительно выталкивателя;
 v_z, v_ρ, v_θ - проекции скорости пластического течения частицы деформируемой среды на соответствующие оси координат;
 $\xi_z, \xi_\rho, \xi_\theta$ - скорости деформаций;
 $\eta_{\rho z}$ - скорость угловой деформации;
 ξ_i - интенсивность скоростей деформации;
 $\xi_{\text{экв}}$ - эквивалентная скорость деформации анизотропной среды;
 e_z, e_ρ, e_θ - компоненты тензора конечной деформации;
 e_i - накопленная деформация (степень деформации);
 $\sigma_z, \sigma_\rho, \sigma_\theta$ - нормальные напряжения, выраженные в относительных величинах к напряжению текучести материала заготовки;
 $\tau_{\rho z}$ - касательное напряжение, отнесенное к напряжению текучести материала заготовки;
 σ - гидростатическое давление (среднее главное напряжение), отнесенное к напряжению текучести материала заготовки;
 σ_i - интенсивность напряжений;
 $\sigma_{\text{экв}}$ - эквивалентное напряжение анизотропного материала;
 σ_s - напряжение текучести;
 σ_{s0} - начальное напряжение текучести (предел текучести);
 $\sigma_{sz}, \tau_{s\rho z}$ - напряжения текучести анизотропного материала в соответствующих направлениях;
 $\sigma_{0,2}$ - условный предел текучести;

- σ_B - предел прочности;
 $\sigma_{вр}$ - предел прочности на растяжение;
 a_H - ударная вязкость;
 δ_5 - относительное удлинение при растяжении пятикратного образца;
 ψ_5 - относительное сужение при растяжении пятикратного образца;
 k - коэффициент анизотропии, равный отношению напряжений текучести в радиальном и осевом направлениях;
 μ - фактор трения (коэффициент трения по напряжению текучести);
 β - коэффициент Лодэ;
 ν - коэффициент Пуассона;
 E - модуль упругости;
 q - удельное усилие обычного выдавливания, отнесенное к напряжению текучести материала заготовки;
 q_a - удельное усилие выдавливания с активными силами трения, отнесенное к напряжению текучести материала заготовки;
 q_k - удельное усилие выдавливания с кручением, отнесенное к напряжению текучести материала заготовки;
 $q_{тр}$ - удельная сила трения в канале истечения, отнесенная к напряжению текучести материала заготовки;
 p - максимальное давление на стенку матрицы, отнесенное к напряжению текучести материала заготовки;
 P - деформирующее усилие;
 q_y - удельное усилие выдавливания упрочняющегося материала;
 F - площадь поверхности;
 Q - расход;
 t - время;
 ω - угловая скорость;
 D, d - диаметры;

$\delta, \%$ - расхождение, вычисляемое по отношению к теоретической величине;

Относительные величины геометрических параметров, отнесенные к радиусу калибрующего пояска пуансона:

R_{II}, R - наружный и внутренний радиусы матрицы;

s - рабочий ход пуансона;

h - высота очага пластической деформации неупрочняющегося материала;

h_y - высота очага пластической деформации упрочняющегося материала;

H_0 - начальная высота заготовки;

H - текущая толщина выдавливаемого материала между пуансоном и выталкивателем;

h_{II} - глубина выдавленной полости;

h_0 - высота профилированной части рабочего торца пуансона;

r_0 - радиус плоской части конического торца пуансона;

r_1 - радиус фаски рабочего торца пуансона;

Δ - упругая деформация (перемещение) материала инструмента под воздействием штамповочных напряжений.

ВВЕДЕНИЕ

Одним из основных условий научно-технического прогресса в машиностроении и металлургии является научнообоснованное совершенствование существующих технологических процессов, разработка и исследование новых способов обработки металлов, обеспечивающих высокую эффективность производства и позволяющих получать высококачественные изделия. Научное прогнозирование развития технологии металлообработки предсказывает дальнейшее увеличение удельного веса и развитие обработки давлением вообще и операций выдавливания (прессования, закрытой прошивки) в частности. Непрерывное расширение применения этих процессов, объединенных названием “выдавливание”, обусловлено их преимуществами по сравнению с другими видами металлообработки, а именно [43, 48, 105, 157, 158, 161, 164, 176]: 1. Высокой производительности; 2. Низкой себестоимости изделия при массовом производстве; 3. Высокому коэффициенту использования металла; 4. Стабильности и высокой точности размеров изделий; 5. Получению высокого качества поверхности (особенно при холодном деформировании); 6. Улучшению механических характеристик детали; 7. Возможности простой автоматизации и механизации процесса.

Однако в условиях только еще начинающегося развития рыночной экономики модернизация существующих и, особенно, внедрение новых способов обработки металлов давлением затруднены проблемами сокращения сроков и стоимости подготовки производства, недостаточностью инвестиций, высокой стоимостью кредитов и жесткой конкуренцией. Зачастую это приводит к невозможности изготовления экспериментального оборудования и длительного проведения традиционно использовавшегося ранее большого количества предварительных экспериментов, целью которых являлись проверка возможности осуществления и определение оптимальных параметров проектируемого технологического процесса. В связи с этим резко возрастает роль требующих существенно меньших затрат теоретических методов исследова-

ния.

Теоретические и экспериментальные исследования выдавливания проводились многими отечественными и зарубежными учеными: В.Л.Бережным [8, 119, 120], В.А.Бороздиным [9, 61], О.А.Ганаго [66, 151], В.А.Головиным [46 - 49], А.М.Дмитриевым [45, 60, 61, 131, 139], В.А.Евстратовым [52, 64], В.Д.Коробкиным [167, 168], В.П.Кузнецовым [85, 86], Д.П.Кузнецовым [87 - 91], Ф.А.Мартиросяном [97, 98], А.Д.Матвеевым [99], А.Н.Митькиным [47, 101, 102], В.А.Мишуниным [103 - 105], Г.А.Навроцким [49, 78, 164], А.Г.Овчинниковым [107 - 112, 118, 126, 131, 139], Л.Д.Олениным [113, 164], В.Я.Осадчим [114 - 117], Я.М.Охрименко [118 - 120], Ю.В.Подливаевым [122 - 124, 133], А.А.Поздеевым [126, 151], Л.В.Прозоровым [132], И.П.Ренне [85, 133 - 138], Е.И.Семеновым [78, 139], И.Е.Семеновым [78, 131, 140], Л.Г.Степанским [145 - 147], М.В.Сторожевым [149, 150], А.Д.Томленовым [152, 153], Е.П.Унксовым [155], В.Е.Фаворским [156, 157], Ю.Ф.Филимоновым [160, 161], П.Д.Чудаковым [167, 168], В.Джонсоном [58, 59], Ш.Кобаяши [154, 184], Х.Кудо [58, 185], Э.Томсеном [154, 184], Г.Д.Фельдманом [158], Г.Шмиттом [186], Д.Эверхартом [176] и др. Целью исследований являлись определение усилия деформирования, давления на стенку матрицы, размеров и формы очага пластической деформации, а также установление влияния геометрических параметров и смазки на величину удельного деформирующего усилия.

Работы отечественных и зарубежных ученых создали научную базу для разработки технологических процессов выдавливания. Однако результаты проведенных исследований во многих случаях противоречивы и недостаточно удовлетворяют все возрастающим требованиям производства.

Поэтому разработка общей теории, обеспечивающей создание типовых методов расчета основных технологических параметров уже существующих способов обработки металлов давлением, в частности, выдавливания, и проведение надежного теоретического анализа принципиально новых схем явля-

ется весьма актуальной.

Этому и посвящена настоящая работа, в которой получены следующие результаты, имеющие научную новизну и являющиеся предметом защиты.

Разработана общая теория взаимосвязанного определения напряженного, кинематического и деформированного состояний заготовки в процессах выдавливания с учетом исходной анизотропии свойств выдавливаемого материала, деформационной анизотропии и упрочнения. Доказана теорема, что если расчетная модель деформируемого тела состоит из нескольких объемов, в каждом из которых задано поле скоростей, удовлетворяющее условиям несжимаемости, постоянства расхода и граничным условиям на поверхностях контакта с инструментом и жесткими (пластически недеформируемыми) областями, но в общем случае имеющее разрыв в нормальных составляющих на границах с другими объемами, то сумма мощностей деформации, вычисленных в каждом объеме для заданного в нем поля скоростей, будет больше общей мощности деформации тела для действительного поля скоростей, т.е. эта сумма дает верхнюю оценку мощности деформации.

Впервые определено напряженное состояние заготовки: 1. При выдавливании изделий типа стаканов пуансонами с коническими торцами как большого, так и малого углов конусности, со сферическим торцом произвольного радиуса, с плоским торцем, скругленным радиусными фасками, с плоским торцем в конической матрице, с коническим торцем в конической матрице; 2. При выдавливании на оправке стаканов из трубной заготовки; 3. С учетом упругих деформаций матрицы; 4. При радиальном выдавливании трубной заготовки; 5. При редуцировании трубной заготовки на оправке с учетом упругой деформации оправки и матрицы; 6. При выдавливании стержневых изделий из труднодеформируемых материалов в оболочках.

Разработан общий метод теоретического исследования деформированного состояния заготовки при нестационарных процессах пластического деформирования, позволивший на примере анализа выдавливания изделий типа

стаканов и радиального выдавливания впервые установить наличие в общем случае 6 зон с различным деформированным состоянием при выдавливании стаканов и 4 зон при радиальном выдавливании, определить влияние величины рабочего хода пуансона на деформированное состояние заготовки, установить начало стационарных стадий в определенных зонах, получить формулы для определения величины накопленной деформации в любой точке очага пластической деформации на любом этапе выдавливания.

Создан метод расчета распределения механических свойств и волокнистой макроструктуры в получаемых изделиях; получена формула для определения угла выхода волокна макроструктуры на внутреннюю поверхность стенки выдавливаемого стакана; впервые установлено, что в зависимости от относительного радиуса матрицы этот угол имеет экстремум.

Для выдавливания с активными силами трения расширена область применения полученных формул по сравнению с известными ранее путем использования в анализе закона трения Амонтона-Кулона при значениях нормальных давлений, меньших напряжения текучести заготовки.

Создана методика теоретической оценки предельного формоизменения заготовки без разрушения за один переход при холодном выдавливании.

Впервые в анализе процессов выдавливания учтены упругие деформации формообразующего инструмента, в результате чего повышена точность расчета основных параметров выдавливания.

На основе решения осесимметричной задачи проведен анализ появления утяжин и застойных зон, что позволило создать методику определения параметров, исключающих эти дефекты выдавливаемых изделий.

Определено напряженное состояние сердечника и оболочки при выдавливании труднодеформируемых материалов, в результате чего получена формула для определения оптимальных соотношений параметров, обеспечивающих получение качественных изделий.

Впервые путем решения объемной задачи определено напряженное со-

стояние при выдавливании с кручением как стаканов, так и сплошных стержней.

На основе проведенных исследований разработан ряд способов, конструкций инструмента и специализированных прессов для выдавливания, новизна и высокая эффективность которых подтверждена 19 авторскими свидетельствами на изобретение.

ГЛАВА 1 СОСТОЯНИЕ ВОПРОСА И ПОСТАНОВКА ЗАДАЧ ИССЛЕДОВАНИЯ

1.1. Экспериментальные исследования выдавливания

В настоящее время известны разнообразные способы выдавливания и специальная штамповая оснастка [4, 43, 46-48, 51, 95, 105, 118, 125, 156-158, 161, 164, 165, 174, 176, 179, 183 и др.], причем не только в области объемной штамповки, но и в трубопрокатном производстве [53, 65, 130]. Проведено большое количество экспериментальных исследований с целью определения влияния на величины удельных деформирующих усилий и предельного формоизменения таких факторов, как свойства материала исходной заготовки, смазка, скорость деформирования, неравномерность деформации, схема деформирования.

Установлено, что холодное выдавливание сопровождается значительным упрочнением деформируемого материала, приводящим к повышению хрупкости и сопротивления деформированию последнего, следствием чего является образование дефектов в изделии и низкая стойкость штампового инструмента. Среди химических элементов, присутствующих в конструкционных сталях, наибольшее влияние на величину напряжения текучести оказывает углерод, увеличение содержания которого на 0,1% приводит к увеличению сопротивления деформированию на 100-200 МПа [161]. Эффективным средством снижения напряжения текучести и повышения пластичности выдавливаемых сплавов является отжиг, оптимальные режимы которого для различных сталей приведены в [164]. На усилие деформирования и получаемые свойства при выдавливании заготовок из горячекатанных прутков влияет волокнистая макроструктура, т.к. прочностные свойства и показатели вдоль волокон значительно выше, чем поперек (для стали 45 $\sigma_{sz}=335$ МПа, $\sigma_{sp}=311$

МПа [94]; для стали 30 ХГСА $\sigma_{вз}/\sigma_{вр}=1,04$ и $a_{вз}/a_{вр}=2,65$ [100]). Эти соотношения необходимо принимать во внимание при холодном деформировании [43, 142]; направления волокон при холодном выдавливании рационально выбирать перпендикулярным направлению усилия деформирования [158]. Количественные показатели влияния волокнистой макроструктуры на величину удельных усилий выдавливания и получаемые свойства изделий в литературе отсутствуют.

На удельные усилия деформирования и предельное формоизменение большое влияние при холодном выдавливании оказывает смазка поверхности заготовки. При нарушении сплошности или изменении свойств смазочного слоя в процессе холодного выдавливания в изделия могут образовываться такие дефекты, как трещины, надрывы, задиры. Происходящее при этом налипание деформируемого материала на инструмент приводит к увеличению удельных деформирующих усилий и снижению стойкости последнего. Рекомендации по выбору смазки приведены в работах [68, 78, 104, 164, 176 и др.]. Наибольшее применение при холодном выдавливании заготовок из углеродистых сталей нашло фосфатирование поверхности с последующим омыливанием. Эксперименты показывают, что эффективность этого смазочного покрытия зависит от толщины фосфатного слоя. По данным работы [52] оптимальная толщина покрытия меньше 30 мкм. В целом о толщине фосфатного покрытия мнения различны, а иногда и противоречивы [68].

Согласно работе [118] изменение скорости деформирования в пределах 0,00005-0,3 м/с существенно не влияет на характер течения при холодном выдавливании, хотя силовые характеристики изменяются. По данным работы [50] уменьшение усилия выдавливания наблюдается при скорости деформирования, большей 1 м/с, когда материал нагревается выделяющейся в нем тепловой энергией до температуры, при которой влияние уменьшения напряжения текучести больше, чем влияние увеличения сопротивления деформированию из-за повышения скорости деформации. Данные, позволяющие в

зависимости от материала заготовки выбрать такую скорость деформирования, при которой снижается усилие выдавливания, в литературе не приведены.

В зоне наиболее интенсивной деформации при выдавливании наблюдается значительное локальное приращение температуры, составляющее 590° при выдавливании малоуглеродистой стали с обжатием 50% [134]. При выдавливании стали 10 средняя температура достигает $240-280^{\circ}\text{C}$, а локальный разогрев в зависимости от размеров зон интенсивного течения в 1,8-2,8 раза больше [6]. Так как разогрев способствует залечиванию образующихся микротрещин, то при выдавливании изделий типа стаканов из сталей опасность образования трещин на боковой поверхности полости меньше, чем при выдавливании высокопрочных алюминиевых сплавов. Однако, столь высокие температуры приводят к нарушению смазочного слоя и налипанию металла на инструмент, т.к. температура плавления твердого раствора цинкового или натриевого мыла в фосфатном слое не превышает $300-400^{\circ}\text{C}$, а применяемый иногда дисульфит молибдена быстро разлагается при температуре выше 400°C [6, 68, 134]. Так как температурный эффект и исчерпание ресурса пластичности зависят от величины накопленных деформаций, то при выдавливании стаканов это приводит к ограничению глубины полости, выдавливаемой за один переход. Предложено при выдавливании малоуглеродистых сталей ограничить рабочий ход пуансона до величины его рабочего диаметра [86].

Экспериментальные исследования холодного обратного выдавливания изделий типа стаканов, в частности, поэтапное исследование характера течения, при котором сопоставлялись искажения делительной сетки, соответствующие различным величинам рабочего хода пуансона с плоским торцем [106, 133], а также исследования распределения твердости в стенках и очаге пластической деформации выдавливаемого стакана [50, 85, 157, 158], дающие косвенное представление о распределении деформаций, позволили прийти к выводу, что поле деформаций стационарно не по всей пластической области.

Стационарным поле становится только тогда, когда все материальные точки, покидающие пластическую область, проходят полностью путь от ее входной границы до выходной. Однако, даже при максимальной величине рабочего хода пуансона, которую удастся получить при обратном выдавливании, поле деформаций остается нестационарным еще в значительной части пластической области [80, 85, 106, 133]. В каждой точке той части пластической области, в которой поле деформаций становится стационарным, прекращается дальнейший рост деформаций, тогда как в каждой точке зоны нестационарного поля деформации по мере внедрения пуансона продолжают возрастать, что подтверждает и непрерывный рост твердости в этой зоне [50]. При определенной, в зависимости от обжатия, величине рабочего хода пуансона может исчерпаться ресурс пластичности материала, что приведет к образованию сначала микро-, а затем, и макротрещин.

Значительной при холодном обратном выдавливании стаканов является и неравномерность распределения деформаций по толщине стенок и очагу пластической деформации (дну) выдавливаемого стакана. В работе [90] методом делительных сеток установлено, что интенсивность деформаций возрастает в направлении внутренней стенки стакана; это подтверждается также измерением твердости, проведенным в работе [160]. Распределение интенсивности деформации под торцем пуансона (в дне стакана) имеет довольно сложный характер с ярко выраженным экстремумом при наличии застойной зоны и более равномерный характер при отсутствии застойной зоны. Аналогичные исследования проведены в работах [56, 87, 143]. Установлено, что с увеличением обжатия неравномерность деформированного состояния отдельных зон уменьшается [2]. Неоднородность деформации возрастает с ростом застойной зоны, на размеры которой, помимо трения и геометрии инструмента, влияет величина обжатия (при обжатии, большем 65%, застойная зона практически исчезает) [2, 89, 110]. В известных работах не проведены исследования по влиянию на деформированное состояние величины рабочего

хода пуансона при постоянном обжатии, что не позволяет обобщить результаты исследований и ограничивает их использование для проверки теоретических формул.

На величину усилия выдавливания стаканов сильное влияние оказывает относительный радиус матрицы R , отнесенный к радиусу калибрующего пояска пуансона. При $R \approx 1,5$ наблюдается минимум усилия выдавливания [41, 149, 150, 181], а при приближении R к 1 усилие резко возрастает; некоторый, но значительно меньший, рост усилия наблюдается и при увеличении R . При $R > 2$ (по данным [91, 142, 150] при $R \approx 2,9$) очаг деформации не будет касаться стенок матрицы и процесс выдавливания переходит во вдавливание пуансона в полупространство, широко используемое для изготовления полостей матриц и пресс-форм. Эксперименты показывают, что при этом под плоским торцем пуансона образуются застойная зона и очаг пластической деформации в виде полуферы [91, 110, 142]. Данные различных авторов по высоте очага пластической деформации под пуансоном с плоским торцем весьма разноречивы [149, 151]. По данным [132, 181] относительная высота очага пластической деформации $h = 0,2 \dots 0,4$, по данным [90] эта высота примерно в 1,5 раза больше, а по данным [41] $h > 1$. По данным [64] h зависит от R и при $R = 1,1$ $h = 0,7$, при $R = 1,25$ $h = 1$, при $R = 1,4$ $h = 1,3$, при $R = 1,7$ $h = 1,7$.

Влияние на величину удельных деформирующих усилий формы торца пуансона исследовалось в работах [2, 6, 43, 44, 50, 58, 132, 157, 158, 161, 178, 182 и др.]. Полученные результаты противоречивы. В работе [44] указывается, что для выдавливания пуансоном со сферическим торцем необходимы большие усилия, чем для выдавливания пуансоном с плоским торцем. В работе [132] приводятся полученные экспериментально коэффициенты формы пуансонов, и, таким образом, делается вывод, что, независимо от условий деформирования, одна форма торца оптимальнее по усилию, чем другая. Работы [47, 50, 164] в качестве оптимального рекомендуют конический пуансон

с углом при вершине $120-150^\circ$ и плоской площадкой с диаметром, равным половине диаметра рабочего пояска. Согласно данным работ [43, 176] оптимальным будет пуансон с углом конуса $166-170^\circ$, т.к. он обеспечивает наилучшее распределение смазки. В то же время, в работах [157, 182] показано, что оптимальность формы торца пуансона существенным образом зависит от величины обжатия. При деформации меньшей 67% минимальные удельные деформирующие усилия будут на сферическом пуансоне, а при большей деформации давление на него резко возрастает, превышая давление на пуансоны с другой формой торцев. Иные в количественном отношении данные приведены в работе [2], согласно которой до обжатия величиной 58% оптимальным является пуансон с радиусным торцем, радиус которого в 1,5 раза превышает диаметр рабочего пояска пуансона, а при обжатии свыше 58% наилучшим будет пуансон с небольшой конической фаской с центральным углом 126° . По данным работы [158] для стали оптимальным является угол $171...173^\circ$. Эти данные не согласуются с работой [103], из которой следует, что при выдавливании стали 2Х13 независимо от обжатия с увеличением угла конусности от 90° до 150° удельные деформирующие усилия увеличиваются. Этот результат согласуется с экспериментами [6], согласно которым при выдавливании нормализованных заготовок из стали 10 с обжатием 55-62% изменение угла конуса от 170° до 40° привело к уменьшению удельных деформирующих усилий на 15-20%, однако при этом разностенность увеличилась в 2,5 раза. Сделанные измерения показали также, что усилие, независимо от формы торца пуансона, достигает максимума в момент начала выдавливания стенок стакана, а к концу процесса монотонно снижается на 5-10%, что авторы данной работы объясняют уменьшением относительной толщины дна и изменением температурно-скоростных условий работы смазочного слоя. На величину удельных деформирующих усилий влияет и радиус скругления кромки пуансона; имеющиеся данные по этому вопросу противоречивы. В работе [160] указывается, что с увеличением радиуса фаски усилие выдавли-

вания снижается, в то время как в работе [100] утверждается, что с увеличением этого радиуса усилие возрастает. В работах [44, 52] установлено, что пуансоны с заостренной формой торца уменьшают усилие выдавливания, но вызывают преждевременное истечение слоя смазки из-под торца инструмента, ограничивая глубину выдавливаемой за один переход полости; при эксцентричной установке заготовки происходит ее накернивание заостренным пуансоном, затрудняющее выравнивание последнего и приводящее к его изгибу и возможной поломке [161]. Поэтому, применение заостренных пуансонов не рекомендуется.

В вышеупомянутой работе [103] приведены также исследования по обратному выдавливанию трубной заготовки на оправке, применяемому для получения деталей типа стаканов с отверстием в дне. На основании проведенных исследований даны рекомендации по конструированию пуансонов для такого выдавливания.

Для изготовления стаканов со ступенчатой полостью применяют выдавливание ступенчатым пуансоном, что повышает производительность процесса и создает условия для его автоматизации в противоположность выдавливанию по переходам отдельных участков ступенчатой полости пуансонами соответствующих диаметров [131]. Однако, как указывается в работах [60, 110, 131], ступенчатый пуансон имеет сравнительно низкую стойкость, что связано с концентрацией напряжений в области перехода от одной его ступени к другой. Поэтому в каждом конкретном случае для установления рациональности применения выдавливания ступенчатым пуансоном необходимо как можно точнее определять действующие на этот пуансон удельные усилия. Как показывают эксперименты [60, 110] на эти усилия, помимо диаметров матрицы и ступеней, влияет длина участка пуансона до ступени. При относительно малой длине этого участка в заготовке будет один очаг пластической деформации, а при большей длине образуются два разделенных жесткой областью очага пластической деформации.

Распределение давления на стенку матрицы при выдавливании стаканов пуансонами с различными торцами исследовано в работах [66, 97, 110, 158], результаты которых хорошо сходятся друг с другом. В работе [66] отмечается, что, независимо от формы торца пуансона и величины обжатия, на уровне рабочей кромки пуансона давление на стенку матрицы равно $1,29\sigma_s$, а его изменение в области интенсивных пластических деформаций близко к прямолинейному и имеет экстремум в наиболее удаленной от торца пуансона точке пластической области. Прямолинейность эпюры с тем же наклоном наблюдается и в области давления на стенку матрицы образующихся стенок стакана; лишь в верхней части этой области отмечается небольшое скругление эпюры. В результате значительного отличия распределения давления на стенку матрицы от постоянного, наблюдается ее сложный прогиб в процессе выдавливания, вызывающий рост усилия на 5% при увеличении относительного размера высоты исходной заготовки от 0,6 до 0,9 диаметра. Наличие сложного прогиба матрицы, обуславливающего вытекание металла в сходящийся канал, подтверждают эксперименты [132], показывающие, что усилие выдавливания растет до момента, когда стенки выдавливаемого стакана станут в 2 раза выше своей толщины.

Для компенсации обратной конусности упругого прогиба матрицы многие специалисты предлагают делать полость матрицы с незначительным растробом, конусность которого согласно [110, 164] должна составлять $0,5-1^\circ$ на сторону, а согласно [161] - $0,5-0,75^\circ$.

Совершенно очевидно, что величина упругого прогиба матрицы связана как с размерами матрицы, так и с величиной сопротивления деформированию выдавливаемого материала: чем выше напряжение текучести последнего, тем больше будет прогиб матрицы и, соответственно угол обратной конусности. Однако зависимости угла компенсирующей конусности матрицы от ее геометрических параметров и от механических свойств выдавливаемого материала в литературе отсутствуют. Между тем, с одной стороны, необосно-

ванное завышение величины компенсирующей конусности может не удовлетворять требованиям, предъявляемым к наружной поверхности выдавливаемого изделия, с другой стороны, необоснованное занижение этой величины приведет к росту давления на рабочий инструмент, а при выдавливании рост давления всего на 10% снижает стойкость инструмента на 35% [110], что весьма существенно.

Значительное влияние на удельные деформирующие усилия при выдавливании стаканов оказывает форма рабочей полости матрицы. При выдавливании с раздачей заготовки в направлении ее истечения между неподвижными пуансоном и матрицей, удельные деформирующие усилия значительно снижаются [59, 131, 176], что, по-видимому, объясняется уменьшением величины сжимающих напряжений вследствие расширения заготовки и компенсации упругого прогиба матрицы. Недостатками данного способа выдавливания являются сложность штамповой оснастки и проблема съема выдавленного стакана с неподвижного пуансона. Соотношения размеров штампового инструмента, позволяющие максимально снизить удельные деформирующие усилия, в литературе не приведены.

Согласно работе [61] весьма эффективной является операция выдавливания стаканов в конической матрице, поскольку как показывают опыты она позволяет существенно уменьшить величины удельных деформирующих усилий по сравнению с обычным выдавливанием в цилиндрической матрице. Для определения удельного деформирующего усилия в данной работе получена экспериментальная регрессионная формула, использование которой ограничено областью исследованного материала и диапазоном геометрических параметров использованного для экспериментов штампового инструмента. Например, при радиусе пуансона, равном радиусу рабочей полости матрицы, удельное деформирующее усилие должно быть бесконечно большим, а по регрессионной зависимости оно равно $8\sigma_s$.

На удельные деформирующие усилия при выдавливании стаканов

сильное влияние оказывают силы трения между поверхностями заготовки и инструмента. В связи с этим предложены технологические процессы изготовления стаканов с жидкостным трением [68, 69, 82], включающие предварительное выдавливание полости заготовки пуансоном, диаметр которого выбирают из условия минимума удельного деформирующего усилия, и обратное выдавливание с жидкостным трением по пуансону, для чего в полость, полученную на первой операции, заливают рабочую жидкость, в качестве которой можно использовать индустриальное или касторовое масло, а также глицерин (эта операция по существу представляет собой выдавливание трубной заготовки). Жидкостное трение облегчает пластическую деформацию и повышает допустимую степень деформации, однако требует специальных устройств для подачи жидкости в полость заготовки или штампа, усложнения (герметизацию) штамповой оснастки, применения для обратного выдавливания пуансонов с определенной формой торца, обеспечивающей отсутствие наплывов, складок и канавок на внутренней поверхности стакана, следствием чего является дополнительная операция калибровки дна для получения требуемой геометрии. Остаются высокими и удельные усилия при операции предварительного обратного выдавливания, во время которой жидкостное трение отсутствует. Кроме того в работах [110, 155] показано, что рост трения на поверхности матрицы увеличивает усилие выдавливания значительно сильнее, чем рост трения под торцом пуансона. Поэтому в настоящее время большое внимание уделяется выдавливанию с активными силами трения, заключающемуся в изменении направления сил контактного трения путем перемещения матрицы в направлении течения металла, образующего стенку выдавливаемого стакана, в связи с чем уменьшаются удельные деформирующие усилия и повышается стойкость инструмента [8, 78, 95, 107-110, 119, 120, 157, 164, 175, 178 и др.]. Выдавливание в матрице, имеющей возможность свободно перемещаться под действием сил трения, позволяет снизить усилие на пуансоне на 5-10% [45]. При принудительном перемещении матри-

цы в сторону истечения металла наблюдалось снижение удельного деформирующего усилия на 30% и более. Максимальное снижение удельного усилия зафиксировано: для алюминиевого сплава АВ - 31,2%; для меди - 31,0%; для свинца - 35,6% [107, 110]. Установлено, что величина снижения удельного деформирующего усилия увеличивается с ростом обжатия и коэффициента трения между заготовкой и матрицей, а также с ростом коэффициента опережения α , равного отношению скорости перемещения матрицы к скорости движения образующейся стенки стакана. В экспериментах [107, 110] наибольшее снижение усилия наблюдалось при $\alpha=1,7$ для АВ и М1 и $\alpha=2,3$ для свинца. Иные данные приведены в работе [164], согласно которой превышение $\alpha=1,3-1,4$ ведет к уменьшению эффекта снижения усилия. Объяснение, почему оптимальная скорость матрицы превышает скорость движения образующейся стенки стакана, в литературе отсутствует.

В последнее время уделяется все больше внимания выдавливанию как изделий типа стаканов так и сплошных стержневых изделий с одновременным кручением заготовки, для которого в работах [93, 94, 172] экспериментально установлено значительное снижение усилия выдавливания, что, соответственно, расширяет технологические возможности и позволяет использовать прессы с меньшим номинальным усилием. Снижение осевого усилия происходит, по-видимому, от изменения напряженно-деформированного состояния путем приведения штампуемого материала в пластическое состояние за счет скручивания, а также от изменения направления сил контактного трения. Вместе с тем выдавливание с кручением требует создания специального оборудования, дополнительных затрат энергии на скручивание: на пуансон действует значительный крутящий момент, что может снизить его стойкость, несмотря на уменьшение осевого усилия.

Радиальное выдавливание, применяемое для получения изделий типа стержней или труб с поперечными выступами или фланцами, исследовано в работах [91, 110, 111]. Экспериментально установлено влияние на силовые

параметры процесса величины контактного трения, а также соотношения между радиусом исходной заготовки и толщиной и радиусом получаемого выступа. Радиальное выдавливание полых заготовок при определенном соотношении размеров приводит к образованию дефектов изделий в виде утяжин и последующих зажимов [177].

Для изготовления стержневых изделий из труднодеформируемых материалов широко используется выдавливание в оболочках, имеющих более низкие прочностные характеристики, чем основной материал. Использование оболочек обусловлено тем, что применение смазок для уменьшения трения часто оказывается недостаточно эффективным средством, не дающим требуемого снижения неравномерности истечения и распределения деформаций, тогда как оболочки создают активные силы трения и значительное гидростатическое давление, дающее одновременное повышение пластичности и прочности труднодеформируемого материала и подавляющее процессы зарождения трещин. Оболочки оказывают также теплоизолирующее действие, увеличивают однородность температурного поля и служат дополнительным аккумулятором тепла. В работе [105] проведены обширные экспериментальные исследования при различных углах конуса матрицы и степенях обжатия, выявившие влияние толщины и механических характеристик материала оболочки на истечение сердечника из труднодеформируемого материала. Показано, что при определенном соотношении механических характеристик и размеров элементов, составляющих систему, можно повысить равномерность истечения и однородность деформированного состояния материала сердечника. Установлено, что с увеличением толщины оболочки истечение становится более равномерным и вероятность получения бракованных изделий уменьшается. Вместе с тем, по мере увеличения толщины оболочки происходит некоторое снижение величины деформации сердечника. Поэтому толщину оболочки рекомендуется выбирать на основании экспериментальных данных. Соотношение твердостей сердечника и оболочки рекомендуется брать в пределах 2-

3.

Экспериментальные исследования редуцирования сплошных стержней и трубных заготовок без оправки приведены в [56]. Результаты экспериментов по редуцированию трубных заготовок на оправке в литературе отсутствуют.

1.2. Теоретические исследования выдавливания

Основной задачей большинства теоретических решений являлось определение напряженного состояния заготовки с целью вычисления удельного деформирующего усилия в зависимости от обжатия, контактного трения и формы инструмента.

Решения методом линий скольжения и методом верхней оценки (приближенным энергетическим методом) выполнены в работах [58, 62, 73, 74, 89, 120, 122-124, 135-138, 141, 144, 147, 152-155, 163, 166, 173, 184, 185, 187 и др.]. Эти методы применимы лишь к плоской деформации, и нет доказательств возможности их распространения на осесимметричные задачи выдавливания [142, 149, 150, 154]. Серьезные затруднения при решении методом линий скольжения возникают, например, при наличии криволинейного торца пуансона при выдавливании стаканов и неопределенного или переменного контактного трения. Так, построенная для радиусного пуансона сетка линий скольжения [153] некорректна ввиду того, что знаки максимальных касательных напряжений и скоростей угловых деформаций противоположны [59, 147]. Этими методами трудно учесть упрочнение материала, а практическое использование их результатов сводится, по существу, к решению каждой раз частной задачи с грубыми допущениями и большим объемом построений и вычислений [142]. Методом верхней оценки в работе [58] определена толщина дна выдавливаемого стакана, при которой начинает образовываться утяжина между дном и наружной поверхностью стенки стакана; полученные теоретические значения примерно на 60% превышают известные экспери-

ментальные данные [49].

Решения инженерным методом выполнены в работах [41, 63, 75, 76, 101, 106, 128, 131, 140, 149, 161 и др.]. В этих работах распределение нормальных напряжений определяют только на контактных поверхностях (что позволяет заменять в уравнениях равновесия частные производные обыкновенными); иногда выводят уравнения равновесия, заменяя бесконечно малые элементы конечными [101]. Этот метод является наиболее простым и наглядным, однако он принципиально не пригоден для получения формул распределения напряжений по объему деформируемого тела [150].

Решения методом баланса работ (энергетическим методом) выполнены в работах [3, 5, 64, 107, 109, 113, 126, 145-147, 150, 151, 167, 168, 180, 188 и др.]. Достоинством метода является то, что он позволяет использовать вариационное исчисление для определения формы и границ очага пластической деформации, учесть форму торца пуансона [151]. Однако большинство решений этим методом выполнено с допущениями, во многом не соответствующими описываемому процессу [142]. Например, в работах [107, 150, 151] поле скоростей течения выбрано таким, что скорости угловых деформаций, а, соответственно, и касательные напряжения в очаге пластической деформации, равны нулю; все, без исключения, работы используют допущение о том, что касательные напряжения между заготовкой и инструментом не зависят от величины нормальных давлений, действующих, в частности, на матрицу, что не совсем верно для выдавливания с активными силами трения. Метод не позволяет также определить напряженное состояние в очаге пластической деформации и, соответственно, найти распределение напряжений на контактных поверхностях между заготовкой и инструментом. Значительные трудности вызывает определение давления на стенку матрицы, данное при выдавливании стаканов лишь для средней величины давления в работе [146], в то время как для расчета на прочность требуется знание максимального давления.

Решения методом сопротивления материалов пластическим деформациям выполнены в работах [87, 91, 142, 162 и др.]. Достоинством метода является то, что он позволяет определить напряженно-деформированное состояние во всех точках пластической области. Недостатками метода являются большое количество требуемых экспериментов, которые необходимо проводить в каждом частном случае, и необходимость доказывать монотонность процесса деформации, что часто принимается в виде допущения [142, 149]. Такие допущения приводят к тому, что, например, для выдавливания полосей (вдавливание в полупространство) найденные значения напряжений положительны (растягивающие) в некоторых зонах пластической области выдавливаемой заготовки, что, как отмечают сами авторы [91], противоречит физическому смыслу. Помимо этого имеют место определение размеров очага пластической деформации по эмпирической зависимости, не учитывающей упрочняемость выдавливаемого материала, существенно влияющую на эти размеры, принятие без всяких доказательств допущения о равенстве между собой двух нормальных напряжений, самопроизвольный подбор функции касательных напряжений, использование результатов решения Ляме для задачи о сферическом сосуде, полученных для упругого, а не пластического, состояния и к тому же для равномерного распределения внутреннего и внешнего давлений, что не соответствует рассматриваемому случаю выдавливания. Помимо этого, решения этим методом и их результаты являются крайне громоздкими и не наглядными, так как авторы постоянно привлекают данные промежуточных экспериментов, что, к тому же, ограничивает применимость полученных результатов областью исследованных материалов.

Определение напряженного и кинематического состояний заготовки при выдавливании стаканов методом конечных разностей выполнено в работах [71, 72]. Решение проведено в предположении равномерного распределения напряжений на контактных поверхностях; в результате приближенно определены напряжения и скорости деформаций по всей пластической области.

Недостатками метода является необходимость разработки и отладки программы, а также задания конкретных числовых значений исходных данных, вследствие чего необходимо решать каждую частную задачу в отдельности.

В последнее время находит все более широкое применение метод конечных элементов [7, 54, 169 и др.], обладающий универсальностью и позволяющий найти перемещения, деформации и напряжения во всех узлах элементов, на которые разбита рассматриваемая среда. Крупными недостатками этого метода являются необходимость отладки программ для ЭВМ и большой объем вычислительных операций, требующих много времени даже при нынешнем высоком уровне развития вычислительной техники [110, 169]. Кроме того, метод конечных элементов является принципиально приближенным независимо от числа и вида используемых элементов. А при любом приближенном численном решении возникает вопрос о его точности, причем, как правило, ответ на этот вопрос оказывается чрезвычайно сложным [7]. Если при использовании МКЭ для решения упругих задач возможно сопоставление приближенного тестового решения с имеющимися точными решениями, что позволяет оценить сходимость [7], то для пластических задач, ввиду отсутствия точных решений с ненулевым трением, удовлетворяющих всем уравнениям и граничным условиям, такое сравнение невозможно. Оценка же точности полученного с помощью МКЭ решения путем увеличения числа вкладываемых в рассматриваемую область конечных элементов и последующего анализа сходимости не только требует дополнительных финансовых затрат и резко снижает производительность метода, но и может служить гарантией достижения нужной точности лишь в определенной мере [7]. Поэтому использующие МКЭ исследователи для оценки точности результатов расчета вынуждены либо проводить крупномасштабные эксперименты (но ценность любого теоретического расчета именно и состоит в исключении необходимости экспериментальных исследований [142]), либо просто принимать на веру все то, что выдаст ЭВМ. Последнее иногда приводит к тому, что исследова-

тели делают по результатам своих расчетов выводы, противоречащие физическому смыслу. Так авторы работы [54] для прямого выдавливания “установили” наличие зон пластических деформаций, полностью ограниченных с одной стороны поверхностью пуансона, а с другой - жесткими (непластическими) областями заготовки. Между тем, как известно, для сплошной среды в полностью замкнутом объеме получить пластическое состояние невозможно.

Анализ осесимметричных задач выдавливания с помощью функции тока как визиопластическим методом, так и в рядах Фурье с использованием ортогонализации, выполнен в работах [110, 112]. Результаты выявили вихревой характер пластического течения при выдавливании и, по мнению А.Г.Овчинникова, могут быть использованы для оценки возможности разрушения заготовки на основе такого критерия как градиент вихря вектора скорости. К сожалению этот критерий до настоящего времени не нашел практического применения в связи с тем, что современные теории разрушения базируются на диаграммах пластичности, основными характеристиками которых являются величины гидростатического давления и накопленной деформации. Поэтому определение этих характеристик является по-прежнему актуальным. Кроме того, как отмечает сам разработчик, анализ с помощью функции тока отличается громоздкостью вычислений и исключительной трудоемкостью, а также требует применения численных методов решения и создания программ для ЭВМ.

Решения по теории пластического течения на основе совместного использования кинематических уравнений, системы физических уравнений Леви-Мизеса и уравнений равновесия, выполнены в работах [98, 99, 108, 110, 131, 139]. Отправной точкой решения является выбор подходящих функций скоростей течения в пластической области, удовлетворяющих граничным условиям и условию несжимаемости [108, 110]. В результате решения определяется напряженное и кинематическое состояние в любой точке очага пла-

стической деформации, а также размеры и форма очага деформации. Этот метод является наиболее перспективным, так как в отличие от метода функции тока позволяет получить без значительной трудоемкости наиболее полную информацию о всех параметрах пластической деформации в процессах обработки металлов давлением. Вместе с тем выполненные этим методом на настоящий момент решения имеют целый ряд существенных недостатков. Все те немногие решения, которые удалось получить в квадратурах, имеют очень громоздкий вид, малопривлекательный для использования технологами-практиками, как например решение для радиального выдавливания сплошной заготовки [110], включающее, к тому же, экспериментальный параметр, для которого приведены лишь отдельные значения и отсутствует подробная методика определения для других возможных практических случаев. Большинство же решений либо не доведено до конца (т.е. до получения в явном виде формулы удельного деформирующего усилия), как, например, решения для выдавливания стаканов коническим пуансоном с малым углом конуса, ступенчатым пуансоном [110], для радиального выдавливания сплошной заготовки [99], либо доведено до получения дискретных значений численными методами с применением ЭВМ, как, например, решения для выдавливания стаканов пуансоном с торцем в виде полусферы [110, 131, 139] или для выдавливания с раздачей [131]. Помимо этого, схематизация очага пластической деформации, принятая в двух последних решениях, не позволяет учесть коэффициенты трения на поверхностях контакта заготовки с пуансоном и матрицей, определить величину максимального давления на стенку матрицы; упомянутая схематизация неприменима для расчета в условиях эффекта дна. Величины удельного деформирующего усилия, найденные в результате данных решений, занижены по сравнению с экспериментальными данными и являются удовлетворительными лишь в малоупотребительном узком диапазоне значений $1 < R < 1,2$ [110], в котором меньше опытных значений на 25% [139]. Решения, полученные в [98, 110] для выдавливания стака-

нов пуансоном с плоским торцем не отражают известного наличия минимума удельного деформирующего усилия при $R \approx 1,5$, решение по выдавливанию с активными силами трения [108, 110] ограничено областью значений $\mu R < 0,5$ (где μ - фактор трения между заготовкой и матрицей), так как при $\mu R > 0,5$ под имеющимся в данном решении квадратным корнем получается отрицательная величина.

Как правило при решении задач рассматриваемым методом схематизированный очаг пластической деформации разбивают на отдельные области, удобные для расчета, и в пределах каждой области задают поля подходящих скоростей течения, удовлетворяющих граничным условиям на поверхностях контакта с инструментом и недеформируемыми (жесткими) областями, а также условию несжимаемости в данной области. При таком задании возможен разрыв нормальных составляющих скоростей в отдельных точках схематизированной поверхности границы между областями, и условие неразрывности будет выполняться лишь в интегральной форме, то есть будет одинаков расход материала при протекании его через рассматриваемую границу как в одной, так и в другой области [110]. По этому поводу в работе [74] указано, что следует допустить возможность скачка не только в касательной, но и в нормальной составляющей скорости, так как используемые в расчетных схемах границы являются математической идеализацией, т.е. условно схематизируют переходную область, в которой происходит перераспределение скорости [110]. Таким образом, формально в отдельных точках границы будет нарушено условие сплошности, то есть поля скоростей, в принципе являющиеся кинематически возможными в отдельных областях, не будут являться кинематически возможными для всего очага пластической деформации в целом. В связи с этим неясно, какую оценку - верхнюю, нижнюю или действительную - можно получить при таком подходе к решению рассматриваемой задачи, то есть необходимо доказательство соответствующей теоремы, отсутствующей в литературе.

В связи с растущей потребностью в оптимизации процессов выдавливания, в частности, путем снижения энергозатрат и увеличения стойкости штампового инструмента за счет подбора оптимальной геометрии пуансонов и матриц, следует обратить особое внимание на взаимосравнимость решений, получаемых для различных форм инструмента. Обычно исследователи, даже используя в разных случаях один и тот же теоретический метод, выбирают для каждой задачи свои допущения, схематизацию очага деформации и граничные условия, руководствуясь при этом максимальным снижением математической трудности решения. Это как правило приводит к тому, что получаемые результаты не являются сопоставимыми. Например, в работе [110] теоретически получено, что при выдавливании стаканов независимо от R пуансон с торцем в виде полусферы требует меньшего удельного деформирующего усилия, чем пуансон с плоским торцем, т.е. можно сделать неверный вывод, что первый всегда оптимальнее по усилию, чем второй, а это противоречит известным опытным данным. Критерии же гарантированного получения взаимосравнимых решений в литературе отсутствуют.

Резюмируя, укажем, что хотя все авторы теоретических работ, посвященных определению удельного деформирующего усилия, пишут о хорошей или удовлетворительной сходимости результатов своих решений с опытными данными, тем не менее эти результаты сильно (иногда в 2 раза) отличаются друг от друга, что наглядно показано на рис. 1.1, где кривая 1 соответствует работе [154], 2 – [167], 3 – [149], 4 – [128], 5 – [151], 6 – [110].

В практических расчетах степени деформации (средней накопленной деформации) при выдавливании полых изделий до настоящего времени используют формулу [164]

$$e_i = \ln \frac{R^2}{R^2 - 1}, \quad (1.1)$$

или формулу В.Я.Шехтера [171]

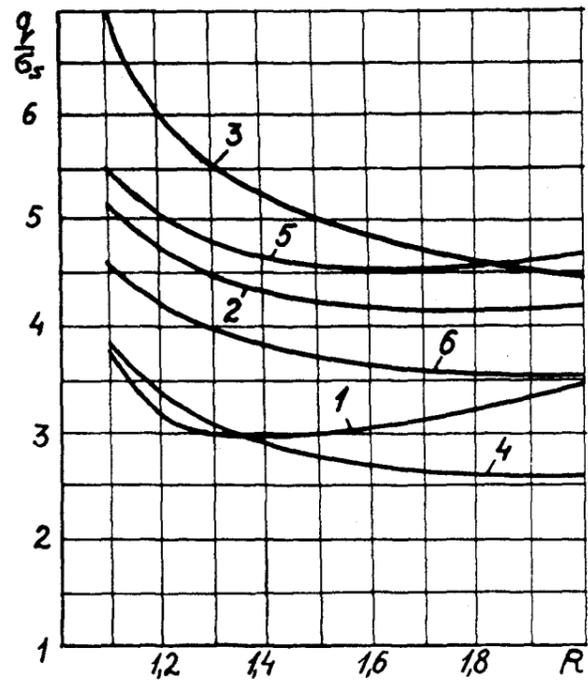


Рис. 1.1. Зависимость удельного деформирующего усилия от относительного радиуса матрицы при $\mu=\mu_1=0,5$

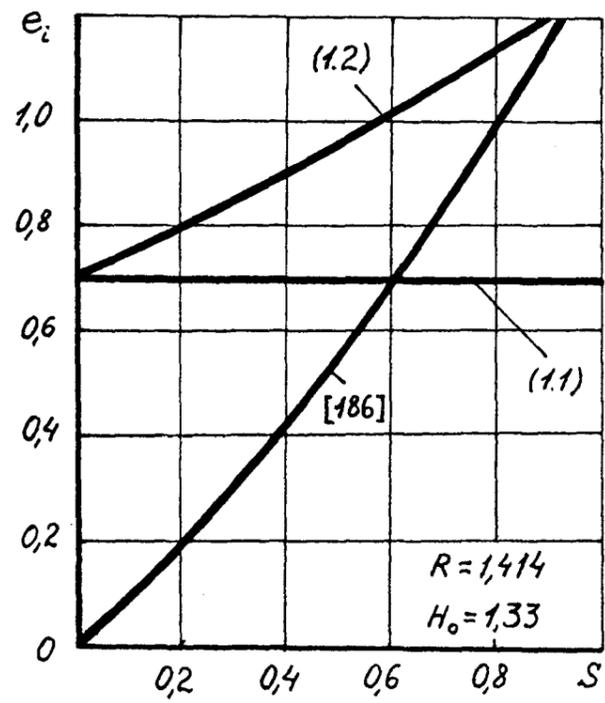


Рис. 1.2. Зависимость накопленной деформации от относительного рабочего хода пуансона

$$e_i = \ln \left[\frac{R^2}{R^2 - 1} \left(\frac{H_0}{h} \right)^{\frac{1}{R^2}} \right], \quad (1.2)$$

где H_0 - начальная, а h - текущая высота очага пластической деформации заготовки. Для формулы (1.2) предполагается, что материал заготовки с начала выдавливания охвачен пластической деформацией по всей толщине, то есть, строго говоря, формула В.Я.Шехтера применима лишь при эффекте дна, когда высота очага пластической деформации h равна текущей толщине дна выдавливаемого изделия. Обе формулы имеют тот большой недостаток, что дают мгновенное получение значительной накопленной деформации уже для момента касания пуансоном заготовки. Между тем из опубликованных результатов многочисленных экспериментов известно, что накопленная деформация при выдавливании возрастает от нулевого значения, постепенно увеличиваясь по ходу выдавливания s . Таким образом, вышеупомянутые формулы не дают никакой объективной характеристики накопленных деформаций при реальном выдавливании, что хорошо видно из сравнения полученных по ним результатов (рис. 1.2) с экспериментальными данными Г. Шмитта [186]. Значительно лучшие результаты дает формула, приведенная без вывода в работе [158], однако и она превышает экспериментальные результаты примерно на 30% и применима только для конечной стадии обратного выдавливания. Формула, полученная в работе [80] и использованная в работе [81], учитывает влияние величины рабочего хода пуансона на среднюю по очагу величину накопленной деформации. Формулы для определения накопленной деформации в любой точке очага пластической деформации, форма и размеры зон с принципиально различным деформированным состоянием, а также методика определения начала стационарной стадии деформации в отдельных зонах очага, как для выдавливания стаканов, так и для радиального выдавливания, в литературе отсутствуют, что не позволяет оценить распределение прочностных свойств в получаемом изделии и возможность разрушения заго-

товки в процессе выдавливания; последнее необходимо для определения предельной (т.е. до появления первой трещины) величины рабочего хода пуансона за один переход.

1.3. Выводы из литературного обзора.

Цель и задачи работы.

Обзор литературы позволяет сделать следующие выводы.

1. На напряженное состояние заготовки, удельное деформирующее усилие и свойства выдавливаемого изделия помимо других факторов влияет исходная анизотропия свойств заготовки, особенно, при наличии в последней ярко выраженной волокнистой макроструктуры. Методика количественной оценки влияния исходной анизотропии свойств на напряженное состояние в литературе отсутствует.
2. Поле деформаций при выдавливании имеет нестационарный характер, что оказывает сильное влияние на величину деформирующего усилия, предельное формоизменение и свойства получаемого изделия. Числовые данные по влиянию величины рабочего хода пуансона на нестационарность поля деформаций не приведены. Методика теоретического исследования нестационарного поля деформаций при выдавливании не разработана.
3. Холодное выдавливание сопровождается значительным упрочнением выдавливаемого материала. Влияние упрочнения на усилие выдавливания и размеры очага пластической деформации теоретически изучено недостаточно.
4. Методика теоретической оценки предельного формоизменения заготовки без разрушения за один переход при холодном выдавливании не разработана.
5. На деформирующее усилие и предельное формоизменение при выдавливании сильное влияние оказывает геометрия рабочих поверхностей пуансона и матрицы. Данные по влиянию геометрии инструмента на указанные

параметры противоречивы. В литературе отсутствует взаимосравнимое теоретическое определение напряженного состояния заготовки при выдавливании изделий типа стаканов пуансонами с коническими торцами как большого, так и малого углов конусности, со сферическим торцом произвольного радиуса, с плоским торцом, скругленным радиусными фасками.

6. На усилие выдавливания оказывает влияние упругая деформация формообразующего инструмента, однако методика ее учета в зависимости от механических свойств штампуемого материала в литературе отсутствует. Для такой разновидности выдавливания как редуцирование учет упругой деформации инструмента еще более актуален, так как позволяет уточнить величину усилия деформирования, являющегося основным ограничивающим фактором этого процесса.

7. Отсутствует теоретическое исследование напряженного и кинематического состояний трубной заготовки на оправке при выдавливании стаканов и редуцировании, а также при радиальном выдавливании трубной заготовки.

8. Не выполнено определение деформированного состояния при радиальном выдавливании.

9. Отсутствует метод расчета распределения механических свойств и волокнистой макроструктуры в получаемых изделиях.

10. Одним из наиболее эффективных способов снижения усилия является выдавливание с активными силами трения, для которого выявлено наличие оптимальной скорости перемещения матрицы, обеспечивающей максимальное снижение усилия выдавливания. Установлено, что эта скорость превышает скорость движения металла в образующейся стенке изделия типа стакана. Объяснение этого, а также формула для определения оптимальной скорости матрицы в литературе отсутствуют. Данные по оптимальной величине превышения противоречивы. Область применения известного результата определения напряженного состояния и удельного деформирующего усилия при выдавливании стаканов с активными силами трения существенно огра-

ничена.

11. Другим эффективным способом снижения усилия является уменьшение сжимающих напряжений в очаге пластической деформации путем выдавливания с раздачей заготовки или выдавливания в расширяющейся конической матрице. Надежная теоретическая методика анализа таких операций не разработана.

12. Эффективным способом снижения деформирующего усилия является также выдавливание с кручением. Методика теоретического определения напряженного состояния и удельного деформирующего усилия при таком выдавливании в литературе отсутствует.

13. Эффективным способом обеспечения успешного выдавливания стержневых изделий из труднодеформируемых материалов является применение защитных оболочек из пластичного материала, однако в настоящее время еще нет достаточно полного и корректного теоретического решения задачи об оптимальном соотношении размеров и прочностных свойств сердечника и оболочки.

14. Наиболее перспективным для проведения теоретических исследований является метод, использующий основные соотношения теории пластического течения, однако результаты, полученные на настоящий момент с его помощью, имеют существенные недостатки, ограничивающие их практическое применение. Также не доказана теорема о том, какая оценка, верхняя или нижняя, получается при использовании в данном методе полей скоростей течения, имеющих, как правило, в практических схематизациях разрыв в нормальных составляющих на границах между отдельными пластическими областями.

Целью данной работы является дальнейшая разработка теории выдавливания для обеспечения сокращения сроков и стоимости проектирования и оптимизации технологических процессов, а также для повышения качества получаемых изделий, снижения энергетических затрат и расхода материалов.

Для достижения этой цели необходимо решить следующие задачи:

1. Разработать общую теорию взаимосвязанного исследования напряженного, кинематического и деформированного состояний заготовки для определения исходных данных, необходимых для расчета штампового инструмента на прочность и выбора оборудования, для определения параметров деформирования, обеспечивающих получение требуемых свойств изделия и снижение усилия выдавливания;
2. Разработать методику учета в теоретическом анализе влияния анизотропии свойств и упрочнения выдавливаемого материала на усилие и размеры очага пластической деформации;
3. Установить критерии, обеспечивающие необходимую для оптимизации взаимосравнимость результатов решений, получаемых для различных геометрических форм инструмента;
4. Доказать теорему о том, какая оценка, верхняя или нижняя, получается при решении практических задач разрабатываемым методом;
5. Определить оптимальную скорость перемещения матрицы в процессе выдавливания изделий типа стаканов с активными силами трения;
6. Создать методику расчета распределения механических свойств и волокнистой структуры (если она имеется) в получаемых изделиях;
7. Разработать методику оценки предельного формоизменения заготовки за один переход без разрушения;
8. Для выдавливания изделий типа стаканов определить влияние формы торца пуансона и геометрии матрицы на удельное деформирующее усилие, максимальное давление на стенку матрицы, предельное формоизменение и макроструктуру получаемого изделия для определения геометрии инструмента, обеспечивающей оптимальное соотношение перечисленных параметров;
9. Учесть упругие деформации формообразующего инструмента с целью повышения точности расчета основных параметров процессов выдавливания;
10. Создать методику определения параметров, гарантирующих пре-

дотвращение образования таких, в большинстве случаев, недопустимых дефектов, как утяжины и застойные зоны;

11. Создать методику расчета оптимальных соотношений механических характеристик сердечника и оболочки для обеспечения высокого качества процесса выдавливания труднодеформируемых материалов в защитных оболочках;

12. Определить напряженное состояние и основные параметры при выдавливании с кручением;

13. С целью проверки достоверности и возможности практического использования провести экспериментальную проверку полученных теоретических результатов и для большей объективности сравнить их также с имеющимися опытными данными других исследователей;

14. Разработать и опробовать технологические процессы, включающие операции выдавливания, для высокоэффективного получения изделий, удовлетворяющих предъявляемым требованиям;

15. Создать новые способы выдавливания и конструкции специализированного кузнечно-прессового оборудования с целью внесения значительного вклада в ускорение научно-технического прогресса.

Г Л А В А 2
 РАЗРАБОТКА ОБЩЕГО МЕТОДА
 ТЕОРЕТИЧЕСКОГО ИССЛЕДОВАНИЯ

В основу метода положена теория пластического течения, поскольку она позволяет определить кинематическое, напряженное и деформированное состояния в любой точке очага пластической деформации, учесть анизотропию, нестационарность и историю деформирования.

2.1. Учет анизотропии деформируемого материала

Принятые в известных решениях задач пластической деформации анизотропных листовых материалов допущения, что деформированное или напряженное состояние является плоским [42, 170], неприменимы для объемных осесимметричных задач выдавливания. Поэтому необходимо исследовать основные соотношения теории пластичности анизотропных тел Мизеса-Хилла и привести их к виду, удобному для решения таких задач.

Условие пластичности для осесимметричного напряженного состояния анизотропного тела имеет вид [163]:

$$F(\sigma_\rho - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_\theta)^2 + H(\sigma_\theta - \sigma_\rho)^2 + 2L\tau_{\rho z}^2 = 1, \quad (2.1)$$

где F, G, H, L - параметры, характеризующие текущее состояние анизотропии, определяемые выражениями

$$\begin{cases} 2F = \frac{1}{\sigma_{sp}^2} + \frac{1}{\sigma_{sz}^2} - \frac{1}{\sigma_{s\theta}^2}, \\ 2G = \frac{1}{\sigma_{sz}^2} + \frac{1}{\sigma_{s\theta}^2} - \frac{1}{\sigma_{sp}^2}, \\ 2H = \frac{1}{\sigma_{s\theta}^2} + \frac{1}{\sigma_{sp}^2} - \frac{1}{\sigma_{sz}^2}, \\ 2L = \frac{1}{\tau_{spz}^2}, \end{cases} \quad (2.2)$$

в которых $\sigma_{sp}, \sigma_{s\theta}, \sigma_{sz}, \tau_{spz}$ - напряжения текучести материала в различных на-

правлениях.

Для случая осевой симметрии анизотропии имеют место следующие соотношения [163]:

$$F=G, \quad L=F+2H. \quad (2.3)$$

Зависимости скоростей деформаций от напряжений согласно ассоциированному закону течения имеют вид:

$$\begin{cases} \xi_z = \lambda[G(\sigma_z - \sigma_\theta) + F(\sigma_z - \sigma_\rho)], \\ \xi_\rho = \lambda[F(\sigma_\rho - \sigma_z) + H(\sigma_\rho - \sigma_\theta)], \\ \xi_\theta = \lambda[H(\sigma_\theta - \sigma_\rho) + G(\sigma_\theta - \sigma_z)], \\ \eta_{\rho z} = \lambda L \tau_{\rho z}. \end{cases} \quad (2.4)$$

Коэффициент пропорциональности λ в этих выражениях определяется, согласно [96], следующей формулой:

$$\lambda = \sigma_{\text{экв}} \xi_{\text{экв}}, \quad (2.5)$$

где $\sigma_{\text{экв}}$ - эквивалентное напряжение, определяемое для идеального жестко-пластического тела выражением

$$\sigma_{\text{экв}} = \sqrt{\frac{3}{2(H+F+G)}}, \quad (2.6)$$

а $\xi_{\text{экв}}$ - эквивалентная скорость деформации, равная

$$\xi_{\text{экв}} = \frac{1}{HF+GH+FG} \sqrt{\frac{2}{3}(H+F+G) \left[H(F\xi_\rho - G\xi_\theta)^2 + F(G\xi_\theta - H\xi_z)^2 + G(H\xi_z - F\xi_\rho)^2 + \frac{1}{2}(HF+GH+FG)^2 \frac{\eta_{\rho z}^2}{L} \right]^{0,5}}. \quad (2.7)$$

Для изотропного материала ($H=F=G=L/3$) величина эквивалентного напряжения совпадает с интенсивностью напряжений σ_i , а величина эквивалентной скорости деформации - с интенсивностью скоростей деформаций ξ_i .

Касательные напряжения относим к категории вспомогательных [108, 110] и пренебрегаем ими в условии пластичности (2.1). Введем показатель анизотропии $k = \sigma_{s\rho} / \sigma_{sz}$.

Допустим, что $\sigma_\theta = \sigma_z$. Тогда из (2.1) получим:

$$|\sigma_\rho - \sigma_z| = \frac{1}{\sqrt{F+H}} = \sigma_{sp} = k\sigma_{sz}. \quad (2.8)$$

При $\sigma_\theta = \sigma_\rho$, из (2.1) следует

$$|\sigma_\rho - \sigma_z| = \frac{1}{\sqrt{2F}} = \sigma_{sz}. \quad (2.9)$$

При плоской деформации ($\xi_0 = 0$) находим из третьего уравнения системы (2.4)

$$\sigma_0 = \frac{H\sigma_\rho + G\sigma_z}{H+G}, \quad (2.10)$$

и, подставляя это выражение в (2.1), получаем:

$$|\sigma_\rho - \sigma_z| = \sqrt{\frac{H+G}{FH+HG+GF}} = \sqrt{\frac{4\sigma_{sz}^2}{4\sigma_{sz}^2 - \sigma_{sp}^2}} = \frac{2}{\sqrt{4-k^2}} \sigma_{sz}. \quad (2.11)$$

Полученные выражения удобно использовать для анализа напряженного состояния при выдавливании в виде

$$|\sigma_\rho - \sigma_z| = \beta \sigma_{sz}, \quad (2.12)$$

или, что можно получить аналогично выражению (2.12),

$$|\sigma_\rho - \sigma_\theta| = \beta \sigma_{sz}. \quad (2.13)$$

В этих выражениях значения коэффициента β находятся в интервале

$$k \leq \beta \leq \frac{2}{\sqrt{4-k^2}} \quad (2.14)$$

при $k < 1$, и в интервале

$$1 \leq \beta \leq \frac{2}{\sqrt{4-k^2}} \quad (2.15)$$

при $k > 1$. Если $k = 1$, то интервал изменения коэффициента β полностью совпадает с интервалом изменения коэффициента Лоде, используемого в теории пластичности изотропного тела.

Сравнивая соотношения (2.14) и (2.15), можно для любого значения k с некоторым запасом принять, что

$$\beta = \frac{2}{\sqrt{4 - k^2}} . \quad (2.16)$$

2.2. Взаимосвязанное определение кинематического, напряженного и деформированного состояний, а также размеров и формы очага пластической деформации

Введем термин "поле **подходящих скоростей** течения в данном объеме деформируемого тела", которым, в отличие от поля кинематически возможных скоростей, будем называть поле скоростей, удовлетворяющее условиям несжимаемости, постоянства расхода и граничным условиям на поверхности контакта с инструментом и жесткими (пластически недеформируемыми) областями, но в общем случае имеющее разрыв в нормальных составляющих на границах с другими пластически деформируемыми объемами.

Теоретический анализ проводится в следующей последовательности:

1. Очаг пластической деформации заготовки разбивается на области, удобные для задания в них поля подходящих скоростей течения. В задаваемые выражения скоростей течения могут входить как конкретные зависимости, обоснованные экспериментально, так и функции общего вида:

$$v_x = v_x(x, y, z, t), \quad v_y = v_y(x, y, z, t), \quad v_z = v_z(x, y, z, t) . \quad (2.17)$$

На границах между областями условие неразрывности может соблюдаться в смягченной форме, удовлетворяющей условию постоянства расхода в интегральном виде.

2. По скоростям течения (2.17) находятся компоненты скорости деформации:

$$\xi_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) . \quad (2.18)$$

В цилиндрических координатах

$$\left\{ \begin{array}{l} \xi_r = \frac{\partial v_r}{\partial r}, \\ \xi_\theta = \frac{1}{r} \frac{\partial v_\theta}{\partial \theta} + \frac{v_r}{r}, \\ \xi_z = \frac{\partial v_z}{\partial z}, \\ \eta_{rz} = \frac{\partial v_r}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial r}, \\ \eta_{z\theta} = \frac{1}{r} \frac{\partial v_z}{\partial \theta} + \frac{\partial v_\theta}{\partial z}, \\ \eta_{\theta r} = \frac{\partial v_\theta}{\partial r} - \frac{v_\theta}{r} + \frac{1}{r} \frac{\partial v_r}{\partial \theta}. \end{array} \right. \quad (2.19)$$

3. В каждой области находится интенсивность скоростей деформации:

$$\xi_i = \sqrt{\frac{2}{3} \xi_{ij} \xi_{ij}}. \quad (2.20)$$

В цилиндрических координатах

$$\xi_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\xi_z - \xi_r)^2 + (\xi_r - \xi_\theta)^2 + (\xi_\theta - \xi_z)^2 + \frac{3}{2}(\eta_{rz}^2 + \eta_{z\theta}^2 + \eta_{\theta r}^2)}. \quad (2.21)$$

При необходимости упрощения решения значение интенсивности скоростей деформации осредняется по одной или нескольким координатам и в процессе дальнейшего анализа считается независимым от этих координат. Можно также использовать [150] выражение

$$\xi_i = \beta |\xi_{\max}|. \quad (2.22)$$

4. Выражения (2.18) и (2.20) подставляются в уравнения связи между напряжениями и скоростями деформации (в дальнейшем, кроме специально оговоренных случаев, используем относительные величины напряжений, отнесенные к средней по очагу деформации величине напряжения текучести $\sigma_i = \sigma_{sz}$):

$$\sigma_{ij} = \delta_{ij} \sigma + \frac{2}{3} \frac{\xi_{ij}}{\xi_i},$$

где δ_{ij} - символ Кронекера.

В цилиндрических координатах

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_{\rho} = \sigma + \frac{2 \xi_{\rho}}{3 \xi_i}, \\ \sigma_{\theta} = \sigma + \frac{2 \xi_{\theta}}{3 \xi_i}, \\ \sigma_z = \sigma + \frac{2 \xi_z}{3 \xi_i}, \\ \tau_{\rho z} = \frac{1 \eta_{\rho z}}{3 \xi_i}, \\ \tau_{z\theta} = \frac{1 \eta_{z\theta}}{3 \xi_i}, \\ \tau_{\theta\rho} = \frac{1 \eta_{\theta\rho}}{3 \xi_i}, \end{array} \right. \quad (2.23)$$

где
$$\sigma = \frac{\sigma_{\rho} + \sigma_{\theta} + \sigma_z}{3} - \quad (2.24)$$

- среднее главное напряжение (гидростатическое давление).

5. Из совместного решения системы уравнений равновесия

$$\frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_i} = 0,$$

которые в цилиндрических координатах, применительно к рассматриваемым в дальнейшем конкретным задачам, имеют вид:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial \sigma_{\rho}}{\partial \rho} + \frac{\partial \tau_{\rho z}}{\partial z} + \frac{\sigma_{\rho} - \sigma_{\theta}}{\rho} = 0, \\ \frac{\partial \tau_{z\theta}}{\partial z} = 0, \\ \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\partial \tau_{z\rho}}{\partial \rho} + \frac{\tau_{z\rho}}{\rho}, \end{array} \right. \quad (2.25)$$

с учетом выражений (2.23) находятся напряжения. Произвольные постоянные интегрирования находятся из граничных условий. При необходимости, для упрощения решения системы используется энергетическое условие пластичности Губера-Мизеса в форме:

$$\sigma_{ii(\max)} - \sigma_{jj(\min)} = \beta, \quad (2.26)$$

где β для анизотропного материала определяется по соотношению (2.16), а для изотропного принимается равным своему среднему значению $\beta=1,1$ [150].

В дальнейшем будем использовать выражения

$$|\sigma_\theta - \sigma_r| = \beta, \quad (2.27)$$

$$|\sigma_r - \sigma_z| = \beta. \quad (2.28)$$

Применение не учитывающего касательные напряжения упрощенного условия пластичности вместо ассоциированного с точным энергетическим условием закона течения не является недостатком, так как, с одной стороны, позволяет избежать снижение точности приближенными методами интегрирования, а с другой стороны, проведенный в последующих главах анализ показал, что все основные члены полученных по предложенному методу формул напряжений совпадают с полученными на основе ассоциированного закона течения, а второстепенные члены дают небольшое завышение результата, что, во-первых, согласуется с методом верхней оценки, а во-вторых, позволяет компенсировать всегда имеющуюся в граничных условиях при ненулевом трении непарность касательных напряжений, которую невозможно учесть в существующих безмоментных теориях пластичности. Поясним последние утверждения подробнее на примере выдавливания полых изделий типа стаканов (рис. 2.1). Если в области 1 принять условие пластичности в виде $\sigma_\theta - \sigma_r = \beta$, т.е. без учета касательных напряжений, то при подстановке в первое уравнение равновесия системы (2.25) без учета члена $\partial\tau_{rz}/\partial z$, т.к. он не влияет на последующие рассуждения, получим $\partial\sigma_r/\partial\rho = \beta/\rho$, откуда $\sigma_r = \beta \ln\rho + C$.

Используя граничное условие $\sigma_r = -p$ (где p - давление со стороны матрицы) при $\rho=R$, находим произвольную постоянную $C = -\beta \ln R - p$. С учетом этого, окончательно $\sigma_r = -\beta \ln(R/\rho) - p$.

Если же использовать условие пластичности с учетом касательных на-

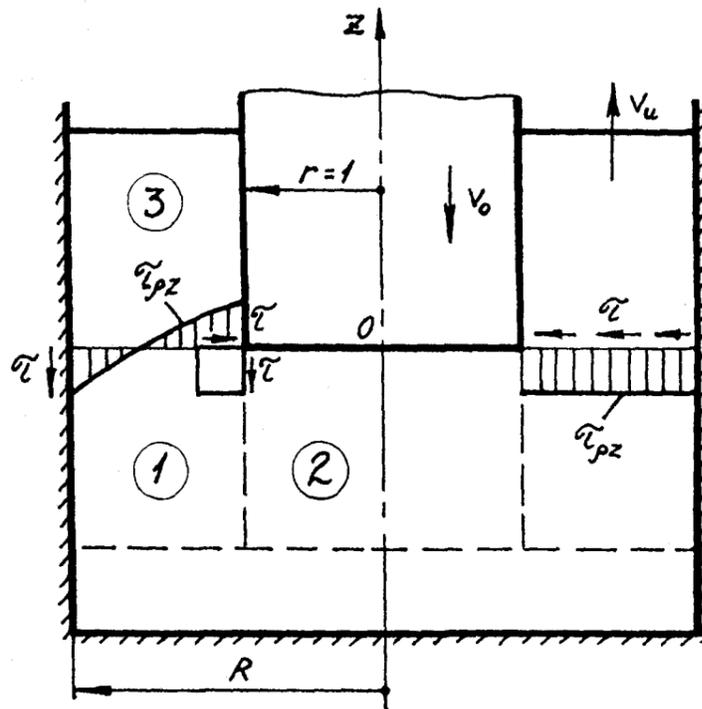


Рис. 2.1. К пояснению влияния на напряженное состояние закона парности касательных напряжений

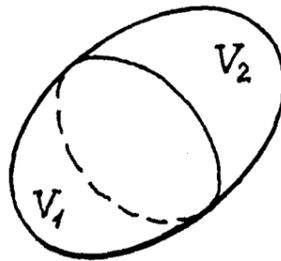


Рис. 2.1. К доказательству теоремы о верхней оценке

пряжений $\sigma_\theta - \sigma_\rho = \beta \sqrt{1 - \tau_{\rho z}^2}$, то очевидно, что при любом значении $\tau_{\rho z}$ правая часть этого выражения будет меньше β , т.е. после интегрирования мы получим окончательную величину σ_ρ , меньшую по абсолютной величине, чем вышенайденная. Иными словами, использование упрощенного условия пластичности приводит к завышению абсолютной величины расчетных напряжений.

Если при нахождении касательных напряжений $\tau_{\rho z}$ в пластической области 1 сформулировать граничные условия по вертикальным границам этой области, то, с учетом показанных на этих границах физически очевидных направлений, из решения уравнений равновесия можно получить эпюру $\tau_{\rho z}$, представленную на рис. 2.1, слева. Между тем, если рассмотреть горизонтальную границу между пластической областью 1 и жесткой областью 3, то физически очевидно, что касательные напряжения вдоль этой границы своего знака менять не могут, т.е. их эпюра должна иметь вид, показанный на рис. 2.1, справа. Причиной противоречия этих эпюр является то, что левая эпюра получена из решения уравнений равновесия, которые, в принятой на сегодняшний день безмоментной теории пластичности, включают в себя закон парности касательных напряжений. Между тем, в любой расчетной схеме с ненулевым трением всегда можно найти физически очевидные нарушения этого закона (что давно известно в теории упругости [7]); эти нарушения хорошо видны на примере элемента, выделенного вблизи кромки пуансона (рис. 2.1). Если, в попытке избежать указанного противоречия, граничные условия сформулировать по горизонтальным границам области 1, то такое же противоречие получится уже по вертикальным границам этой области. Таким образом, обсуждаемое нами противоречие не является недостатком той или иной схематизации и того или иного решения, а присуще общепринятой теории пластичности в целом, в связи с чем на настоящий момент нет ни одного полностью корректного решения пластической задачи с ненулевым трением,

включая, например, наиболее простую задачу Прандтля [150] об осадке прямоугольной полосы неограниченной длины.

Рассмотрим теперь как влияет соблюдение закона парности касательных напряжений на определение величины энергосиловых параметров. Из левой эпюры $\tau_{\rho z}$ видно, что средняя величина касательных напряжений в области 1 близка к нулю. Если в соответствии с данной эпюрой подсчитать, например, работу касательных напряжений на границе между 1 и 3 областями, то эта работа будет значительно меньше, чем работа, подсчитанная по правой эпюре $\tau_{\rho z}$, как это сделано в [150, 151]. Таким образом, соблюдение закона парности касательных напряжений приводит к уменьшению определяемой величины энергосиловых параметров, в связи с чем известные решения задач выдавливания, полученные методом баланса работ с нарушением закона парности [150, 151, 167], дают большую величину деформирующего усилия, чем решения на основе уравнений равновесия с соблюдением этого закона [98, 110] (рис. 1.1).

6. По найденным напряжениям на основе уравнений связи (2.23) и кинематических граничных условий определяется конкретный вид функций скоростей, заданных в начале решения в общем виде.

7. Интегрируется формула А.А.Ильюшина, связывающая скорость деформации с накопленной деформацией

$$\xi_i = \frac{de_i}{dt} = \frac{\partial e_i}{\partial t} + v_x \frac{\partial e_i}{\partial x} + v_y \frac{\partial e_i}{\partial y} + v_z \frac{\partial e_i}{\partial z}, \quad (2.29)$$

в результате чего находится накопленная деформация

$$e_i = f(x, y, z, t, C), \quad (2.30)$$

где C - произвольная постоянная.

8. Интегрируются выражения Лагранжа

$$v_x(x, y, z, t) = \frac{dx}{dt}; \quad v_y(x, y, z, t) = \frac{dy}{dt}; \quad v_z(x, y, z, t) = \frac{dz}{dt}, \quad (2.31)$$

в результате чего находятся зависимости текущих координат частицы (коор-

динат Эйлера) от исходных координат (координат Лагранжа) и времени:

$$x=\psi_1(x_0,y_0,z_0,t); \quad y=\psi_2(x_0,y_0,z_0,t); \quad z=\psi_3(x_0,y_0,z_0,t). \quad (2.32)$$

9. По выражениям (2.32) определяются начальные координаты частицы и из условия $e_i=e_{i0}$ при $t=0$, $x=x_0$, $y=y_0$, $z=z_0$, находится произвольная постоянная C . Величина e_{i0} учитывает историю деформирования; $e_{i0}=0$, если исходная заготовка не имеет накопленной деформации. Для удобства можно заменить время на ход пуансона $s=v_0 t$, (2.33)

где v_0 - скорость движения пуансона.

10. С помощью выражений (2.32) определяются размеры зон, в которых материальные точки в процессе деформации проходят один и тот же путь: поле деформаций в таких зонах стационарно.

11. В случае необходимости по выражениям (2.32) находят и направления волокон макроструктуры. Взяв начальные координаты любой материальной точки любого интересующего исследователя волокна и подставив их в выражения (2.32), можно определить куда переместится эта точка при определенной величине рабочего хода s . Повторив эту процедуру для достаточного количества точек одного волокна, можно определить форму и положение этого волокна макроструктуры в отштампованном изделии.

12. Для определенной величины рабочего хода по формуле (2.30) подсчитывается среднее значение накопленной деформации в очаге пластической деформации, по которому определяется средняя величина напряжения текучести заготовки.

13. Для определения размеров очага пластической деформации используется принцип минимума удельного деформирующего усилия (минимума полной энергии деформации). Для упрочняющегося материала минимизация проводится с учетом зависимости среднего напряжения текучести от накопленной деформации, в свою очередь зависящей от размеров очага. Форма отдельных границ очага пластической деформации определяется по найденным выражениям скоростей течения.

14. В результате таких расчетов строится диаграмма изменения усилия по ходу выдавливания, показывающая влияние упрочнения материала заготовки на силовые характеристики процесса.

15. Для получения взаимосравнимых решений, пригодных для определения оптимальной геометрии инструмента, необходимо при выполнении пунктов 1 и 5 удовлетворять следующим требованиям: расчетные схемы, кинематика и граничные условия должны переходить одни в другие в предельных случаях разных форм инструмента. Окончательным критерием проверки взаимосравнимости является сравнение формул удельного деформирующего усилия в сопряженных случаях разных форм инструмента. Кроме того, с целью расширения применимости формул, для полых изделий целесообразно выбирать расчетные схемы, пригодные для анализа не только на квазистационарной стадии выдавливания, но и в условиях эффекта дна.

2.3. Теорема о верхней оценке при схематизации очага пластической деформации с разрывами в нормальных составляющих скоростей течения

Сначала поясним постановку задачи на примере осесимметричного обратного выдавливания цилиндрическим пуансоном с плоским торцем, для которого наиболее часто встречающаяся схематизация очага пластической деформации представлена на рис. 2.1.

Можно, например, задать скорость в области 1 в виде

$$v_{z1} = \varphi_1(z) + \varphi(\rho). \quad (2.34)$$

Очевидно, что если $\varphi(\rho) = 0$, то горизонтальные границы очага пластической деформации в области 1 будут иметь линейные образующие; при $z = 0$ $v_{z1} = v_H = v_0 / (R^2 - 1)$, при $z = -h$ $v_{z1} = 0$. Если $\varphi(\rho) \neq 0$, то горизонтальные границы очага пластической деформации будут иметь криволинейные образующие.

$$\text{Из условия несжимаемости} \quad \xi_z + \xi_\rho + \xi_\theta = 0 \quad (2.35)$$

которое для осесимметричной задачи имеет вид

$$\frac{\partial v_z}{\partial z} + \frac{\partial v_\rho}{\partial \rho} + \frac{v_\rho}{\rho} = 0,$$

или

$$\frac{1}{\rho} \left[\frac{\partial}{\partial \rho} (v_\rho \rho) \right] = - \frac{\partial v_z}{\partial z}, \quad (2.36)$$

можно найти, что

$$v_{\rho 1} = - \frac{\partial \varphi_1(z)}{\partial z} \frac{\rho}{2} + \frac{f_1(z)}{\rho}. \quad (2.37)$$

Из граничного условия $v_{\rho 1} = 0$ при $\rho = R$ следует, что

$$f_1(z) = \frac{\partial \varphi_1(z)}{\partial z} \frac{R^2}{2}. \quad (2.38)$$

Тогда окончательно

$$v_{\rho 1} = \frac{1}{2} \frac{\partial \varphi_1(z)}{\partial z} \left(\frac{R^2 - \rho^2}{\rho} \right). \quad (2.39)$$

Аналогично, задав в области 2 подходящую скорость в виде

$$v_{z 2} = -\varphi_2(z), \quad (2.40)$$

удовлетворяющем граничным условиям $v_{z 2} = -v_0$ при $z=0$ и $v_{z 2} = 0$ при $z = -h$, можно показать, что в этом случае

$$v_{\rho 2} = \frac{\partial \varphi_2(z)}{\partial z} \frac{\rho}{2} + \frac{f_2(z)}{\rho}.$$

Из граничного условия $v_{\rho 2} = 0$ при $\rho = 0$ следует, что $f_2(z) = 0$, то есть окончательно

$$v_{\rho 2} = \frac{\partial \varphi_2(z)}{\partial z} \frac{\rho}{2}. \quad (2.41)$$

На границе при $\rho = R$ должно соблюдаться равенство $v_{\rho 1} = v_{\rho 2}$, то есть

$$\frac{\partial \varphi_1(z)}{\partial z} (R^2 - 1) = \frac{\partial \varphi_2(z)}{\partial z}. \quad (2.42)$$

Очевидно, что этому условию и граничным условиям для скоростей v_z могут удовлетворять функции вида

$$\varphi_1(z) = A_1[f(z) + B_1], \quad (2.43)$$

$$\varphi_2(z) = A_2[f(z) + B_2], \quad (2.44)$$

с учетом которых

$$\frac{\partial \varphi_1(z)}{\partial z} = A_1 \frac{\partial f(z)}{\partial z}, \quad (2.45)$$

$$\frac{\partial \varphi_2(z)}{\partial z} = A_2 \frac{\partial f(z)}{\partial z}. \quad (2.46)$$

Подставив выражения (2.45) и (2.46) в (2.42), получим, что

$$A_1 = A_2 / (R^2 - 1). \quad (2.47)$$

$$\text{Приняв для примера } \varphi_2(z) = A_2(z + B_2), \quad \varphi_1(\rho) = 0, \quad (2.48)$$

из граничных условий $v_{z2} = 0$ при $z = -h$ и $v_{z2} = -v_0$ при $z = 0$, найдем, что $B_2 = h$, $A_2 = v_0/h$, то есть кинематически возможные поля скоростей в областях 1 и 2 имеют вид:

$$\left\{ \begin{array}{l} v_{z1} = \frac{v_0}{h(R^2 - 1)}(z + h), \\ v_{\rho 1} = \frac{v_0}{2h(R^2 - 1)} \left(\frac{R^2 - \rho^2}{\rho} \right), \end{array} \right. \quad (2.49)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} v_{z2} = -\frac{v_0}{h}(z + h), \\ v_{\rho 2} = \frac{v_0}{2h}\rho. \end{array} \right. \quad (2.50)$$

Такие поля скоростей были приняты в работах [150, 151] для определения энергетическим методом деформирующего усилия и высоты очага пластической деформации при выдавливании. Между тем, с учетом четвертых выражений из систем (2.23) и (2.19) видно, что для данных полей скоростей $\tau_{\rho z} = 0$, что противоречит имеющимся граничным условиям, т.е. поле напряжений при этом не будет статически допустимым. Это не препятствует использованию основного энергетического уравнения [74], однако для анализа напряженного состояния, то есть определения компонентов тензора напряжений в очаге пластической деформации, является недопустимым.

Если, для примера, принять согласно работе [110]

$$v_{z1} = \frac{A_2}{(R^2 - 1)}[z - \varphi(\rho)], \quad (2.51)$$

то из формулы (2.39)

$$v_{\rho 1} = \frac{A_2}{2(R^2 - 1)} \left(\frac{R^2 - \rho^2}{\rho} \right), \quad (2.52)$$

то есть при $\rho=1$ $v_{\rho 1}=A_2/2=\text{const}$. С учетом (2.44) и (2.53) $\varphi_2(z)=A_2(z+B_2)$, что совпадает с выражением (2.48), то есть поле скоростей в области 2 будет описываться соотношениями (2.50), а значит и обладать вышеуказанным недостатком в случае необходимости определения напряженного состояния в этой области.

Поэтому, при анализе напряженного состояния принимают поля скоростей в виде выражений (2.40), (2.41) и (2.51), (2.52), каждое из которых является кинематически возможным, как это показано выше, в своей области, но при совместном использовании приводит к выполнению условия неразрывности на границе между областями 1 и 2 лишь в интегральной форме, в связи с чем, строго говоря, неясно, какая оценка, верхняя или нижняя, получается в результате такого анализа. Вследствие этого, правомерность минимизации получаемого усилия выдавливания с целью определения высоты очага пластической деформации, что соответствует верхней оценке, до настоящего момента не имела теоретических обоснований.

В соответствии с вышеизложенным, докажем теорему: если расчетная модель деформируемого тела состоит из нескольких объемов, в каждом из которых задано поле подходящих скоростей, в общем случае имеющее разрыв в нормальных составляющих на границах с другими объемами, то сумма мощностей деформации, вычисленных в каждом объеме для заданного в нем поля подходящих скоростей, будет больше общей мощности деформации тела для действительного поля скоростей, то есть эта сумма дает верхнюю оценку мощности деформации.

Рассмотрим пластически деформируемое тело (рис. 2.2), к примеру состоящее из объемов V_1 и V_2 , в каждом из которых задано кинематически возможное поле скоростей, удовлетворяющее условию несжимаемости и за-

данным граничным условиям.

Как известно, для всякой сплошной среды справедливо следующее основное соотношение, выражающее верхнюю оценку мощностей деформации для кинематически возможного поля скоростей по отношению к действительному полю скоростей [74, 147]:

$$W \leq W_B, \quad (2.53)$$

где $W = \iint_{S_v} F_i v_i dS$ - мощность, развиваемая действительными силами на действительных скоростях v_i ; S_v - часть поверхности тела, где заданы скорости; W_B - мощность деформации на возможных скоростях, она равна $W_B = W_i + W_\Delta$, где $W_i = \iiint_V \sigma_i \xi_i^* dV$ - мощность внутренних сил для кинематически возможного поля скоростей, которому соответствует интенсивность скоростей деформации ξ_i^* ;

$$W_\Delta = \iint_{S_\Delta} (\sigma_i)_\Delta \frac{|\Delta v|}{\sqrt{3}} dS - \text{мощность, развиваемая максимальными касательными напряжениями на всех поверхностях разрыва скоростей } S_\Delta, |\Delta v|^* - \text{абсолютная величина скачка касательных составляющих кинематически возможных скоростей на поверхности разрыва.}$$

В соответствии с соотношением (2.53) для каждого объема имеем:

$$W_1 \leq W_{B1}, \quad (2.54) \quad W_2 \leq W_{B2}, \quad (2.55)$$

при этом по теореме о разбиении определенного интеграла

$$W_1 + W_2 = W, \quad (2.56) \quad W_{B1} + W_{B2} = W_B. \quad (2.57)$$

Представим теперь, что в областях 1 и 2 заданы кинематически возможные поля скоростей, отличные от предыдущих. Тогда, аналогично (2.54), (2.55) можно написать:

$$W_1 \leq W'_{B1}, \quad (2.58) \quad W_2 \leq W'_{B2}. \quad (2.59)$$

Сложив, например, неравенства (2.54) и (2.59), получим:

$$W_1 + W_2 \leq W_{B1} + W'_{B2},$$

или, с учетом (2.56),

$$W \leq W_{B1} + W_{B2} \quad (2.60)$$

Что и требовалось доказать.

2.4. Выводы по главе 2

1. Разработана общая теория взаимосвязанного определения напряженного, кинематического и деформированного состояний при пластической деформации заготовки, учитывающая исходную анизотропию свойств штампуемого материала, деформационную анизотропию и упрочнение.

2. Доказана теорема о верхней оценке в случае использования полей подходящих скоростей течения, в общем случае имеющих разрыв в нормальных составляющих на границах между различными пластическими областями.

3. Разработанные в данной главе положения являются общими, т.е. применимы не только для анализа процессов выдавливания, но и для анализа любых процессов обработки металлов давлением, в том числе объемной штамповки, листовой штамповки, а также прокатки.

ГЛАВА 3
ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА
ВЫДАВЛИВАНИЯ ПОЛЫХ ИЗДЕЛИЙ

3.1. Напряженное состояние заготовки при выдавливании
анизотропного материала с реактивными и активными
силами трения

Расчетная схема представлена на рис. 3.1. Очаг пластической деформации включает в себя две области: 1 - кольцевая, 2 - расположенная под торцом пуансона. В анализе использованы относительные геометрические величины, отнесенные к радиусу калибрующего пояска пуансона.

Сначала рассмотрим **обычное выдавливание с реактивными силами трения** ($v_M=0$). Полагаем, что силы контактного трения не зависят от величины нормальных напряжений, а пропорциональны величине напряжения текучести и выражаются с помощью фактора трения μ .

Область 1

Подходящую осевую скорость течения берем в виде

$$v_z = A[z - \varphi(\rho)]. \quad (3.1)$$

При этом, аналогично разделу 2.1, можно показать, что

$$v_\rho = 0,5A \left(\frac{R^2}{\rho} - \rho \right). \quad (3.2)$$

Подставляя (3.1), (3.2) и $v_\theta=0$ в (2.19), находим скорости деформаций:

$$\left\{ \begin{array}{l} \xi_\rho = -\frac{1}{2}A \left(\frac{R^2}{\rho^2} + 1 \right), \\ \xi_\theta = \frac{1}{2}A \left(\frac{R^2}{\rho^2} - 1 \right), \\ \xi_z = A, \\ \eta_{\rho z} = -A\varphi'(\rho). \end{array} \right. \quad (3.3)$$

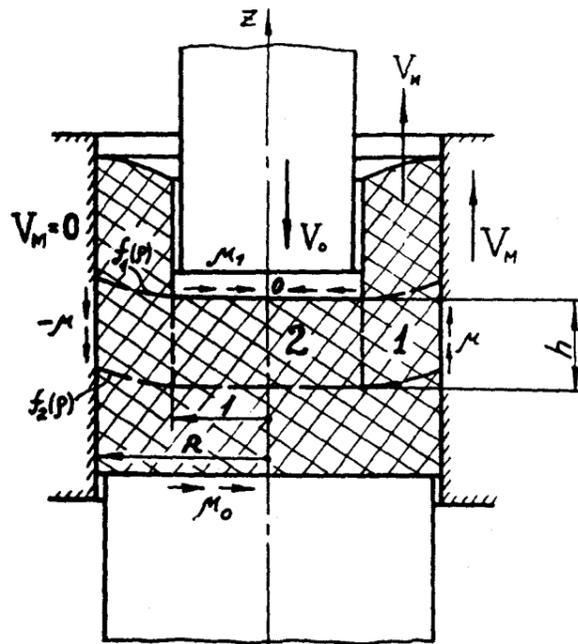
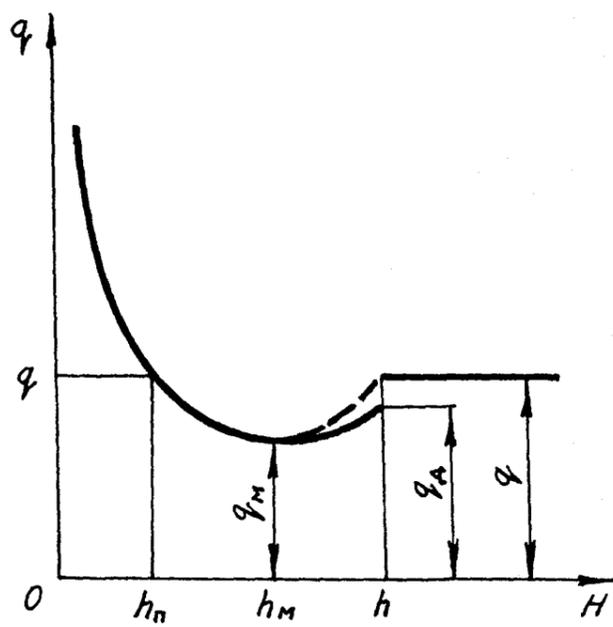


Рис. 3.1. Схема обратного выдавливания цилиндрическим пуансоном с плоским торцем



3.2. Изменение удельного деформирующего усилия при эффекте дна

Из (2.7) с учетом (3.3) можно показать, что $\xi_{\text{ЭКВ}}$ зависит только от ρ . Тогда из четвертого уравнения системы (2.4) с учетом (3.3) следует, что $\tau_{\rho z}$ также зависит только от ρ . В этом случае из первого уравнения системы (2.25) с учетом (2.27) получаем:

$$\sigma_{\rho} = \beta \ln \rho + f_1(z) + C_1. \quad (3.4)$$

Используя это выражение совместно с (2.28), из третьего уравнения системы (2.25) находим:

$$\frac{\partial f_1(z)}{\partial z} = -\frac{\partial \tau_{\rho z}}{\partial \rho} - \frac{\tau_{\rho z}}{\rho}. \quad (3.5)$$

Т.к. левая часть уравнения (3.5) зависит только от z , а правая - только от ρ , то обе эти части равны постоянной величине C_2 . Представив правую часть уравнения (3.5) в виде

$$-\frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial \rho} [\tau_{\rho z} \rho] = C_2,$$

получаем

$$\tau_{\rho z} = -\frac{C_2 \rho}{2} + \frac{C_3}{\rho}. \quad (3.6)$$

Из граничных условий при $\rho=R$ $\tau_{\rho z} = -\mu\beta$, при $\rho=1$ $\tau_{\rho z} = 0,5\beta$, следует, что

$$\begin{cases} C_2 = \beta \frac{1+2\mu R}{R^2-1}, \\ C_3 = 0,5\beta R \frac{R+2\mu}{R^2-1}. \end{cases} \quad (3.7)$$

Используя левую часть уравнения (3.5), находим

$$f_1(z) = C_2 z. \quad (3.8)$$

Подставляя (3.8) в (3.4) и учитывая (2.28), получаем

$$\begin{cases} \sigma_{\rho} = \beta \ln \rho + C_2 z + C_1, \\ \sigma_z = \beta + \beta \ln \rho + C_2 z + C_1. \end{cases} \quad (3.9)$$

Из граничного условия $\sigma_z = -q_{\text{тр}}$ при $z=0$ и $\rho=R$, находим

$$C_1 = -\beta - \beta \ln R - q_{\text{тр}}. \quad (3.10)$$

Величина удельной силы реактивного трения $q_{\text{тр}}$, определяемая трением между стенкой стакана и матрицей, будет подробно оговорена в разделе 3.2.

Область 2

Поле подходящих скоростей течения задаем в виде (2.40), (2.41), с учетом чего из (2.19) находим скорости деформаций:

$$\begin{cases} \xi_z = -\frac{\partial \varphi_2(z)}{\partial z}, \\ \xi_\rho = \xi_\theta = 0,5 \frac{\partial \varphi_2(z)}{\partial z}, \\ \eta_{\rho z} = \frac{\partial^2 \varphi_2(z)}{\partial z^2} \frac{\rho}{2}. \end{cases} \quad (3.11)$$

Распределение эквивалентной скорости деформации по радиусу ρ прием постоянным и равным среднему арифметическому значению, определенному при $\rho=0$ и $\rho=1$ из (2.7) с учетом (3.11):

$$\xi_{\text{экр}} = 0,5(\xi_{\text{экр}}|_{\rho=0} + \xi_{\text{экр}}|_{\rho=1}). \quad (3.12)$$

Из четвертого соотношения системы (2.4) с учетом третьего выражения системы (3.11) и равенства (3.12) следует, что выражение

$$\frac{\partial \tau_{\rho z}}{\partial \rho} + \frac{\tau_{\rho z}}{\rho}$$

зависит только от координаты z . Поэтому, из третьего уравнения системы (2.25) находим

$$\sigma_z = f_2(z) + f_3(\rho) + C_4. \quad (3.13)$$

Т.к. $\xi_\rho = \xi_\theta$, то из (2.4) с учетом (2.3) следует, что и $\sigma_\rho = \sigma_\theta$. С учетом этого, используя (3.13) совместно с (2.28), из первого уравнения системы (2.25) получаем:

$$\frac{\partial f_3(\rho)}{\partial \rho} = -\frac{\partial \tau_{\rho z}}{\partial z}. \quad (3.14)$$

Т.к. $\tau_{\rho z}$ зависит от ρ линейно, то, разделив обе части уравнения (3.14) на ρ , получим, что правая часть зависит только от z , а левая - только от ρ

; следовательно, обе эти части уравнения равны постоянной величине C_5 .

Тогда

$$-\frac{1}{\rho} \frac{\partial \tau_{\rho z}}{\partial z} = C_5,$$

откуда

$$\tau_{\rho z} = -C_5 z \rho + C_6 \rho. \quad (3.15)$$

Произвольные постоянные C_5 и C_6 находим из следующих граничных условий: при $z=0$ и $\rho=1$ $\tau_{\rho z} = -\mu_1 \beta$; при $z=-h$ и $\rho=1$ $\tau_{\rho z} = 0,5\beta$. Отсюда

$$\begin{cases} C_5 = \beta \frac{0,5 + \mu_1}{h}, \\ C_6 = -\mu_1 \beta. \end{cases} \quad (3.16)$$

Совместное решение уравнений (2.25) с учетом (2.28) и (3.15) приводит к следующим выражениям:

$$\begin{cases} \sigma_\rho = 0,5C_5 \rho^2 + (C_5 z - C_6)z + C_4, \\ \sigma_z = -\beta + 0,5C_5 \rho^2 + (C_5 z - C_6)z + C_4. \end{cases} \quad (3.17)$$

Т.к. функциональная зависимость σ_ρ от координаты z различна в областях 1 и 2, то на границе между ними существует разрыв между радиальными напряжениями. Поэтому, для определения произвольной постоянной C_4 используем среднее значение σ_ρ из (3.9):

$$(\sigma_\rho)_{\text{ср}} = -\beta - \beta \ln R - \beta \frac{1 + 2\mu R}{2(R^2 - 1)} h - q_{\text{тр}}.$$

приравнивая его значению σ_ρ из (3.17) при $\rho=1$ и $\rho=0$. В результате получим:

$$C_4 = -0,5C_5 - \beta - \beta \ln R - \beta \frac{1 + 2\mu R}{2(R^2 - 1)} h - q_{\text{тр}}. \quad (3.18)$$

Тогда из второго выражения системы (3.17) при $z=0$ находим:

$$\sigma_z|_{z=0} = -2\beta - 0,5C_5(1 - \rho^2) - \beta \ln R - \beta \frac{1 + 2\mu R}{2(R^2 - 1)} h - q_{\text{тр}}. \quad (3.19)$$

Подставляя это выражение в формулу

$$P = 2\pi \int_0^1 \left| \sigma_z \right|_{z=0} \rho d\rho,$$

определяющую равнодействующую нормальных напряжений σ_z , приложенных к торцу пуансона, интегрируя и относя к площади поперечного сечения пуансона, находим удельное деформирующее усилие:

$$q = \beta \left[2 + \ln R + \frac{1 + 2\mu R}{2(R^2 - 1)} h + \frac{0,5 + \mu_1}{4h} \right] + q_{тр}. \quad (3.20)$$

Из условия минимума удельного деформирующего усилия

$$\frac{\partial q}{\partial h} = 0, \quad (3.21)$$

находим высоту очага пластической деформации для квазистационарной стадии выдавливания (мы будем использовать этот термин взамен более распространенного “стационарной”, т.к. ниже будет показано, что стационарной стадии выдавливания с точки зрения деформированного состояния вообще не существует):

$$h = \sqrt{\frac{(R^2 - 1)(0,5 + \mu_1)}{2(1 + 2\mu R)}}. \quad (3.22)$$

Максимальное давление на стенку матрицы определяем из первого уравнения системы (3.9) с учетом (3.7) и (3.10) при $\rho=R$ и $z=-h$:

$$p = \beta \left(1 + \frac{1 + 2\mu R}{R^2 - 1} h \right) + q_{тр}. \quad (3.23)$$

Среднее главное напряжение (гидростатическое давление) в области I находим, используя (2.24), (2.27) и (3.9):

$$\sigma = -\beta \left(\frac{1}{3} + \ln \frac{R}{\rho} - \frac{1 + 2\mu R}{R^2 - 1} z \right) - \frac{q_{тр}}{3}. \quad (3.24)$$

При эффекте дна, когда толщина дна получаемого изделия будет меньше высоты очага пластической деформации, определяемой формулой (3.22), в соответствующие выражения следует подставлять h , равное теку-

шей толщине дна. При этом в более строгой постановке следует учитывать, что в условиях эффекта дна нижняя граница очага пластической деформации будет соприкасаться не с жесткой областью заготовки, а с поверхностью дна матрицы, в связи с чем при определении произвольной постоянной C_5 следует заменить предельное касательное напряжение $0,5\beta$ на $\mu_0\beta$ (рис. 3.1). Соответственно и в выражении (3.20) следует заменить $(0,5+\mu_1)$ на $(\mu_0+\mu_1)$, в результате чего получим:

$$q_d = \beta \left[2 + \ln R + \frac{1 + 2\mu R}{2(R^2 - 1)} h + \frac{\mu_0 + \mu_1}{4h} \right] + q_{тр}. \quad (3.25)$$

С учетом этого, если $\mu_0 < 0,5$, то при достижении толщины дна, равной h , теоретически произойдет скачкообразное уменьшение деформирующего усилия q (рис. 3.2). В действительности же снижение усилия будет происходить не скачкообразно, а плавно (пунктирная линия на рис. 3.2), поскольку, как указывалось в разделе 1.2, схематизированные границы являются математической идеализацией переходных областей. При дальнейшем уменьшении толщины дна усилие будет продолжать снижаться, достигая своего минимального значения q_m при

$$h_m = \sqrt{\frac{(R^2 - 1)(\mu_0 + \mu_1)}{2(1 + 2\mu R)}}.$$

При дальнейшем ходе пуансона усилие будет расти и сравняется с усилием начала эффекта дна при толщине h_n , соответствующей началу повышения усилия и определяемой выражением

$$h_n = \frac{b - \sqrt{b^2 - 4ac}}{2a},$$

где $a = \frac{1 + 2\mu R}{2(R^2 - 1)}$, $b = ah + \frac{0,5 + \mu_1}{4h}$, $c = \frac{\mu_0 + \mu_1}{4}$.

Последующее уменьшение толщины дна приводит к интенсивному росту усилия.

Такой характер изменения усилия при эффекте дна экспериментально

известен из работ [47, 110, 164], однако его теоретическое объяснение и соответствующие расчетные зависимости изложены впервые.

Подробное сравнение теоретических результатов анализа эффекта дна, полученных с учетом (3.39) для $\beta=1,1$, $\mu=\mu_1=\mu_0=0,1$, с экспериментальными данными работ [47, 164] представлено в таблице 3.1 и показывает хорошую сходимость.

Таблица 3.1

R	h	h_s	$\delta, \%$	h_m	$h_{m\gamma}$	$\delta, \%$	h_{11}	$h_{1\gamma}$	$\delta, \%$	q/q_m	$q/q_{m\gamma}$	$\delta, \%$
1,14	0,27	0,29	7,4	0,16	0,16	0	0,05	-	-	1,163	1,05	9,7
1,32	0,42	0,45	7,1	0,24	0,24	0	0,08	0,08	0	1,108	1,03	7,0
1,47	0,52	0,50	3,8	0,30	0,28	6,7	0,10	0,10	0	1,086	1,03	5,2
1,92	0,76	0,71	6,6	0,44	0,40	9,1	0,14	0,15	7,1	1,055	1,02	3,3

Из таблицы 3.1 видно, что в начале эффекта дна происходит снижение усилия на 5-14%, что совпадает с данными работы [6].

Рассмотрим **выдавливание с активными силами трения** ($v_m \geq v_n$, рис. 3.1).

Подходящие функции, определяющие скорости течения в областях 1 и 2, выбираем в том же виде, что и в предыдущем анализе. Тогда выражения для скоростей деформации остаются без изменения, и общие выражения, определяющие напряжения при выдавливании с активными силами трения, будут, за исключением произвольных постоянных, полностью аналогичны полученным выше выражениям для определения напряжений при обычном выдавливании.

В области 1:

$$\begin{cases} \sigma_\rho = \beta \ln \rho + C_7 z + C_8, \\ \sigma_z = \beta + \beta \ln \rho + C_7 z + C_8. \end{cases} \quad (3.26)$$

Произвольную постоянную C_8 находим из граничного условия $\sigma_z = q_{\text{та}}$ при $z=0$ и $\rho=R$ (где $q_{\text{та}}$ – удельная сила активного трения между стенкой стакана и матрицей):

$$C_8 = -\beta - \beta \ln R + q_{\text{та}}. \quad (3.27)$$

Касательные напряжения определены выражением

$$\tau_{\rho z} = -\frac{C_7 \rho}{2} + \frac{C_9}{\rho}. \quad (3.28)$$

Необходимо учитывать, что давление на боковую стенку матрицы при выдавливании с активными силами трения близко по величине к напряжению текучести выдавливаемого материала, а в большинстве случаев (в зависимости от R и μ), меньше его [108, 110]. Поэтому контактное трение между заготовкой и матрицей целесообразно определять не по формуле Зибеля $\tau_k = \mu \beta \sigma_s$, а по закону Амонтона-Кулона, выражаемому формулой $\tau_k = \mu \sigma_n$, в которой нормальное напряжение на контактной поверхности σ_n можно принять равным значению σ_ρ при $z=0$, т.к. в соответствии с выражением (3.28) $\tau_{\rho z}$ от z не зависит, а угол наклона эпюры напряжений σ_ρ , определяемой величиной C_7 , при активных силах трения невелик. С учетом этого, граничные условия для определения C_7 и C_9 имеют вид:

$$\begin{aligned} \text{при } \rho=1 \quad \tau_{\rho z} &= 0,5\beta; \\ \text{при } \rho=R \quad \tau_{\rho z} &= \mu \left. \sigma_\rho \right|_{\substack{z=0 \\ \rho=R}}. \end{aligned}$$

Отсюда, с учетом (3.26) и (3.27), находим

$$\begin{cases} C_7 = \beta \frac{1 - 2\mu R(1 - q_{\text{та}}/\beta)}{R^2 - 1}, \\ C_9 = 0,5\beta R \frac{R - 2\mu(1 - q_{\text{та}}/\beta)}{R^2 - 1}. \end{cases}$$

Воспользовавшись результатами, полученными выше, для определения

поля напряжений в области 2, получим следующие окончательные выражения:

$$q_a = \beta \left[2 + \ln R + \frac{1 - 2\mu R(1 - q_{та}/\beta)}{2(R^2 - 1)} h_a + \frac{0,5 + \mu_1}{4h_a} \right] - q_{та}, \quad (3.29)$$

$$h_a = \sqrt{\frac{(R^2 - 1)(0,5 + \mu_1)}{2[1 - 2\mu R(1 - q_{та}/\beta)]}}, \quad (3.30)$$

$$p_a = \beta \left[2 + \frac{1 - 2\mu R(1 - q_{та}/\beta)}{2(R^2 - 1)} h_a \right] - q_{та}. \quad (3.31)$$

3.2. Учет упругого прогиба матрицы в процессе выдавливания

Расчетная схема обычного выдавливания с учетом упругого прогиба матрицы представлена на рис. 3.3. Согласно первому выражению из системы (3.9) давление на боковую стенку матрицы в зоне очага пластической деформации h распределено по линейному закону. Кроме того, в соответствии с работой [66], оно близко к тому же закону и выше очага в зоне h_1 . А как известно при линейном изменении давления вдоль образующей стенки цилиндра справедливо решение задачи Ляме [127]. Поэтому, пренебрегая для упрощения влиянием участков матрицы, расположенных вне указанного участка с линейным изменением давления, будем использовать результаты Ляме, согласно которым перемещение Δ внутренней поверхности матрицы связано с давлением следующей линейной зависимостью [127]:

$$\Delta = \frac{1 - \nu}{E} \frac{p_b R^3}{R_n^2 - R^2} + \frac{1 + \nu}{E} \frac{R^2 R_n^2}{R} \frac{p_b}{R_n^2 - R^2} = \frac{p_b R [(1 - \nu)R^2 + (1 + \nu)R_n^2]}{E(R_n^2 - R^2)}, \quad (3.32)$$

где p_b - давление на стенку матрицы со стороны выдавливаемого материала, E - модуль упругости материала матрицы, ν - коэффициент Пуассона, R_n - наружный радиус матрицы (если матрица - бандажированная, то следует брать наружный радиус внешнего бандажа).

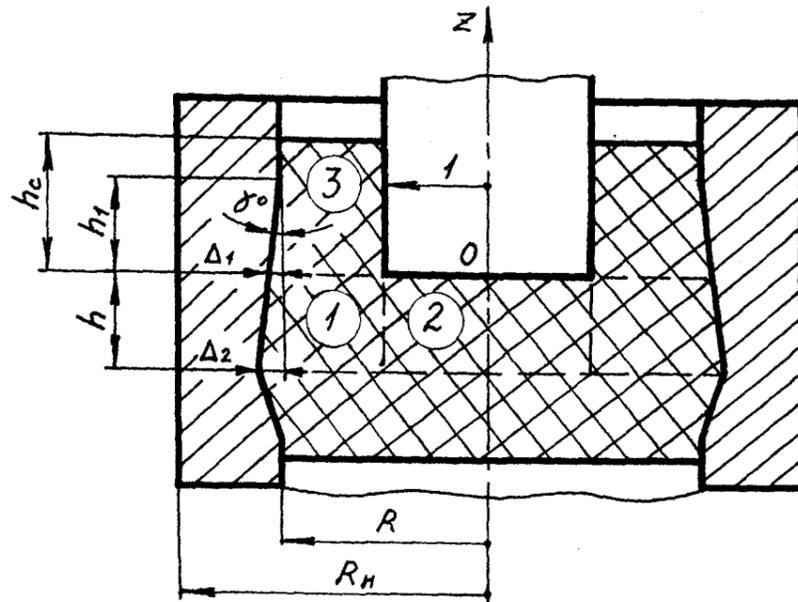


Рис. 3.3. Упругий прогиб матрицы
в процессе выдавливания

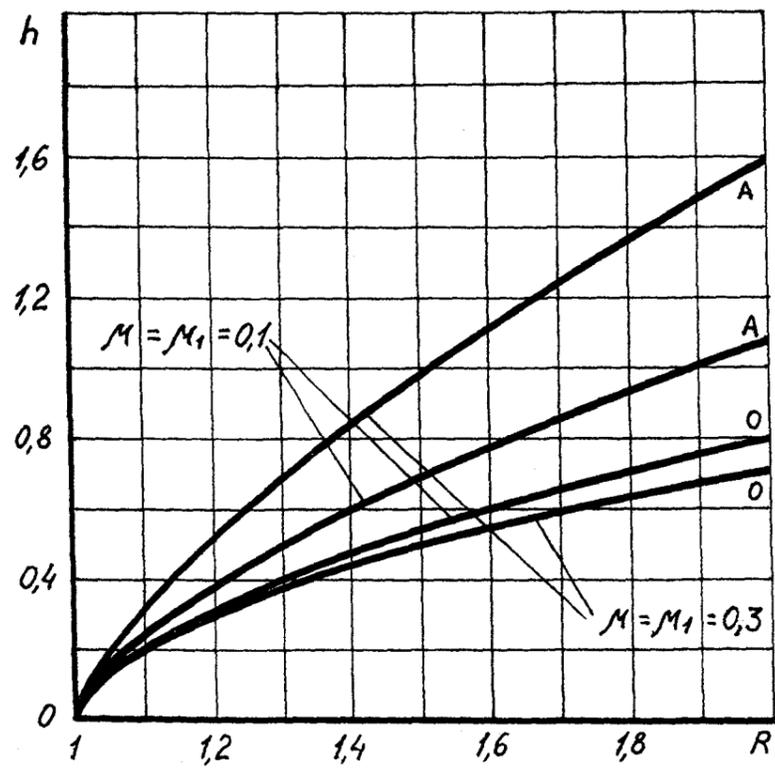


Рис. 3.4. Зависимость высоты очага пластической деформации
от относительного радиуса матрицы и трения

В соответствии с этим, образующая стенки матрицы в интересующей нас области будет линейной.

В зоне 3, вследствие течения в сужающийся канал, между образующейся стенкой выдавливаемого стакана и матрицей будет значительное трение, сила которого равна: $T=0,5\mu\beta 2\pi R h_c = \mu\beta \pi R h_c$,

где h_c - текущая высота образующейся стенки стакана.

Относя эту силу к кольцевой площади стенки стакана, находим среднее значение напряжения, действующего со стороны зоны 3 на верхнюю границу области 1:

$$q_{тр} = \frac{\pi R h_c \mu \beta}{\pi(R^2 - 1)} = \frac{\mu \beta R}{R^2 - 1} h_c. \quad (3.33)$$

Из условия постоянства объема

$$h_c = \frac{s}{R^2 - 1} + s = \frac{R^2}{R^2 - 1} s. \quad (3.34)$$

Подставив (3.34) в (3.33), получим

$$q_{тр} = \frac{\beta \mu R^3}{(R^2 - 1)^2} s. \quad (3.35)$$

Усилие выдавливания будет расти до момента, пока высота образующейся стенки стакана не станет равной h_1 . Определим эту высоту. Из подобия треугольников

$$\frac{\Delta_2}{\Delta_1} = \frac{h + h_1}{h_1} = \frac{h}{h_1} + 1,$$

откуда

$$h_1 = \frac{\Delta_1}{\Delta_2 - \Delta_1} h.$$

С учетом (3.32) это выражение преобразуется к виду:

$$h_1 = \frac{P_{в1}}{P_{в2} - P_{в1}} h. \quad (3.36)$$

Из (3.9) с учетом (3.7) и (3.10) при $\rho=R$ и $q_{тр}=0$ находим, что

$$p_{\text{в}} = \beta \sigma_s \left(1 - \frac{1 + 2\mu R}{R^2 - 1} z \right) + \sigma_s q_{\text{тр}},$$

$$\text{откуда при } z=0 \quad p_{\text{в1}} = \beta \sigma_s + \sigma_s q_{\text{тр}}, \quad (3.37)$$

а при $z = -h$

$$p_{\text{в}} = \beta \sigma_s \left(1 + \frac{1 + 2\mu R}{R^2 - 1} h \right) + \sigma_s q_{\text{тр}}.$$

Подставив эти выражения в (3.36), получим

$$h_1 = \frac{(1 + q_{\text{тр}}/\beta)(R^2 - 1)}{1 + 2\mu R}. \quad (3.38)$$

Подставив (3.38) в (3.33), найдем максимальное значение

$$q_{\text{тр}} = \frac{\beta \mu R}{1 + \mu R}. \quad (3.39)$$

С учетом этого из (3.38)

$$h_1 = \frac{R^2 - 1}{1 + \mu R}. \quad (3.40)$$

Приравняв (3.40) и (3.34), найдем ход $s_{\text{тр}}$, при котором высота образующей стенки стакана станет равной h_1 , и рост усилия выдавливания прекратится:

$$s_{\text{тр}} = \frac{(R^2 - 1)^2}{R^2(1 + \mu R)}. \quad (3.41)$$

Если текущее значение $s < s_{\text{тр}}$, то следует использовать выражение (3.35), если же $s \geq s_{\text{тр}}$, то следует использовать формулу (3.39).

Величина конусности прогиба матрицы определяется с учетом (3.32), (3.37) и (3.40) следующим образом:

$$\text{tg } \gamma = \frac{\Delta_1}{h_1} = \frac{\beta \sigma_s R(1 + 2\mu R)[(1 - \nu)R^2 + (1 + \nu)R_{\text{н}}^2]}{E(R_{\text{н}}^2 - R^2)(R^2 - 1)}. \quad (3.42)$$

В работе [132] опытным путем для тонкостенных стаканов установлена следующая экспериментальная зависимость: $h_{1\text{э}} = 2(R - 1)$. Сравнение вытекающих из нее экспериментальных значений с теоретическими результатами,

получающимися по формуле (3.40) при $\mu=0,1$, представлено в таблице 1.2 и показывает хорошую сходимость.

Результаты расчетов по формуле (3.39) максимального значения $q_{тр}$ и соответствующего ему повышения удельного усилия выдавливания $(q_{тр}/q)100\%$ (где q найдено по формуле (3.20) с учетом (3.22) при $\beta=1,1$ и $q_{тр}=0$) показывают, что при $\mu=\mu_1=0,1$ прирост усилия выдавливания, обусловленный упругим прогибом матрицы, составляет порядка 5%, что совпадает с результатами экспериментов работы [66].

Таблица 1.2

R	1,1	1,2	1,3	1,4	1,5
h_1	0,19	0,39	0,61	0,84	1,06
$h_{1,1}$	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
$\delta, \%$	5,3	2,6	1,6	4,8	5,7

Для компенсации обратного конуса от упругого прогиба матрицы необходимо делать в направлении истечения раструб той же конусности, определяемой формулой (3.42). Например, для значений $E=2 \cdot 10^5$ МПа, $\nu=0,3$, $\beta=1,1$, $\mu=0,1$, $R=1,5$, $R_{II}=6$ (выбрано по рекомендациям работы [164]), обычно встречающегося при выдавливании среднего значения накопленной деформации $e_f=0,4$, для стали 20 $\sigma_s=710$ МПа и, соответственно, $\gamma=0,5^\circ$, а для стали 50 $\sigma_s=1060$ МПа и, соответственно, $\gamma=0,75^\circ$. Полученные значения полностью совпадают с опытными рекомендациями работ [110, 161, 164].

При наличии компенсирующей конусности матрицы следует принимать $q_{тр}=0$.

Теперь рассмотрим выдавливание с активными силами трения. Используя выражения (3.26), (3.27) и (3.36), аналогично разобранным выше можно показать, что

$$h_1 = \frac{(\beta - q_{та})(R^2 - 1)}{\beta - 2\mu R(\beta - q_{та})}$$

Подставляя это выражение в (3.33) и решая полученное уравнение, находим:

$$q_{\text{та}} = \beta \left[-\frac{1}{4} \left(\frac{1}{\mu R} - 1 \right) + \sqrt{\frac{1}{16} \left(\frac{1}{\mu R} - 1 \right)^2 + 0,5} \right]. \quad (3.43)$$

Важно отметить, что $q_{\text{та}}$, в отличие от $q_{\text{тр}}$, не может быть равно нулю (за исключением случая $\mu=0$), так как при выдавливании с активными силами трения компенсирующая конусность не делается, но даже если представить ее наличие, то совершенно очевидно, что тянущее усилие со стороны образующейся стенки стакана при этом сохранится.

На рис. 3.4 представлены результаты расчета высоты очага пластической деформации. Сравнение полученных результатов показывает, что при выдавливании с активными силами трения высота очага пластической деформации значительно (при $\mu=0,3$ приблизительно в 2 раза) больше, чем при обычном выдавливании.

На рис. 3.5 представлены результаты расчета удельного деформирующего усилия, а на рис. 3.6 - максимального давления на стенку матрицы для изотропной заготовки ($\beta=1,1$). Анализ полученных результатов показывает, что применение выдавливания с активными силами трения позволяет значительно снизить (при $\mu=0,3$ на 28%) удельное деформирующее усилие и максимальное давление на стенку матрицы по сравнению с обычным выдавливанием, что, соответственно, приводит к увеличению стойкости штампового инструмента и снижению требуемой мощности оборудования.

Таблица 3.3

R	q	q_a	$(\Delta q/q)100\%$	$(\Delta q/q)_a 100\%$	$\delta, \%$
1,12	4,570	2,804	38,6	35,6	7,8
1,28	3,941	2,495	36,7	33,4	9,0
1,80	3,716	2,437	34,4	31,5	8,4

В таблице 3.3 приведены сравнения вычисленных по формулам (3.20) и

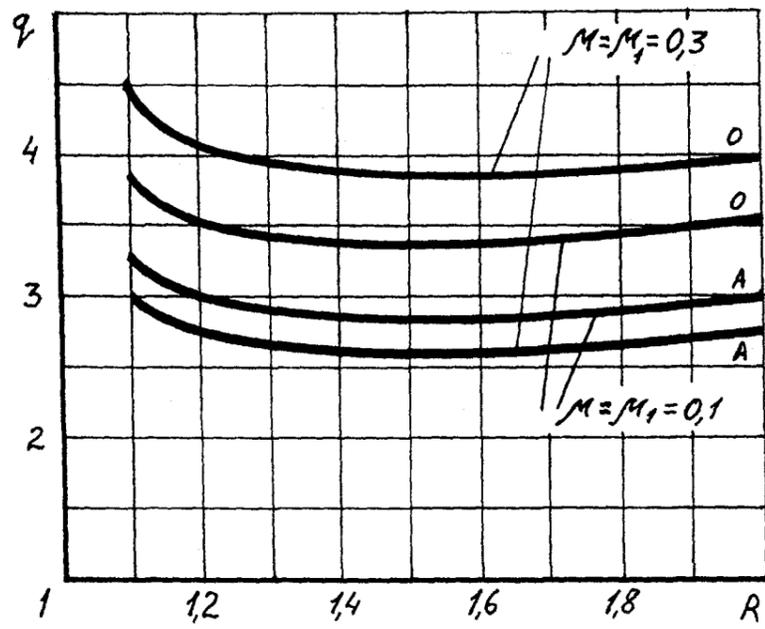


Рис. 3.5. Зависимость удельного деформирующего усилия от относительного радиуса матрицы и трения

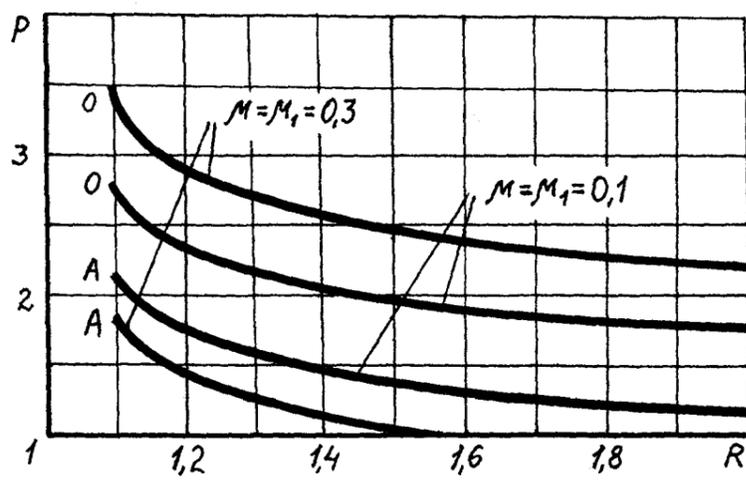


Рис. 3.6. Зависимость максимального давления на стенку матрицы от относительного радиуса матрицы и трения

(3.29) теоретических значений снижения удельного деформирующего усилия при выдавливании с активными силами трения с экспериментальными данными работы [110], полученными при выдавливании обезжиренных заготовок из свинца С00 ($\mu=\mu_1=0,5$). Из таблицы видна хорошая сходимость теоретических и экспериментальных результатов.

С учетом соотношений (3.39) и (3.43) видно, что при $\mu=0$ (выдавливание в свободноплавающей матрице) выражения (3.20), (3.22) и (3.23) для обычного выдавливания совпадают с выражениями (3.29)-(3.31) для выдавливания с активными силами трения. Расчеты показывают, что при $\mu=0$ усилие выдавливания снижается на величину порядка 7% по сравнению с усилием при $\mu=0,1$, что совпадает с экспериментальными данными работ [110, 164]. Такое снижение усилия приводит к увеличению стойкости пуансонов на 30% [110].

На рис. 3.7 приведены результаты расчета удельного деформирующего усилия в зависимости от относительного радиуса матрицы и коэффициента анизотропии, соответствующего горячекатанной стали 45, для которой напряжение текучести $\sigma_{sz}=335$ МПа, а $\sigma_{sp}=311$ МПа [96]. При изотропной заготовке $k=1$; при анизотропной заготовке, ось проката которой совпадает с направлением усилия деформирования, $k=0,93$; при анизотропной заготовке, волокна которой перпендикулярны направлению усилия деформирования, $k=1,04$ (в этом случае, строго говоря, осевая симметрия анизотропии соблюдаться не будет, однако, в первом приближении можно полагать, что это условие выполнено, и использовать среднее в радиальном направлении значение напряжения текучести). Для получения взаимосравнимых результатов при $k=1,04$ величины удельных деформирующих усилий, вычисленные по формулам (3.20) и (3.29), умножены на величину 0,93, учитывающую то, что в данном случае заготовка имеет напряжение текучести в направлении оси z (к которому отнесены удельные деформирующие усилия) меньшее, чем при $k=1$ и $k=0,93$. Анализ полученных результатов показывает, что учет анизо-

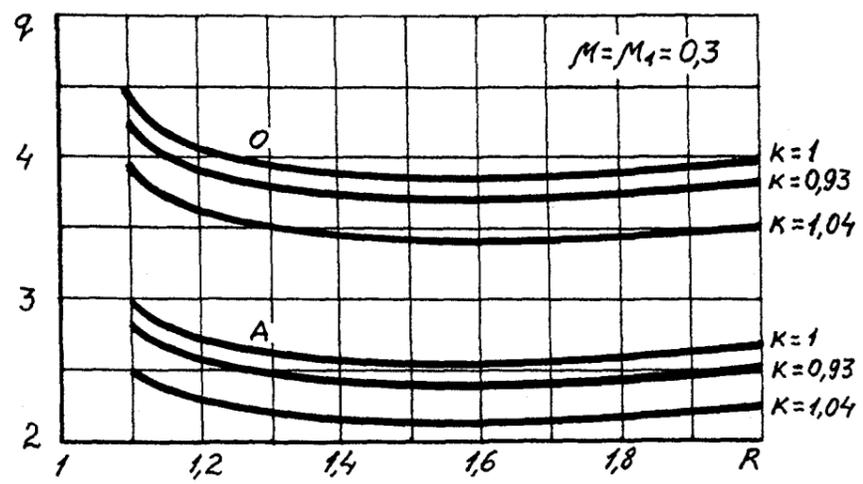


Рис. 3.7. Зависимость удельного деформирующего усилия от относительного радиуса матрицы и коэффициента анизотропии

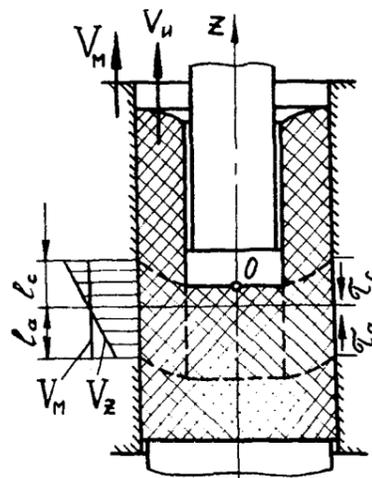


Рис. 3.8. Схема определения оптимальной скорости матрицы при выдавливании с активными силами трения

тропии свойств исходной заготовки при выдавливании вдоль оси проката дает небольшое уточнение, равное 1,2% ; в этом случае усилие деформирования можно определять по формулам для изотропного тела. При выдавливании заготовки поперек ее волокон усилие деформирования снижается на 6,5% по сравнению с усилием выдавливания изотропной заготовки (что хорошо согласуется с данными работы [158]); в данном случае целесообразно пользоваться формулами, учитывающими анизотропию свойств исходной заготовки.

В последнее время повышается интерес к обработке давлением волокнистых композиционных материалов, имеющих значительно более высокие показатели анизотропии, чем обычные стали [11, 15, 18]. Для таких материалов целесообразность учета анизотропии и, соответственно, актуальность проведенного анализа резко возрастают.

Так как анизотропия свойств при выдавливании малоуглеродистых сталей мало влияет на пластическое течение, то в приведенных ниже исследованиях использованы соотношения теории течения изотропной среды.

3.3. Кинематическое состояние заготовки.

Определение оптимальной скорости перемещения матрицы в процессе выдавливания с активными силами трения

Расчетная схема представлена на рис. 3.8. Из нее видно, что так как осевая скорость течения v_z на границе между заготовкой и матрицей изменяется, согласно (3.1) по линейному закону, то при скорости перемещения матрицы v_m , меньшей v_z в верхней точке очага пластической деформации, возникают два участка l_c и l_a , на первом из которых действуют силы трения сопротивления τ_c , а на втором - активные силы трения τ_a , способствующие течению металла. Следовательно, оптимальная скорость матрицы определена

из условия $l_c=0$, и, таким образом, для ее нахождения необходимо определить компонент v_z кинематического состояния заготовки в области 1.

Согласно выражению (3.28) касательные напряжения будут равны:

$$\tau_{\rho z} = \frac{[\beta R - 2\mu(\beta - q_{\text{та}})]R - [\beta - 2\mu R(\beta - q_{\text{та}})]\rho^2}{2\rho(R^2 - 1)}. \quad (3.44)$$

Используя условие неразрывности в интегральной форме на границе между областями 1 и 2, с учетом (3.2) находим:

$$A = \frac{v_0}{h(R^2 - 1)}.$$

Интенсивность скоростей деформации (2.21) с учетом выражений (3.3) будет равна

$$\xi_i = \frac{A}{\sqrt{3}} \sqrt{\frac{R^4}{\rho^4} + 3 + [\varphi'(\rho)]^2}.$$

Тогда из четвертого уравнения системы (2.23) с учетом четвертого выражения системы (3.3) находим, что

$$\varphi'(\rho) = - \sqrt{\frac{\left(\frac{R}{\rho}\right)^4 + 3}{\frac{1}{3\tau_{\rho z}^2} - 1}}.$$

Это выражение с достаточной точностью можно представить в виде интерполяционной формулы Ньютона, определенной для трех значений аргумента ρ с шагом $n=(R-1)$ от $\rho_1=1$ до ρ_3 :

$$\varphi'(\rho) = \varphi'(\rho_1) + \left\{ \varphi'(\rho_2) - \varphi'(\rho_1) + [\varphi'(\rho_1) - 2\varphi'(\rho_2) + \varphi'(\rho_3)] \left(\frac{\rho - \rho_1}{2n} - \frac{1}{2} \right) \right\} \frac{\rho - \rho_1}{n}, \quad (3.45)$$

где, с учетом формулы (3.44) и того, что при $\rho_1=1$ $\beta=1$, $\rho_2=(R+1)/2$ $\beta=1,1$, $\rho_3=R$ $\beta=1,155$,

$$\left\{ \begin{aligned} \varphi'(\rho_1) &= -\sqrt{3(R^4 + 3)}, \\ \varphi'(\rho_2) &= -\frac{\sqrt{16\left(\frac{R}{R+1}\right)^4 + 3}}{\sqrt{\frac{1}{3} \left\{ \frac{(R+1)(R^2-1)}{[1,1R - 2\mu(1,1 - q_{\text{та}})]R - 0,25[1,1 - 2\mu R(1,1 - q_{\text{та}})](R+1)^2} \right\}^2 - 1}}, \\ \varphi'(\rho_3) &= -\frac{2}{\sqrt{\frac{1}{3[\mu(1,155 - q_{\text{та}})]^2} - 1}}}. \end{aligned} \right.$$

Интегрируя выражение (3.45) находим функцию

$$\varphi(\rho) = k_1(\rho-1) + k_2(\rho-1)^2 + k_3(\rho-1)^3 + C_{10},$$

в которой

$$\left\{ \begin{aligned} k_1 &= \varphi'(\rho_1), \\ k_2 &= \frac{2\varphi'(\rho_2) - 1,5\varphi'(\rho_1) - 0,5\varphi'(\rho_3)}{2n}, \\ k_3 &= \frac{\varphi'(\rho_1) - 2\varphi'(\rho_2) + \varphi'(\rho_3)}{6n^2}. \end{aligned} \right.$$

Подставляя $\varphi(\rho)$ в (3.1) и используя в интегральной форме условие неразрывности при $z=0$

$$2 \int_1^R v_z|_{z=0} \rho d\rho = v_0,$$

находим значение произвольной постоянной:

$$C_{10} = - \left[h + k_1 \frac{(R-1)(2R+1)}{3(R+1)} + k_2 \frac{(R-1)^2(3R+1)}{6(R+1)} + k_3 \frac{(R-1)^3(4R+1)}{10(R+1)} \right].$$

Тогда окончательно, осевая скорость в области 1

$$v_z = \frac{v_u}{h_a} \left\{ h_a + z + k_1 \left[\frac{(R-1)(2R+1)}{3(R+1)} - (\rho-1) \right] + k_2 \left[\frac{(R-1)^2(3R+1)}{6(R+1)} - (\rho-1)^2 \right] + \right.$$

$$+ k_3 \left[\frac{(R-1)^3(4R+1)}{10(R+1)} - (\rho-1)^3 \right] \}. \quad (3.46)$$

где $v_{и} = v_0 / (R^2 - 1)$ - средняя скорость истечения металла в кольцевой зазор между пуансоном и матрицей, равная скорости движения образовавшейся стенки стакана.

На рис. 3.9 (справа) показана эпюра изменения скорости v_z вдоль радиуса ρ и, в соответствующем масштабе, средняя скорость истечения $v_{и}$, определенные по формуле (3.46) при $z=0$, $R=1,8$, $\mu=0,3$ (высота очага пластической деформации $h_a=1,35$ определена по формуле (3.30)). На рис.3.9 (слева) показаны верхняя и нижняя границы очага пластической деформации, определяемые, соответственно, уравнениями $z=f_1(\rho)$ и $z=f_2(\rho)$. Так как скорость v_z согласно (3.46) максимальна в точке A , то для определения оптимальной скорости перемещения матрицы, равной максимальной скорости v_z , необходимо найти координату z данной точки.

Для определения верхней границы очага пластической деформации используем условие равенства нормальных составляющих скоростей течения v_z и v_ρ к поверхности границы, нормальной составляющей скорости движения образовавшейся стенки стакана (рис. 3.9):

$$v_z \cos \varphi - v_\rho \sin \varphi = v_{и} \cos \varphi .$$

Это уравнение можно привести к виду $v_z - v_{и} = v_\rho \operatorname{tg} \varphi$,

или $v_z - v_{и} = v_\rho f_1'(\rho)$.

Подставляя в это выражение формулы (3.2) и (3.46) с учетом того, что $z=f_1(\rho)$, и используя граничное условие при $\rho=1$ $f_1(\rho)=0$, находим

$$f_1(\rho) = \frac{\rho-1}{R+1} \left\{ \frac{2}{3} k_1 + \frac{1}{6} k_2 \left[\frac{3R^2 - 2R\rho + 3\rho^2}{R+\rho} + 3R\rho - 5 \right] + \frac{1}{10} k_3 \left[4(R^2 + \rho^2) + 9 - 11R\rho + \frac{(R^2 + R\rho + \rho^2)(4R\rho - 11) + 9R\rho}{R+\rho} \right] \right\} .$$

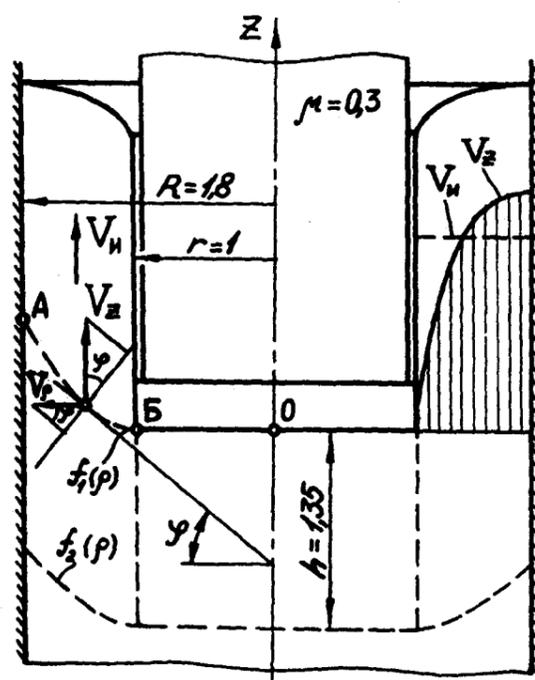


Рис. 3.9. Схема определения границ очага деформации

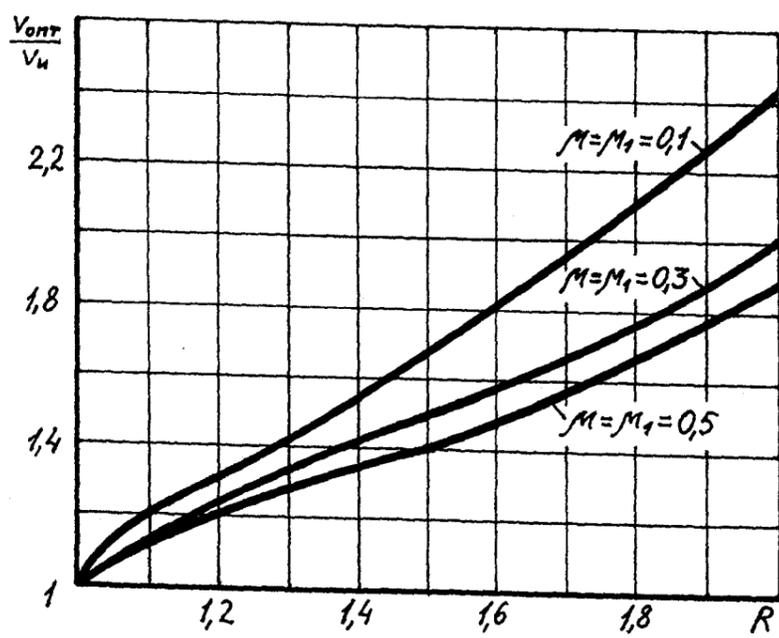


Рис. 3.10. Зависимость оптимальной скорости перемещения матрицы от R и μ

Отсюда, координата точки A $z=f_1(R)$ будет равна:

$$f_1(\rho) = \frac{R-1}{R+1} \left[\frac{2}{3}k_1 + \frac{1}{6}k_2(3R^2 + 2R - 5) + \frac{3}{10}k_3(2R^3 - R^2 - 4R + 3) \right].$$

Подставив это выражение в формулу (3.46) при $\rho=R$, найдем оптимальную скорость перемещения матрицы в процессе выдавливания с активными силами трения:

$$v_{\text{опт}} = v_{\text{и}} \left[1 + \frac{R(R-1)}{h_a(R+1)} \sqrt{\frac{R^4}{3} + 1} \right]. \quad (3.47)$$

Результаты расчета оптимальной скорости перемещения матрицы для квазистационарной стадии выдавливания (на которой h_a определялась по формуле (3.30)) приведены на рис. 3.10. Они хорошо согласуются с экспериментальными данными работ [107, 110, 164]. Так при $\mu=\mu_1=0,1$ и $R=1,1 \dots 1,3$ теоретически $v_{\text{опт}}/v_{\text{и}}=1,23 \dots 1,46$, а экспериментально из работы [158] $v_{\text{опт}}/v_{\text{и}}=1,3 \dots 1,4$, т.е. $\delta=4,9\%$. При $R=1,8$ теоретически $v_{\text{опт}}/v_{\text{и}}=2,13$, а экспериментально из работ [107, 110] для свинца С00 $v_{\text{опт}}/v_{\text{и}}=2,3$, т.е. $\delta=8,0\%$. Как будет показано дальше в разделе 3.6, для упрочняющегося материала высота h_{ay} будет больше, чем h_a для неупрочняющегося. Поэтому с учетом (3.47) оптимальная скорость перемещения матрицы для первого будет меньше, чем для второго, что также хорошо согласуется с опытными данными работ [107, 110]. Например, для алюминиевого сплава АВ согласно соотношению (3.127) при рабочем ходе $s=1$ $h_{\text{ay}}=1,88h_a$, т.е. при $R=1,8$ теоретически $v_{\text{опт}}/v_{\text{и}}=1,60$, а экспериментально из работ [107, 110] $v_{\text{опт}}/v_{\text{и}}=1,7$, т.е. $\delta=6,3\%$; таким образом, у данного сплава по сравнению с неупрочняющимся свинцом С00 теоретически оптимальная скорость уменьшается в 1,33 раза, а экспериментально – в 1,35 раза, т.е. $\delta=1,1\%$.

Аналогично приведенному выше исследованию, можно найти нижнюю границу очага пластической деформации и скорости течения металла в области 2.

3.4. Деформированное состояние заготовки

Применим метод, разработанный в главе 2, для исследования деформированного состояния при выдавливании, расчетная схема которого представлена на рис. 3.11. Полагаем, что исходная заготовка не имеет накопленной деформации. Рассмотрим случай, когда высота очага пластической деформации h меньше толщины дна выдавливаемого стакана (ква-зистационарная стадия). Переносную систему координат, связанную с торцем пуансона, считаем условно неподвижной, полагая, что металл, расположенный под нижней границей очага пластической деформации, движется навстречу пуансону со скоростью v_0 .

В области I, включающей зоны 1а, 1б, 1в, характеристика которых будет дана ниже, скорости течения частиц металла представим в виде следующих выражений, удовлетворяющих граничным условиям и условию несжимаемости:

$$\begin{cases} v_z = v_0 \left(1 + \psi + \psi \frac{z}{h} \right), \\ v_\rho = v_0 \frac{\psi}{2h} \left(\frac{R^2 - \rho^2}{\rho} \right). \end{cases} \quad (3.48)$$

где $\psi = 1/(R^2 - 1)$ - величина, характеризующая обжатие заготовки.

Интегрируя выражения $dz = v_z dt$, $d\rho = v_\rho dt$, с учетом (3.48) и начальных условий $t=0$, $z=z_0$, $\rho=\rho_0$, получаем

$$\begin{cases} z = \frac{h}{\psi} \left[\left(1 + \psi + \psi \frac{z_0}{h} \right) e^{\psi n} - 1 - \psi \right], \\ \rho = \sqrt{R^2 - (R^2 - \rho_0^2) e^{-\psi n}}, \end{cases} \quad (3.49)$$

где $n = s/h$, а $s = v_0 t$ - рабочий ход пуансона.

Скорости деформаций из (2.19) с учетом (3.48) равны:

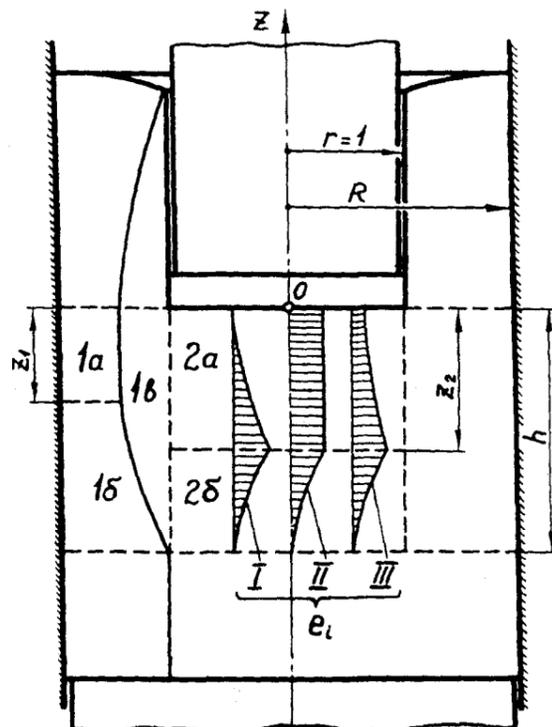


Рис. 3.11. Характерные зоны деформированного состояния при выдавливании стакана

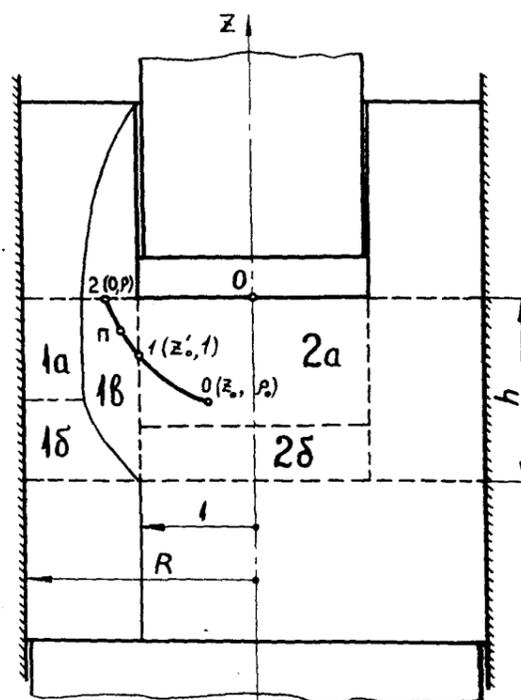


Рис. 3.12. Схема к расчету накопленных деформаций в зоне IV

$$\begin{cases} \xi_z = v_0 \frac{\psi}{h}, \\ \xi_r = -\frac{1}{2} v_0 \frac{\psi}{h} \left(\frac{R^2 + \rho^2}{\rho^2} \right), \\ \xi_{\rho} = \frac{1}{2} v_0 \frac{\psi}{h} \left(\frac{R^2 - \rho^2}{\rho^2} \right). \end{cases} \quad (3.50)$$

С другой стороны, в условиях осевой симметрии скорости деформаций выражаются через компоненты тензора деформаций:

$$\begin{cases} \xi_z = \frac{\partial e_z}{\partial t} + v_r \frac{\partial e_z}{\partial r} + v_z \frac{\partial e_z}{\partial z}, \\ \xi_r = \frac{\partial e_r}{\partial t} + v_r \frac{\partial e_r}{\partial r} + v_z \frac{\partial e_r}{\partial z}, \\ \xi_{\rho} = \frac{\partial e_{\rho}}{\partial t} + v_r \frac{\partial e_{\rho}}{\partial r} + v_z \frac{\partial e_{\rho}}{\partial z}. \end{cases} \quad (3.51)$$

Полагая, что в области 1 деформации $e_z = e_z(z)$, $e_{\theta} = e_{\theta}(\rho)$, $e_r = e_r(\rho, z)$, из (3.51) находим:

$$\begin{cases} \xi_z = v_z \frac{\partial e_z}{\partial z}, \\ \xi_{\theta} = v_r \frac{\partial e_{\theta}}{\partial \rho}, \\ \xi_{\rho} = v_r \frac{\partial e_r}{\partial \rho} + v_z \frac{\partial e_r}{\partial z}. \end{cases} \quad (3.52)$$

Интегрируя (3.52) с учетом (3.48), (3.50), и определяя произвольные постоянные из начальных условий $z = z_0$, $\rho = \rho_0$, $e_z = e_r = e_{\theta} = 0$, получаем:

$$\left\{ \begin{array}{l} e_z = \ln \frac{1 + \psi + \psi \frac{z}{h}}{1 + \psi + \psi \frac{z_0}{h}}, \\ e_\theta = \ln \frac{\rho}{\rho_0}, \\ e_\rho = -e_z - e_\theta. \end{array} \right. \quad (3.53)$$

В области I можно выделить три характерные зоны деформации: зону Ia, существующую до тех пор, пока весь металл, находившийся в области I до начала деформации, не выйдет за пределы очага пластической деформации в образующуюся стенку стакана; зону Ib, в которой поле деформаций стационарно, т.к. все ее материальные частицы поступают из недеформированной области через нижнюю границу очага пластической деформации (т.е. проходят до выхода в стенку стакана один и тот же путь, начальная координата которого $z_0 = -h$); зону Iv, образованную металлом, поступающим из области 2. Границей между зоной Iv и зонами Ia и Ib является линия с начальным радиусом $\rho_0 = 1$, хорошо заметная на волокнистой макроструктуре или делительной сетке выдавленного стакана (рис. 3.9). Координаты этой линии можно определить по соотношениям (3.49). На участке между зонами Ia и Iv радиус границы (независимый от z) равен:

$$\rho = \sqrt{R^2 - (R^2 - 1)e^{-\psi n}}. \quad (3.54)$$

На участке между зонами Ib и Iv, учитывая, что $z_0 = -h$, и выражая s через z из первого уравнения системы (3.49), из второго уравнения этой системы находим уравнение границы:

$$\rho = \sqrt{R^2 - \frac{R^2 - 1}{1 + \psi + \psi \frac{z}{h}}}. \quad (3.55)$$

Координата z_1 границы между зонами Ia и Ib определяется из первого уравнения системы (3.49) подстановкой в него $z_0 = -h$:

$$z_1 = \frac{h}{\psi} (e^{\psi n} - 1 - \psi). \quad (3.56)$$

При рабочем ходе пуансона, когда $z_1=0$,

$$s_{сг} = \frac{h}{\psi} \ln(1 + \psi), \quad (3.57)$$

зона 1а полностью выходит в образовавшуюся стенку стакана, и поле деформаций в области, примыкающей к стенке матрицы (зона 1б), становится стационарным.

Выражая ρ_0 и z_0 через ρ и z из соотношений (3.49) и подставляя полученные выражения в (3.53), находим деформации в зоне 1а:

$$\begin{cases} e_z = \psi n, \\ e_\theta = \frac{1}{2} \ln \frac{\rho^2}{R^2 - (R^2 - \rho^2) e^{\psi n}}. \end{cases} \quad (3.58)$$

Выражая ρ_0 через ρ , а s через z ($z_0 = -h$), из (3.53) находим деформации в зоне 1б:

$$\begin{cases} e_z = \ln \left(1 + \psi + \psi \frac{z}{h} \right), \\ e_\theta = \frac{1}{2} \ln \frac{\rho^2}{R^2 - (R^2 - \rho^2) \left(1 + \psi + \psi \frac{z}{h} \right)}. \end{cases} \quad (3.59)$$

В области 2, включающей зону нестационарных деформаций 2а и зону стационарных деформаций 2б (поскольку для всех расположенных в ней материальных точек $z_0 = -h$), рис. 3.10, скорости течения представим в общем виде следующими подходящими функциями:

$$\begin{cases} v_z = v_0 \left(-a \frac{z}{h} + b \frac{z^2}{h^2} \right), \\ v_\rho = -v_0 \left(-\frac{a}{h} + \frac{2bz}{h^2} \right) \frac{\rho}{2}, \end{cases} \quad (3.60)$$

где коэффициенты a и b связаны соотношением $a+b=1$.

В зависимости от наличия и величины застойной зоны под торцем пуансона, определяемых относительным радиусом матрицы R и трением между заготовкой и инструментом, коэффициенты a и b равны:

1. При наличии застойной зоны $a=0$; $b=1$;
2. При отсутствии застойной зоны $a=1$; $b=0$;
3. При затрудненном течении металла вблизи торца пуансона (промежуточный случай между первым и вторым) $a=0,5$; $b=0,5$.

Соответствующее этим вариантам распределение накопленных деформаций в области 2 показано на рис. 3.11.

Интегрируя выражение $dz=v_z dt$, с учетом (3.60) и начального условия $t=0$, $z=z_0$, получаем:

при $a>0$

$$z = \frac{ahz_0}{bz_0(1 - e^{an}) + ahe^{an}}; \quad (3.61)$$

при $a=0$

$$z = \frac{z_0}{1 - z_0 \frac{n}{h}}. \quad (3.62)$$

Скорости деформаций из (2.19) с учетом (3.60) равны:

$$\begin{cases} \xi_z = v_0 \left(-\frac{a}{h} + 2b \frac{z}{h^2} \right), \\ \xi_\rho = \xi_\theta = -0,5\xi_z. \end{cases} \quad (3.63)$$

Полагая, что в области 2 деформации $e_z=e_z(z)$, $e_\rho=e_\rho(z)$, $e_\theta=e_\theta(z)$, из (3.51) находим:

$$\begin{cases} \xi_z = v_z \frac{de_z}{dz}, \\ \xi_\rho = v_z \frac{de_\rho}{dz}, \\ \xi_\theta = v_z \frac{de_\theta}{dz}. \end{cases} \quad (3.64)$$

Интегрируя (3.64) с учетом (3.60), (3.63), и определяя произвольные постоянные из начальных условий $e_z=e_\rho=e_\theta=0$ при $z=z_0$, получаем:

при $a>0$

$$e_z = \ln \frac{b \frac{z^2}{h^2} - a \frac{z}{h}}{b \frac{z_0^2}{h^2} - a \frac{z_0}{h}}; \quad (3.65)$$

при $a=0$

$$e_z = 2 \ln \frac{z}{z_0}. \quad (3.66)$$

При этом, во всех случаях $e_\rho=e_\theta=-0,5e_z$.

Далее, в результате выкладок, полностью аналогичных приведенным выше для области 1, можно получить следующие результаты:

1. При наличии застойной зоны:

$$z_2 = -\frac{h}{1+n}; \quad (3.67)$$

в зоне 2а

$$e_z = 2 \ln \left(1 + z \frac{n}{h} \right); \quad (3.68)$$

в зоне 2б

$$e_z = 2 \ln \left(-\frac{z}{h} \right); \quad (3.69)$$

2. При отсутствии застойной зоны:

$$z_2 = -he^{-n}; \quad (3.70)$$

в зоне 2а

$$e_z = -n; \quad (3.71)$$

в зоне 2б

$$e_z = \ln\left(-\frac{z}{h}\right); \quad (3.72)$$

3. При затрудненном течении металла вблизи торца пуансона (промежуточный случай):

$$z_2 = -\frac{h}{2e^{0,5n} - 1}; \quad (3.73)$$

в зоне 2а

$$e_z = -2 \ln \frac{he^{0,25n}}{z[e^{0,5n} - 1] + h}; \quad (3.74)$$

в зоне 2б

$$e_z = \ln \frac{z^2 - zh}{2h^2}. \quad (3.75)$$

Подставляя приведенные выше выражения в формулу интенсивности накопленных деформаций

$$e_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(e_z - e_p)^2 + (e_p - e_\theta)^2 + (e_\theta - e_z)^2}, \quad (3.76)$$

можно определить величину накопленной деформации в любой точке очага пластической деформации. С целью упрощения расчетов можно использовать и выражение [150]

$$e_i = \beta |e_{\max}|. \quad (3.77)$$

Некоторые затруднения может вызвать определение накопленной деформации в зоне 1в, т.к. находящиеся в ней материальные частицы, имея накопленную деформацию, полученную в области 2, приобретают дополнительную деформацию, двигаясь в области 1 в образующуюся стенку стакана. Поэтому, в точной постановке, необходимо определять пути, пройденные частицей в обеих областях деформации, а затем, по приведенным формулам, суммарную величину накопленной деформации. Для этого рассмотрим расчетную схему, представленную на рис. 3.12.

Пусть некоторая материальная частица находилась в начальный момент времени в точке 0 (координаты точек указаны в скобках). После того, как пуансон совершит рабочий ход, равный s_1 , данная частица переместится в точку 1, расположенную на верхней границе между областями 1 и 2. При дальнейшем ходе пуансона, равном s_2 , частица из точки 1 переместится в точку 2, расположенную на верхней границе пластической области. Общий ход пуансона к этому моменту будет равен s .

Ход s_2 найдем из второго уравнения системы (3.49), подставив в него $\rho_0=1$:

$$s_2 = \frac{h}{\psi} \ln \frac{R^2 - 1}{R^2 - \rho^2}. \quad (3.78)$$

Координату z_0' точки 1 найдем из первого уравнения системы (3.49), подставив в него $s=s_2$ и $z=0$:

$$z_0' = -(1 + \psi)(\rho^2 - 1)h. \quad (3.79)$$

Важно отметить, что зона 1в делится на две зоны: 1г - в которую поступают частицы из нестационарной зоны 2а; 1д - в которую поступают частицы из стационарной зоны 2б. Подход к определению накопленных деформаций в зонах 1г и 1д несколько различен; поэтому, определим радиус ρ' пересечения границы между этими зонами с верхней границей очага пластической деформации (рис. 3.13), подставив в (3.79) $z_0'=z_2$, где z_2 определяется при ходе $s_1=s-s_2$,

$$\rho' = \sqrt{1 - \frac{1}{1 + \psi} \frac{z_2}{h}}. \quad (3.80)$$

Далее, используя формулы (3.53) с учетом того, что $z=0$, $z_0'=z_0'$, $\rho_0=1$, получим

$$\begin{cases} e_z = \ln \frac{1}{1 - \psi(\rho^2 - 1)}, \\ e_\theta = \ln \rho. \end{cases} \quad (3.81)$$

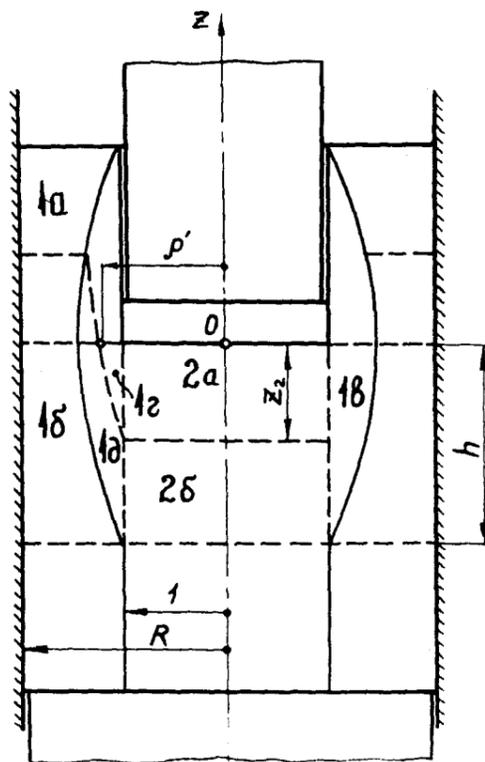


Рис. 3.13. Схема к определению накопленных деформаций в зонах 1г и 1д

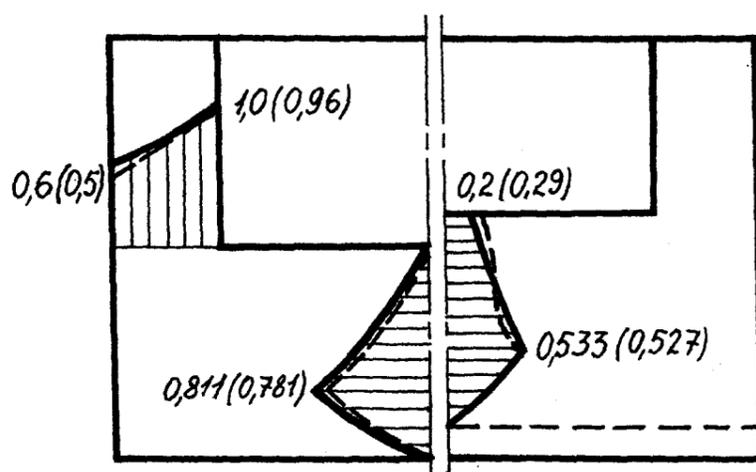


Рис. 3.14. Сравнение теоретических результатов с экспериментальными данными работы [90]

Подставив (3.81) в (3.76) или (3.77), можно найти деформацию e_{i1} , накопленную во время движения частицы в зоне 1в. Затем, находя накопленную деформацию в области 2, определяем суммарную накопленную деформацию в точке 2:

при $\rho < \rho'$

$$e_i = e_{i1} + e_{i2} \Big|_{z=z_0}^{s=s_1}; \quad (3.82)$$

при $\rho > \rho'$

$$e_i = e_{i1} + e_{i2} \Big|_{z=z_0}^{\cdot}. \quad (3.83)$$

В выражении (3.82) величина e_{i2} определяется по выведенным выше формулам для зоны 2а; в выражении (3.83) эта величина определяется по формулам для зоны 2б. При этом необходимо учитывать, что формула (3.80) имеет смысл лишь после того, как граница между зонами 1г и 1д пересечет верхнюю границу очага пластической деформации, что произойдет при ходе пуансона, определяемом выражением (3.57). При меньшем ходе накопленные деформации определяются по формуле (3.82).

Аналогично можно определить величину накопленной деформации в любой точке зоны 1в (например, точке **п**, рис. 3.12). При этом, важно знать координаты точек, расположенных на границе между зонами 1г и 1д. Наметьте путь их определения.

Подставляя вместо z_0 в уравнение системы (3.49) соответствующую формулу, определяющую z_2 в общем виде (по формулам (3.67), (3.70) или (3.73)), получаем уравнение

$$\frac{h}{\psi} \left[\left(1 + \psi + \psi \frac{z_2}{h} \right) e^{\psi n} - 1 - \psi \right] - z = 0, \quad (3.84)$$

из которого, задаваясь конкретной величиной z , расположенной в интервале между текущими значениями z_1 и z_2 , находим величину s . Так как уравнение (3.84) - трансцендентное, то его решение рационально выполнять численными методами на ЭВМ. Далее, подставляя найденное значение s в

уравнение (3.54), находим координату ρ , соответствующую заданной координате z . Таким образом находим координаты всех точек, расположенных на границе между зонами 1г и 1д. Для определения накопленной деформации в зоне 1г используем соотношение, аналогичное (3.82), а в зоне 1д - аналогичное (3.83).

Максимальная накопленная деформация на линии AC будет в точке B , расположенной на некотором удалении от кромки пуансона (рис. 3.11, справа). Положение этой точки в процессе выдавливания меняется, и, кроме того, для определения в ней накопленной деформации необходимо определять путь, пройденный в областях 1 и 2 материальной частицей, находящейся в рассматриваемый момент в точке B , для чего, как указано выше, требуются расчеты на ЭВМ. Для упрощения вычислений можно принять, что максимальная накопленная деформация будет в точке C (рис. 3.11, слева) и определяется приближенной формулой

$$e_{ic} = e_{ia} + 0,5(e_{io} + e_{ik}). \quad (3.85)$$

По полученным соотношениям был выполнен расчет и произведено сравнение его результатов, показанных сплошными линиями на рис.3.14, с экспериментальными данными работы [90] (показаны пунктиром, а их значения приведены в скобках). Согласно чертежу из работы [90] расчет сделан для $R=1,4$, $h=1$, $s=0,5$ (случай с застойной зоной на рис. 3.14, слева) и $s=0,4$ (случай с затрудненным течением на теоретических рис. 3.14, справа). В обоих случаях видна достаточно хорошая качественная и количественная сходимость, а превышение результатов над экспериментальными обусловлено тем, что экспериментальные методы делительных сеток при немономонном деформировании всегда дают заниженные результаты [136].

Рассмотрим случай, когда высота очага пластической деформации определяется толщиной дна выдавливаемого стакана, т.е. при эффекте дна (рис. 3.15). Рассмотрим область 1, включающую зоны 1а и 1в. Скорости течения частиц металла, согласно (3.48) с учетом того, что высота h зависит от вре-

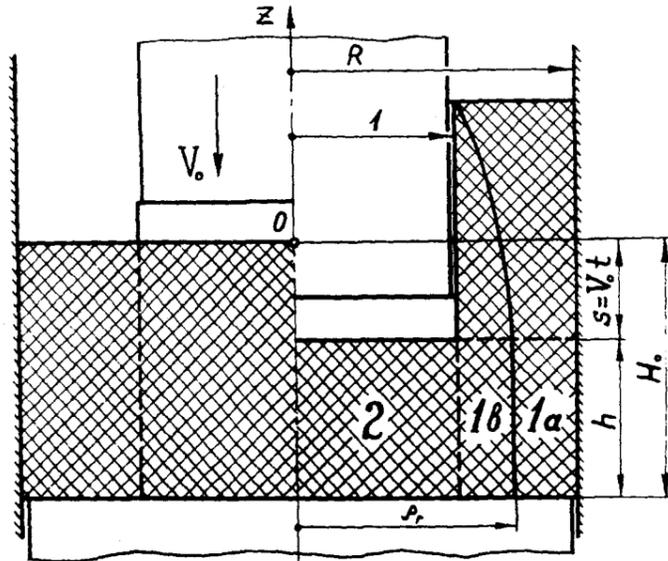


Рис. 3.15. Характерные зоны деформированного состояния заготовки при эффекте дна

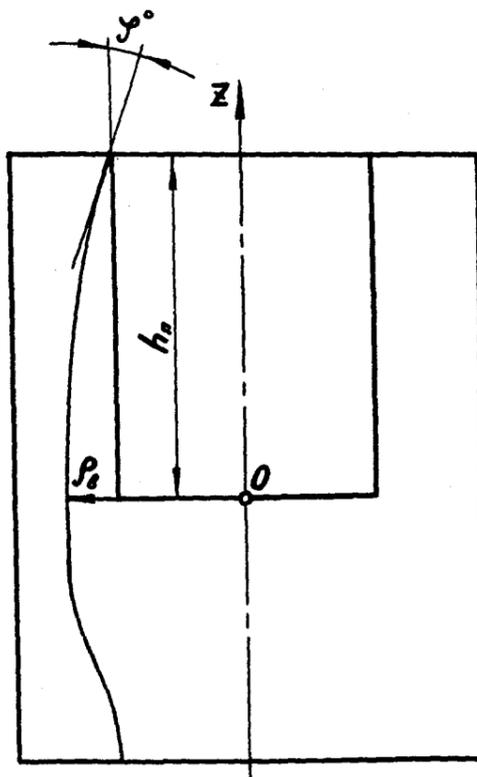


Рис. 3.16. Схема определения угла выхода волокна на внутреннюю поверхность стенки стакана

мени t ($h=H_0 - v_0t$), будут равны:

$$\begin{cases} v_z = v_0 \left(1 + \psi + \psi \frac{z}{H_0 - v_0t} \right), \\ v_\rho = v_0 \left(\frac{R^2 - \rho^2}{\rho} \right) \frac{\psi}{2(H_0 - v_0t)}. \end{cases} \quad (3.86)$$

Подставляя первое выражение системы (3.86) в уравнение $dz=v_zdt$, после преобразований получаем:

$$\frac{dz}{dt} - v_0\psi \frac{z}{H_0 - v_0t} = v_0(1 + \psi). \quad (3.87)$$

Это дифференциальное линейное уравнение первого порядка, решением которого будет

$$z = -(H_0 - v_0t) + \frac{C_{11}}{(H_0 - v_0t)^\psi}. \quad (3.88)$$

Находя произвольную постоянную C_{11} из начальных условий $t=0$, $z=z_0$, и делая замену $v_0t=s$, окончательно получим:

$$z = -H_0 + s + \frac{z_0 + H_0}{\left(1 - \frac{s}{H_0}\right)^\psi}. \quad (3.89)$$

Аналогично, используя второе выражение системы (3.86) и уравнение $d\rho=v_\rho dt$, а также начальные условия $t=0$, $\rho=\rho_0$, находим:

$$\rho = \sqrt{R^2 - (R^2 - \rho_0^2) \left(1 - \frac{s}{H_0}\right)^\psi}. \quad (3.90)$$

Скорости деформаций, в данном случае, равны:

$$\begin{cases} \xi_z = v_0 \frac{\psi}{H_0 - v_0t}, \\ \xi_\rho = -\frac{1}{2} v_0 \frac{\psi}{H_0 - v_0t} \left(\frac{R^2 + \rho^2}{\rho^2} \right), \\ \xi_\theta = \frac{1}{2} v_0 \frac{\psi}{H_0 - v_0t} \left(\frac{R^2 - \rho^2}{\rho^2} \right). \end{cases} \quad (3.91)$$

Полагая, что в области 1 деформации $e_z=e_z(t)$, $e_\rho=e_\rho(t)$, $e_\theta=e_\theta(t)$, из (3.51) находим:

$$\begin{cases} \xi_z = \frac{de_z}{dt}, \\ \xi_\rho = \frac{de_\rho}{dt}, \\ \xi_\theta = \frac{de_\theta}{dt}. \end{cases} \quad (3.92)$$

Интегрируя (3.92) с учетом (3.91) и определяя произвольные постоянные из начальных условий $t=0$, $e_z=e_\rho=e_\theta=0$, получаем (учитывая, что $\rho=f(t)$, согласно выражению (3.90))

$$\begin{cases} e_z = -\psi \ln \left(1 - \frac{s}{H_0} \right), \\ e_\theta = -\frac{1}{2} \ln \left[\frac{R^2 - (R^2 - \rho^2) \left(1 - \frac{s}{H_0} \right)^\psi}{\rho^2} \right], \\ e_\rho = -e_z - e_\theta. \end{cases} \quad (3.93)$$

Заметим, что тот же результат получится и при решении уравнений системы (3.51) в частных производных, если, например, положить $e_z=e_z(z,t)$, поскольку z , согласно выражению (3.88), является функцией от t .

Полученные формулы (3.93) применимы для зоны 1а и могут быть использованы для определения накопленных деформаций в зоне 1в (в которую поступают частицы металла из области 2) по приведенной выше методике.

Аналогично, используя подходящие функции скоростей течения из (3.60) с учетом выражения $h=H_0-v_0t$, в области 2 можно получить следующие результаты:

1. При наличии застойной зоны:

$$z = \frac{z_0 H_0 (H_0 - s)}{H_0 (H_0 - s) - z_0 s}, \quad (3.94)$$

$$e_z = 2 \ln \left[\frac{H_0 (H_0 - s)}{H_0^2 - (H_0 + z_0) s} \right]; \quad (3.95)$$

2. При отсутствии застойной зоны:

$$z = z_0 \left(1 - \frac{s}{H_0} \right), \quad (3.96)$$

$$e_z = \ln \left(1 - \frac{s}{H_0} \right); \quad (3.97)$$

3. При затрудненном течении металла вблизи торца пуансона:

$$z = \frac{(H_0 - s) z_0 \sqrt{H_0}}{(z_0 + H_0) \sqrt{H_0 - s} - z_0 \sqrt{H_0}}, \quad (3.98)$$

$$e_z = -\ln \frac{[(z_0 + H_0) \sqrt{H_0 - s} - z_0 \sqrt{H_0}]^2}{(H_0 - s)^{\frac{3}{2}} H_0 \sqrt{H_0}}. \quad (3.99)$$

При этом, во всех случаях $e_\rho = e_\theta = -0,5e_z$.

Далее, величину накопленной деформации можно определять по формуле (3.76) или (3.77).

Если эффект дна наступает не сразу после начала выдавливания, а сначала имеет место квазистационарная стадия выдавливания, то для определения величин накопленной деформации в заданной материальной точке (т.е. точке, имеющей постоянные начальные (Лагранжевы) координаты) производится суммирование значений деформаций, накопленных на каждом этапе, аналогично тому, как это делается при поэтапном исследовании деформированного состояния методом делительных сеток [142]. Суммирование накопленных деформаций необходимо применять и в том случае, если в процессе выдавливания вследствие вытекания смазки возникает или меняет размеры застойная зона. В этом случае надо разбивать процесс выдавливания на ряд характерных этапов, с использованием соответствующих формул для опреде-

ления накопленных деформаций на каждом этапе, например, на этап с отсутствием застойной зоны, этап с затрудненным течением металла вблизи торца пуансона, этап с застойной зоной.

3.5. Определение угла выхода волокна макроструктуры на внутреннюю поверхность стенки стакана

Направление волокон макроструктуры является важной характеристикой прочностных свойств получаемого изделия, особенно, при работе последнего в условиях динамического нагружения. Согласно [100] для углеродистых сталей ударная вязкость образцов с перпендикулярным к направлению удара расположением волокон в 2,6 - 4 раза выше, чем у образцов с параллельным удару расположением волокон. Это объясняется соответствующей ориентацией хрупких интерметаллических соединений, которые облегчают зарождение и распространение трещин [100]. Кроме того, расположение волокон сильно влияет на коррозионную стойкость, т.к. окисление распространяется вдоль волокон, выходящих на поверхность изделия. Поэтому, определение угла выхода волокон макроструктуры на внутреннюю поверхность стенки стакана является необходимым для оценки динамической прочности и коррозионной стойкости выдавленного изделия.

Расчетная схема представлена на рис. 3.16. Из геометрических соображений и условия несжимаемости можно показать, что глубина полости выдавливаемого стакана равна:

$$h_n = (1 + \psi)s. \quad (3.100)$$

Тангенс угла выхода волокна φ определяется выражением:

$$\operatorname{tg} \varphi = \lim_{s \rightarrow 0} \frac{\rho_B - 1}{h_n}. \quad (3.101)$$

Подставив в (3.101) выражения (3.54) и (3.100), получим:

$$\operatorname{tg} \varphi = \lim_{s \rightarrow 0} \frac{\sqrt{R^2 - (R^2 - 1)e^{-\psi n}} - 1}{(1 + \psi)s}. \quad (3.102)$$

Раскрывая неопределенность по правилу Лопиталя, согласно которому

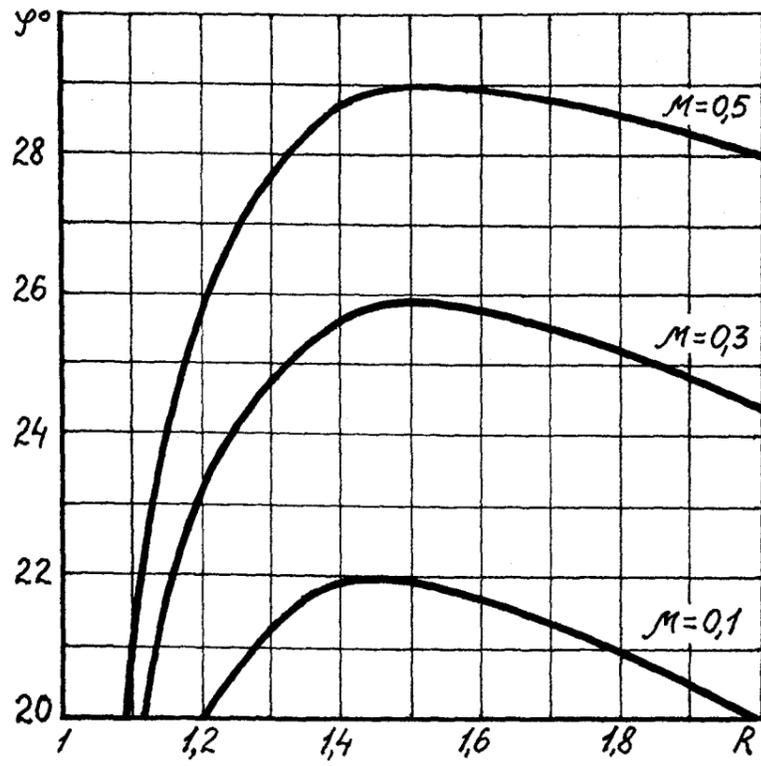


Рис. 3.17. Зависимость угла выхода волокна от R и μ

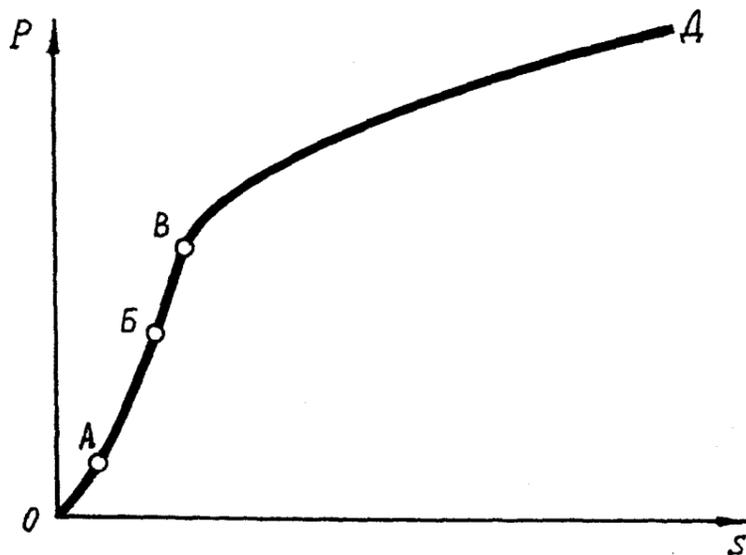


Рис. 3.18. Типовая машинная диаграмма усилия холодного выдавливания упрочняющегося материала

предел отношения двух функций равен пределу отношения производных этих функций, т.е.

$$\lim_{s \rightarrow 0} \frac{\sqrt{R^2 - (R^2 - 1)e^{-\psi s}} - 1}{(1 + \psi)s} = \lim_{s \rightarrow 0} \frac{1 - \frac{\psi}{h}(R^2 - 1)e^{-\psi s}}{2\sqrt{R^2 - (R^2 - 1)e^{-\psi s}} + 1 + \psi},$$

получаем

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{1}{2h(1 + \psi)}. \quad (3.103)$$

Подставляя в (3.103) высоту очага пластической деформации h , определяемую выражением (3.22), в котором $\beta=1,1$, а $\mu_1=0,5$, находим

$$\operatorname{tg} \varphi = 0,707 \frac{\sqrt{(R^2 - 1)(1 + 2\mu R)}}{R^2}. \quad (3.104)$$

Находя максимум этого выражения из условия

$$\frac{d(\operatorname{tg} \varphi)}{dR} = 0,$$

приходим к уравнению

$$\mu R^3 + R^2 - 3\mu R - 2 = 0, \quad (3.105)$$

согласно которому максимальное значение угла φ в зависимости от трения находится в интервале от $R=1,414$ при $\mu=0$ до $R=1,58$ при $\mu=0,5$.

Результаты расчета по формуле (3.104) угла выхода волокна на внутреннюю поверхность стенки стакана в зависимости от R и μ приведены на рис. 3.17. Анализ полученных результатов показывает, что угол выхода волокна на внутреннюю поверхность стенки стакана в области значений R от 1,4 до 2,0 изменяется незначительно, а при уменьшении R от 1,4 до 1,0 величина угла φ резко падает до 0. С увеличением трения между заготовкой и матрицей величина угла φ также возрастает.

Полученные результаты, в зависимости от назначения получаемого изделия, необходимо принимать во внимание при разработке технологических процессов, включающих операции выдавливания.

3.6. Анализ начальной стадии выдавливания. Определение влияния упрочнения на усилие деформирования и размеры очага пластической деформации

На типовой машинной диаграмме холодного обратного выдавливания упрочняющегося материала, представленной на рис. 3.18, можно выделить ряд характерных участков, имеющих место при любой форме торца пуансона, в том числе и плоской. На участке ОА происходит выборка зазоров и упругая деформация нагруженных частей системы “машина - штамп - заготовка”. Так как обычно имеется зазор между заготовкой и матрицей, то при достижении необходимых удельных усилий начинается пластическая осадка центральной части 2 заготовки, с боковым подпором со стороны кольцевого участка 1 (рис. 3.19а). Этот процесс характеризуется на машинной диаграмме (рис. 3.18) участком АБ. В момент касания боковой поверхностью заготовки стенки матрицы (точка Б) начинается упругая деформация матрицы 3 (рис. 3.19б), увеличивающая боковой подпор на центральную часть 2. Этому этапу деформирования соответствует участок БВ (рис. 3.18). При достижении удельных деформирующих усилий, необходимых для начала выдавливания (точка В), формируется очаг интенсивной пластической деформации и начинается собственно обратное выдавливание (участок ВД). Для возможно более точного определения усилия начала холодного обратного выдавливания необходимо определить величину накопленной деформации заготовки на участке ОВ и соответствующее этой деформации напряжение текучести заготовки. Важность учета начальной стадии выдавливания обусловлена тем, что к концу этой стадии заготовка получает накопленную деформацию порядка 0,05...0,20, что приводит к увеличению напряжения текучести в среднем в 1,4 раза по сравнению с начальным, так как интенсивность упрочнения металлов в области логарифмических деформаций, меньших 0,2, наибольшая. Наши расчеты [20] показывают, что если не учитывать начальную стадию выдавли-

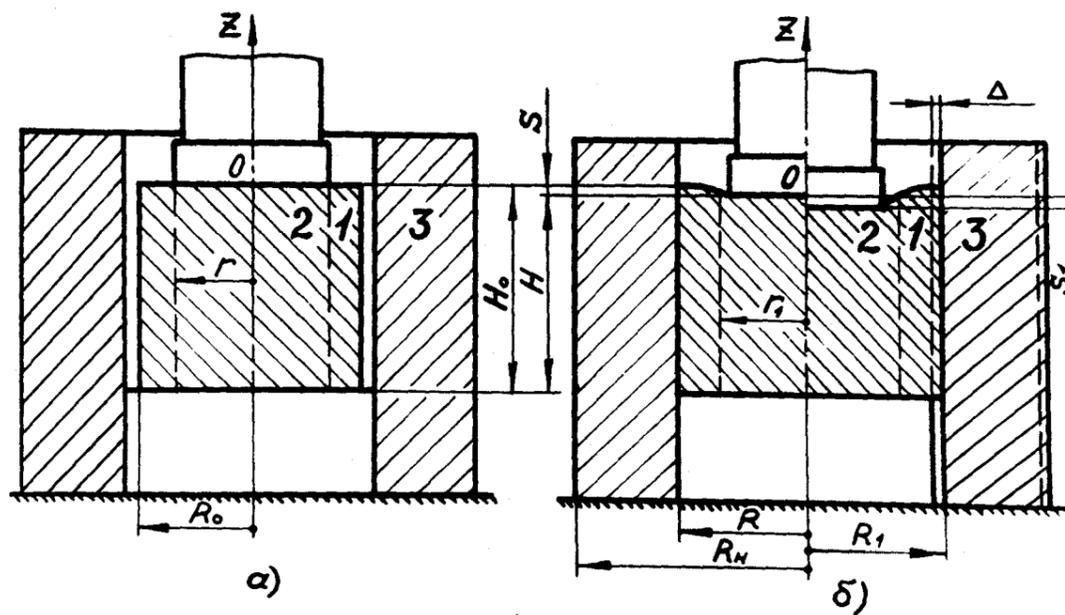


Рис. 3.19. Схема начальной стадии выдавливания

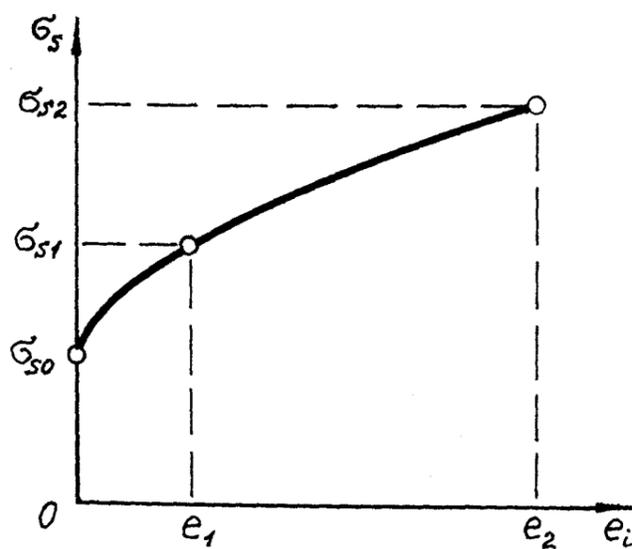


Рис. 3.20. К аппроксимации кривой упрочнения

вания, определяя усилие по начальному напряжению текучести, то для цветных металлов и сплавов это приводит к занижению величины этого усилия примерно на 30%. К еще большей погрешности определения усилия начала собственно обратного выдавливания приводит неучет начальной стадии выдавливания для более труднодеформируемых материалов, поскольку в этом случае возрастают интенсивность упрочнения материала и величина упругой деформации матрицы. Как показано в работе [20] на примере выдавливания нержавеющей стали 12X18H9T, ошибка в этом случае составляет порядка 56% в сторону занижения. А поскольку изменение усилия выдавливания по ходу деформирования при определенной скорости имеет квазистационарный характер вследствие компенсации упрочнения температурным эффектом деформации, и усилие выдавливания на всем ходе практически равно начальному, то неточное определение последнего приводит к большой погрешности в определении работы деформирования. В связи с этим, рассмотрим пластическую деформацию заготовки на участке АВ.

Расчетная схема представлена на рис. 3.19.

Полагая, что цилиндрическая поверхность радиуса $r=1$ переходит при деформации в цилиндрическую поверхность радиуса r_1 , из условия несжимаемости находим:

$$r_1 = \sqrt{\frac{H_0}{H_0 - s}} \quad (3.106)$$

Эксперименты показывают, что на данной стадии выдавливания высота участка 1 практически (пренебрегая небольшим мениском) не изменяется, поэтому из условия несжимаемости следует, что $R_1^2 - r_1^2 = R_0^2 - 1$, откуда с учетом (3.106),

$$R_1 = \sqrt{R_0^2 + \frac{s}{H_0 - s}}$$

На стадии деформирования, когда $R_1 \geq R$, можно найти принудительное перемещение внутренней поверхности матрицы относительно ее исход-

ного радиуса R :

$$\Delta = R_1 - R = \sqrt{R_0^2 + \frac{s}{H_0 - s}} - R. \quad (3.107)$$

В соответствии с решением задачи Ляме [159], давление стенки матрицы на боковую поверхность заготовки будет равно:

$$p_m = \frac{\Delta E (R_H^2 - R^2)}{\sigma_s R [(1 - \nu) R^2 + (1 + \nu) R_H^2]}, \quad (3.108)$$

где E - модуль упругости материала матрицы; ν - коэффициент Пуассона материала матрицы, σ_s - напряжение текучести материала заготовки, R_H - наружный радиус матрицы; если матрица бандажированная, то следует брать наружный радиус внешнего бандажа.

Подставив (3.107) в (3.108), найдем:

$$p_m = \frac{E}{\sigma_s} \frac{\left[\sqrt{\left(\frac{R_0}{R}\right)^2 + \frac{s}{R^2(H_0 - s)}} - 1 \right] (R_H^2 - R^2)}{[(1 - \nu) R^2 + (1 + \nu) R_H^2]}. \quad (3.109)$$

Величина σ_s в этом выражении находится или непосредственно по диаграмме упрочнения деформируемого материала “ $\sigma_s - e_i$ ”, или по ее аппроксимации вида

$$\sigma_s = A - B e^{-e_i} - C e^{-N e_i}, \quad (3.110)$$

где, в отличие от работы [142], мы предлагаем определять коэффициенты A , B , C по нижеследующим зависимостям, полученным из условий (рис. 3.20) $\sigma_s = \sigma_0$ при $e_i = 0$, $\sigma_s = \sigma_1$ при $e_i = e_1$, $\sigma_s = \sigma_2$ при $e_i = e_2$:

$$\left\{ \begin{array}{l} C = \frac{(\sigma_{s1} - \sigma_{s0})(1 - e^{-e_2}) - (\sigma_{s2} - \sigma_{s0})(1 - e^{-e_1})}{(1 - e^{-e_2})e^{-Ne_2} - (1 - e^{-Ne_1})e^{-e_2} + e^{-e_1} - e^{-Ne_1}}, \\ B = \frac{\sigma_{s1} - \sigma_{s0} - C(1 - e^{-Ne_1})}{1 - e^{-e_1}}, \\ A = \sigma_{s0} + B + C, \end{array} \right. \quad (3.111)$$

и позволяющим наиболее точно аппроксимировать вид реальной диаграммы упрочнения. Показатель степени N зависит от крутизны изменения диаграммы упрочнения на начальном участке (т.е. при $e_i \rightarrow 0$); чем круче кривая, тем больше следует принимать величину N (обычно $N=3 - 20$).

Величина накопленной деформации, в данном случае, определяется по выражению

$$e_i = \ln[H_0/(H_0 - s)]. \quad (3.112)$$

Собственно обратное выдавливание начнется, когда величина p_m из (3.109) станет равна давлению, необходимому для начала процесса выдавливания, в соответствии с (3.22) и (3.23) равному:

$$p = 1,1 \left[1 + \sqrt{\frac{(1 + 2\mu R)(0,5 + \mu_1)}{2(R^2 - 1)}} \right].$$

На основании полученных выше соотношений, можно предложить следующую методику определения величины рабочего хода s , соответствующего началу собственно обратного выдавливания. Расчет ведется методом последовательных приближений. Сначала находится величина p . Далее задается величина хода s , по которой из (3.112) находится e_i , и далее из (3.110) или непосредственно по диаграмме " $\sigma_s - e_i$ " находится σ_s . После этого, по выражению (3.109) находится p_m . Расчет ведут до тех пор, пока не найдут s , при котором $p=p_m$.

В таблице 3.4 представлен пример определения рабочего хода, соответствующего началу собственно выдавливания алюминиевого сплава АВ, аппроксимация кривой упрочнения которого (рис. 8.1) имеет вид:

$$\sigma_s = 349 - 163e^{-e_i} - 46e^{-20e_i} \quad [\text{МПа}]. \quad (3.113)$$

Расчеты проведены при следующих параметрах: $E=2 \cdot 10^5$ МПа, $\nu=0,3$, $H_0=2R$, $R_{II}=4R$, $R_0/R=0,997$, $\mu=\mu_1=0,05$.

Таблица 3.4

R	1,1	1,2	1,5	2,0
s	0,033	0,040	0,072	0,164

Для определения влияния упрочнения на удельное деформирующее усилие и высоту очага пластической деформации при обратном выдавливании (т.е. для расчетов участка ВД на рис. 3.18) необходимо определить среднее значение накопленной деформации во всем очаге пластической деформации.

Расчетная схема представлена на рис. 3.11. С достаточной для практики точностью считаем эпюры накопленных деформаций состоящими из участков, образованных прямыми линиями (можно найти и более точное среднее значение величин накопленных деформаций путем интегрирования полученных в разделе 3.4 выражений).

Среднее значение величины накопленных деформаций в области 2, в общем случае, определяется выражением

$$e_{i2} = 0,5 \left(e_{iK} - e_{iO} \frac{z_2}{h} \right). \quad (3.114)$$

где e_{i2} определяется по одному из выражений (3.68), (3.71), (3.74).

Сложнее определить среднюю величину накопленной деформации в области 1, поскольку в ней имеется несколько различных деформационных зон и, кроме того, накопленные деформации зависят от двух координат.

В точке A на границе между заготовкой и матрицей средняя величина накопленной деформации с учетом первого выражения системы (3.58) и соотношения (3.77) равна:

$$e_{iA} = 1,155\psi \frac{s_3}{h}, \quad (3.115)$$

где $s_3=s$, если $s < s_{ст}$ из (3.57) и $s_3=s_{ст}$, если $s \geq s_{ст}$ (в последнем случае деформация в точке A перестает расти с увеличением хода s).

Средняя величина накопленной деформации на линии AD

$$e_{i1}|_{\rho=R} = 0,5 \left(1 - \frac{z_1}{h} \right) e_{iA}, \quad (3.116)$$

где при $s \geq s_{ст}$ следует принимать $z_1=0$.

Среднюю величину накопленной деформации на границе между областями 1 и 2 можно приближенно найти из следующих соображений: все точки, находящиеся на этой границе, имеют накопленную деформацию, средняя величина которой определяется выражением (3.114). Так как логарифмические деформации обладают свойством аддитивности, то среднее значение накопленной деформации при $\rho=1$ равно:

$$e_{i1}|_{\rho=1} = e_{i1}|_{\rho=R} + e_{i2}. \quad (3.117)$$

Аппроксимируя линейной зависимостью изменение средней величины накопленной деформации в области 1 вдоль радиуса ρ (от величины, определяемой (3.117), до величины, определяемой (3.116)), находим среднее интегральное значение накопленной деформации в области 1:

$$e_{i1} = e_{i1}|_{\rho=R} + e_{i2} \frac{R^2 + R - 2}{3(R^2 - 1)}. \quad (3.118)$$

Среднее значение накопленной деформации во всем очаге пластической деформации определяется по формуле $e_i = [e_{i2} + e_{i1}(R^2 - 1)]/R^2$, которая с учетом (3.118), преобразуется к виду

$$e_i = \frac{3e_{i1}|_{\rho=R}(R^2 - 1) + e_{i2}(R^2 + R + 1)}{3R^2}. \quad (3.119)$$

В случае эффекта дна (рис.3.15) среднее значение накопленной деформации определяем в следующей последовательности:

1.Находим среднюю величину накопленной деформации в области 2:

$$e_{i2}=0,5(e_{i0}+e_{iL})=\ln[H_0/(H_0-s)] . \quad (3.120)$$

2. Определяем деформацию по линии AD :

$$e_{iA}=1,155\psi e_{i2} . \quad (3.121)$$

3. Находим радиус границы между зонами 1а и 1в:

$$\rho_r = \sqrt{R^2 - (R^2 - 1) \left(\frac{h}{H_0} \right)^\psi} . \quad (3.122)$$

4. Вычисляем накопленную деформацию в точке B :

$$e_{iB}=e_{iA}+1,155\ln\rho_r . \quad (3.123)$$

5. Вычисляем вспомогательные величины:

$$b_1=\rho_r e_{i2}-e_{iB} , \quad b_2=R e_{iB}-\rho_r e_{iA} , \quad k_1=e_{iB}-e_{i2} , \quad k_2=e_{iA}-e_{iB} . \quad (3.124)$$

6. Находим среднюю величину накопленной деформации во всем очаге пластической деформации:

$$e_i = \{ b_1(\rho_r+1) + 0,667k_1[(\rho_r+1)^2 - \rho_r] + b_2(R+\rho_r) + 0,667k_2[(R+\rho_r)^2 - R\rho_r] + e_{i2} \} / R^2 . \quad (3.125)$$

По приведенной методике для эффекта дна был выполнен расчет средней накопленной деформации при значениях, указанных на рис. 1.2. Ввиду того, что в масштабе этого рисунка полученные нами значения совпадают с экспериментальными данными Г.Шмитта, приводим их сравнение в таблице 3.5. Из таблицы видна высокая сходимость теоретических и экспериментальных результатов; среднее расхождение равно 2,8%.

Таблица 3.5

s	0,2	0,4	0,6	0,8	0,88
e_{iT}	0,194	0,419	0,691	1,041	1,216
e_{iB}	0,20	0,44	0,70	1,00	1,20
$\delta, \%$	3	5	1	4	1

Высоту очага пластической деформации h_y при холодном выдавливании необходимо определять с учетом упрочнения из условия минимума удельного деформирующего усилия, определяемого формулой

$$q_y = \sigma_s \left\{ 1,1 \left[2 + \ln R + \frac{1 + 2\mu R}{2(R^2 - 1)} h_y + \frac{0,5 + \mu_1}{4h_y} \right] + q_{тр} \right\}, \quad (3.126)$$

полученной из (3.20) путем введения напряжения текучести σ_s , определяемого для данного значения рабочего хода s по аппроксимации (3.111), в которую подставляется e_i из (3.119). Важно отметить, что в этом случае σ_s зависит от h_y , что необходимо учитывать при минимизации выражения (3.120). Математическая обработка полученных на ЭВМ результатов определения высоты очага пластической деформации для различных упрочняющихся материалов позволяет предложить следующую формулу:

$$h_y = h [1 + k_y (1 - 0,2e^{-s} - 0,8e^{-5s})], \quad (3.127)$$

$$\text{где} \quad k_y = 1 - \exp\left(-10 \frac{\sigma_{s2}/\sigma_{s1} - 1}{e_2 - e_1}\right), \quad (3.128)$$

а σ_{s1} и σ_{s2} - напряжения текучести, взятые с линейной аппроксимации кривой упрочнения выдавливаемого материала для соответствующих значений логарифмических деформаций e_1 и e_2 . Вместо линейной аппроксимации можно брать упомянутые величины непосредственно с кривой упрочнения или из выражения (3.111), при этом рекомендуется брать σ_{s1} при $e_1=0,2\dots0,4$ и σ_{s2} при $e_2=1\dots1,2$. При необходимости величины e_1 и e_2 можно уменьшить, однако следует помнить, что при приближении их друг к другу точность расчета уменьшается.

Расчеты показывают, что при выдавливании заготовок из упрочняющихся материалов высота очага пластической деформации h_y будет больше, чем высота h , определенная по формуле (3.22), полученной для жесткопластического материала. Это объясняется тем, что, согласно полученным в разделе 3.4 формулам, при увеличении высоты h величины накопленной деформации во всех зонах очага пластической деформации уменьшаются, что, соответственно, приводит и к уменьшению σ_s в минимизируемом выражении (3.120).

Таким образом, используя выражение (3.126) с учетом (3.127) и разработанной методики определения e_i и σ_s , для любого значения рабочего хода s можно найти величину удельного деформирующего усилия выдавливания упрочняющегося материала.

3.7. Методика определения предельного формоизменения заготовки без разрушения за один переход

В разделе 3.4 было установлено, что в отдельных зонах очага пластической деформации величины накопленной деформации непрерывно возрастают с увеличением рабочего хода пуансона. При определенной величине рабочего хода исчерпывается ресурс пластичности выдавливаемого материала, что приводит к появлению трещин в получаемом изделии. Поэтому, для получения высококачественных изделий необходимо определить параметры, необходимые для расчета предельного формоизменения заготовки при выдавливании по существующим теориям разрушения. Такими параметрами, согласно работе [79], являются величины накопленной деформации e_i , гидростатического давления σ и, в случае ярко выраженной зависимости свойств материала от скорости деформации, интенсивности скоростей деформации ξ_i в опасной точке очага пластической деформации.

При выдавливании наиболее опасными точками являются точки A и C , расположенные на верхней границе очага пластической деформации (рис. 3.11), поскольку величина гидростатического давления в них мала, а накопленные деформации велики по сравнению с другими точками очага. Величину гидростатического давления в этих точках находим из (3.24) при $z=0$:

$$\sigma_A = -0,367 - 0,333q_{тр}, \quad \sigma_C = -0,367 - 1,1 \ln R - 0,333q_{тр} = \sigma_A - 1,1 \ln R. \quad (3.129)$$

Зная величину гидростатического давления в опасной точке, по диаграмме пластичности выдавливаемого материала “ $e_p - \sigma$ ”, соответствующей температуре, при которой осуществляется штамповка, и содержащей, согласно [79], всю физическую информацию, необходимую для проведения расче-

тов предельных (без разрушения) деформаций, находим величину деформации разрушения выдавливаемого материала. Если диаграммы пластичности построены для определенных скоростей деформации, то последние можно определить по формуле (3.34) с учетом (3.36). Далее, по формуле (3.76) или (3.77) с учетом (3.58), (3.59) или (3.85), находим рабочий ход пуансона, при котором величина накопленной деформации в опасной точке равна критической. Эта величина рабочего хода определяет предельное формоизменение (глубину выдавливаемой полости) за один переход. При необходимости получения большего формоизменения, надо, после выдавливания полости допустимой глубины, производить термическую обработку (для углеродистых сталей - отжиг), восстанавливающую пластичность штампуемого материала, и лишь затем осуществлять окончательное выдавливание.

Приведем пример определения предельного формоизменения при холодном выдавливании в матрице с $R=1,5$ заготовки из стали 20, диаграмма пластичности которой при температуре 20°C , взятая из работы [79], приведена на рис. 3.21.

Поскольку на фосфатированных стальных заготовках смазка удерживается достаточно хорошо (по сравнению, например, с заготовками из алюминиевых сплавов), то принимаем $\mu=\mu_1=0,1$ и полагаем, что застойная зона под торцем пуансона отсутствует. По соотношениям (3.141) с учетом (3.138) находим величины гидростатического давления в опасных точках:

$$\sigma_A = -0,410, \quad \sigma_C = -0,856.$$

Из диаграммы пластичности (рис. 3.20) для соответствующих величин гидростатического давления находим величины предельных накопленных деформаций, т.е. деформаций, при которых начинается разрушение:

$$e_{pA} = 1,7, \quad e_{pC} = 2,7.$$

Из диаграммы упрочнения стали 20 (рис. 8.1) $\sigma_{s1} = 610$ МПа при $e_1 = 0,2$ и $\sigma_{s2} = 980$ МПа при $e_2 = 1,0$. С учетом этого, задаваясь величиной s после-

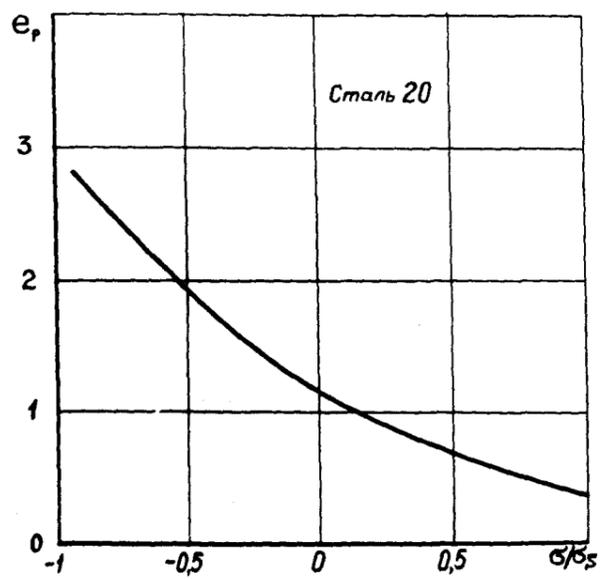


Рис. 3.21. Диаграмма пластичности стали 20

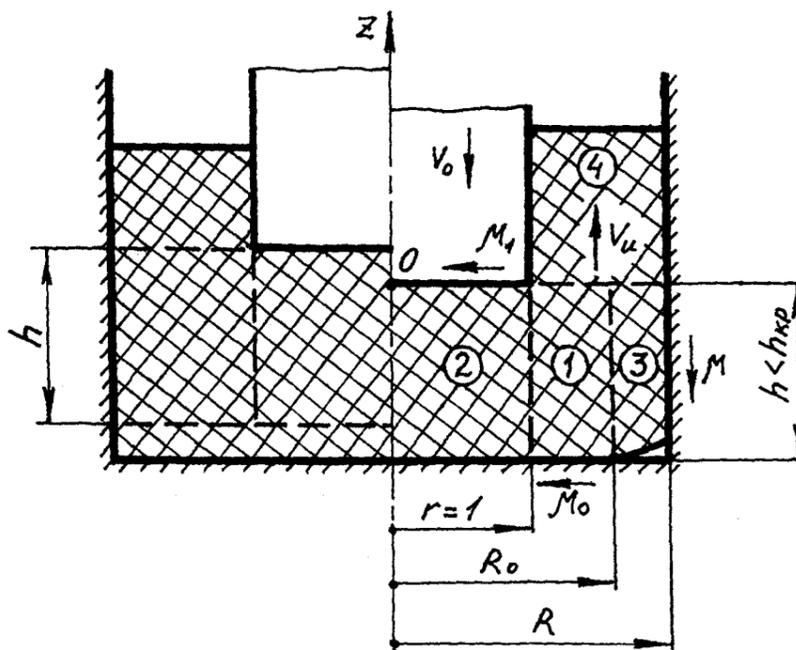


Рис. 3.22. Схема к расчету утяжины

довательно находим h_y из (3.127), $s_{ст}$ из (3.57), e_{iA} из (3.115), $e_{i2}=|e_z|$ из (3.71), после чего находим e_{iC} из (3.85). Расчет ведем до тех пор, пока не найдем s , при котором либо $e_{iA}=e_{pA}$, либо $e_{iC}=e_{pC}$. В данном случае при $s=2,1$ получено: $h=1,04$, $s_{ст}=0,764$, $e_{iA}=0,68$ (т.к. при $s=s_{ст}$ $e_{iA}=e_{pA}$, а при дальнейшем ходе пуансона e_{iA} остается постоянной, то делаем вывод, что разрушения на наружной поверхности стенки стакана не произойдет), $e_{i2}=2,02$, $e_{iC}=2,7=e_{pC}$. Таким образом, при рабочем ходе пуансона $s>2,1$ начнется интенсивное трещинообразование на внутренней поверхности стенки стакана. Следовательно, при получении изделия с большей глубиной полости, чем соответствующая данному рабочему ходу, необходимо после первого перехода произвести отжиг полученного полуфабриката.

Произведя для стали 20 аналогичные вычисления при $R=1,1$, $\mu=\mu_1=0,1$, можно найти $\sigma_d=-0,4$, $\sigma_t=-0,5$. Соответствующие им величины предельных деформаций равны: $e_{pA}=1,7$, $e_{pC}=1,9$. Дальнейшим расчетом можно показать, что ресурс пластичности в обеих опасных точках исчерпывается приблизительно одновременно при ходе $s=0,09$. Сравнивая этот результат с предыдущим, можно сделать вывод, что при уменьшении толщины стенки выдавливаемого стакана вероятность появления трещин на наружной поверхности стенки возрастает. Согласно разработанному методу это объясняется тем, что накопленная деформация на наружной поверхности стенки стакана до наступления стационарной стадии у толстостенных стаканов получает сравнительно небольшую величину и при дальнейшем ходе уже не растет, в то время как у тонкостенных стаканов возможно исчерпание ресурса пластичности на наружной поверхности еще до наступления стационарной стадии; на внутренней же поверхности стенки стационарной стадии быть не может, поэтому рано или поздно там начнется разрушение. Конкретный результат, где раньше появятся трещины, внутри или снаружи, зависит от вида диаграммы пластичности выдавливаемого материала.

Таким образом, по разработанной методике можно рассчитывать технологические переходы, позволяющие достигать требуемого формоизменения заготовки без разрушения.

3.8. Образование утяжины при выдавливании

изделий с тонким дном

Рассмотрим определение высоты очага пластической деформации (толщины дна) h_y , при которой начнет появляться утяжина. Расчетная схема представлена на рис. 3.22. Так как утяжина, как правило, является недопустимым дефектом, то полностью определять напряженное состояние для этого случая не имеет смысла. Поэтому для решения поставленной задачи используем более простой энергетический метод (метод баланса работ).

Аналогично (3.48) и (3.60) можно выбрать следующие кинематически возможные поля скоростей:

$$\text{в области 1} \quad v_z = \frac{v_0}{R_0^2 - 1} \left(1 + \frac{z}{h} \right), \quad v_\rho = \frac{v_0}{2h(R_0^2 - 1)} \left(\frac{R_0^2}{\rho} - \rho \right);$$

$$\text{в области 2} \quad v_z = -v_0 \left(1 + \frac{z}{h} \right), \quad v_\rho = v_0 \frac{\rho}{2h};$$

$$\text{в области 3} \quad v_z = v_\eta = \frac{v_0}{R_0^2 - 1}, \quad v_\rho = 0.$$

Удельное деформирующее усилие на пуансоне можно представить как сумму $q = q_1 + q_2 + q_3 + q_4 + q_5 + q_6 + q_7 + q_8$, где обозначены доли удельного усилия, необходимые для:

q_1 - деформирования области 2;

q_2 - деформирования области 1;

q_3 - осуществления сдвига по цилиндрической поверхности разрыва между областями 1 и 3;

q_4 - осуществления сдвига по цилиндрической поверхности разрыва между областями 1 и 2;

q_5 - преодоления трения между торцом пуансона и дном матрицы и областью 2;

q_6 - осуществления сдвига по кольцевой поверхности разрыва между областями 1 и 4;

q_7 - преодоления трения по кольцевой поверхности между областью 1 и дном матрицы;

q_8 - преодоления трения между областью 3 и матрицей.

Аналогично тому как это сделано в работе [150] при определении усилия закрытой прошивки, используя вышеприведенные поля скоростей можно показать, что перечисленные усилия будут равны:

$$q_1 = \beta,$$

$$q_2 = \beta \left(0,5 + \frac{R_0^2}{R_0^2 - 1} \ln R_0 \right),$$

$$q_3 = \frac{1}{2} \beta h \frac{R_0}{R_0^2 - 1},$$

$$q_4 = \frac{1}{2} \beta h \frac{R_0^2}{R_0^2 - 1},$$

$$q_5 = \frac{1}{3} \beta \frac{\mu_1 + \mu_0}{h},$$

$$q_6 = \frac{1}{6} \beta \frac{1 - 3R_0^2 + 2R_0^3}{h(R_0^2 - 1)},$$

$$q_7 = \frac{1}{3} \beta \mu_0 \frac{1 - 3R_0^2 + 2R_0^3}{h(R_0^2 - 1)},$$

$$q_8 = 2\beta \mu \frac{Rh}{R_0^2 - 1}.$$

На основании принципа минимума энергии деформации величина R_0 , определяющая размеры жесткой области 3, т.е. области утяжины, должна

быть такой, чтобы обеспечить минимальное значение удельного деформирующего усилия q . Таким образом, текущий размер R_0 можно найти из условия $\partial q/\partial R_0=0$, которое с учетом вышеприведенных составляющих усилия приводится к виду

$$4 \ln R_0 + 2h + 2 - 2R_0^2 + R_0 h + \frac{h}{R_0} - \frac{2}{3h}(1 + 2\mu_0)(R_0^3 - 3R_0 + 2) + 8\mu R h = 0.$$

Из этого уравнения определим $h_{кр}$, при котором $R_0=R$, т.е. утяжина только начнет появляться. С учетом искомого приводим уравнение к виду

$$\left(2 + R + \frac{1}{R} + 8\mu R\right) h_{кр}^2 + 2(1 - R^2 + 2 \ln R) h_{кр} - \frac{2}{3}(1 + 2\mu_0)(R^3 - 3R + 2) = 0,$$

откуда

$$h_{кр} = \frac{-(1 - R^2 + 2 \ln R) + \sqrt{(1 - R^2 + 2 \ln R)^2 + \frac{2}{3}(1 + 2\mu_0)(R^3 - 3R + 2)\left(2 + R + \frac{1}{R} + 8\mu R\right)}}{2 + R + \frac{1}{R} + 8\mu R}. \quad (3.130)$$

Так как в расчетах энергетическим методом при минимизации возможно получение результатов, противоречащих физическому смыслу задачи, в данном случае, получения $h_{кр}$ больше высоты очага пластической деформации h , показанной на рис. 3.22, слева, то для контроля найдем эту высоту, для чего используем условие $\partial q/\partial h=0$. При этом следует учесть, что на показанной слева стадии деформирования выражение q_8 не имеет смысла, вместо R_0 в выражения составляющих усилия надо подставить R , вместо μ_2 - коэффициент сдвига 0,5, а вместо 1/2 в выражение q_3 подставить μ_3 . В результате получим:

$$h = \sqrt{\frac{2[(\mu_1 + 0,5)(R^2 - 1) + 1 - 3R^2 + 2R^3]}{3R(R + 2\mu)}}. \quad (3.131)$$

Если в расчетах получается, что $h_{кр} > h$, то следует принимать $h_{кр}=h$.

На рис. 3.23 показаны результаты расчета толщины дна изделия, при которой появляется утяжина. В расчетах принято $\mu_1=\mu_0=\mu$. Расчеты выявили лишь одну точку, в которой $h_{кр} > h$: при $R=2$ и $\mu=0,1$ $h_{кр}=1,036$, а

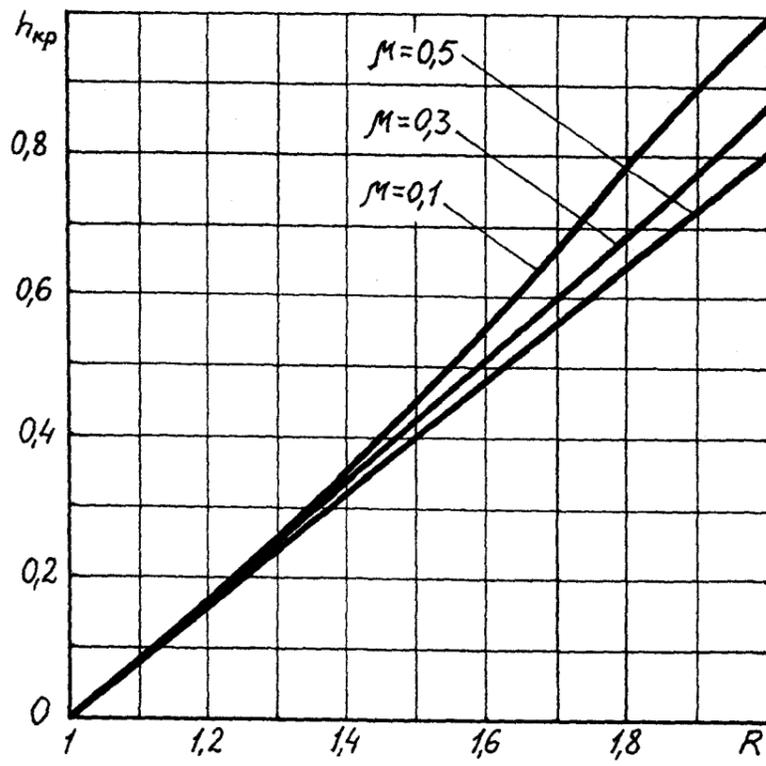


Рис. 3.23. Зависимость высоты начала образования утяжины от R и μ

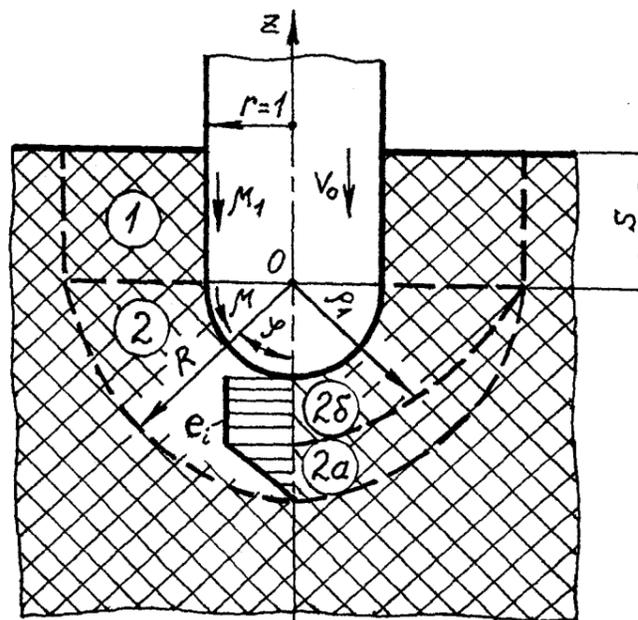


Рис. 3.24. Расчетная схема вдавливания пуансона в полупространство

$h=1,015$.

Сравнение полученных теоретических результатов с экспериментальными результатами работы [49] показывает их полное совпадение. Например, для $R=2$ $h_{крз}=0,8...1,0$; те же значения видны и на рис. 3.23.

3.9. Кинематическое, напряженное и деформированное состояние при вдавливании цилиндрического пуансона в полупространство

Как будет показано далее в разделе 4.1, при $R>2$ под торцем пуансона образуется застойная зона в виде полусферы. Таким образом, анализ вдавливания в полупространство цилиндрического пуансона как с плоским, так и со сферическим торцем осуществляется на основе единой расчетной схемы, представленной на рис. 3.24 и включающей две области: область 1, которая движется как жесткое целое, и область 2, в которой сосредоточены интенсивные пластические деформации. В решении используем сферическую систему координат.

Рассмотрим область 2. Подходящую радиальную скорость течения в ней, удовлетворяющую граничным условиям при $\rho=1$ $v_\rho=v_0\cos\varphi$, при $\rho=R$ $v_\rho=0$, выберем в следующем виде:

$$v_\rho = \frac{v_0}{R^2-1} \left(\frac{R^2-\rho^2}{\rho^2} \right) \cos\varphi. \quad (3.132)$$

Используя кинематические соотношения, определяющие скорости деформаций

$$\begin{cases} \xi_r = \frac{\partial v_r}{\partial \rho}, \\ \xi_\rho = \frac{v_\varphi \operatorname{ctg} \varphi}{\rho} + \frac{v_\rho}{\rho}, \\ \xi_\varphi = \frac{1}{\rho} \frac{\partial v_\varphi}{\partial \varphi} + \frac{v_\rho}{\rho}, \end{cases} \quad (3.133)$$

$$\text{и условие несжимаемости} \quad \xi_r + \xi_\theta + \xi_\varphi = 0, \quad (3.134)$$

с учетом граничного условия $v_\varphi = 0$ при $\varphi = 0$, найдем, что

$$v_\varphi = \frac{v_0}{R^2 - 1} \sin \varphi. \quad (3.135)$$

С учетом (3.132), (3.133) и (3.135) видно, что $\xi_\theta = \xi_\varphi$, и, соответственно, из (2.23) $\sigma_\theta = \sigma_\varphi$, а скорость угловой деформации

$$\eta_{\varphi\rho} = \frac{\partial v_\varphi}{\partial \rho} - \frac{v_\varphi}{\rho} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial v_\rho}{\partial \varphi} = f(\rho) \sin \varphi,$$

на основании чего, осреднив по углу φ интенсивность скоростей деформации ξ_j и считая, что она зависит только от ρ , можно записать, что

$$\tau_{\varphi\rho} = \psi(\rho) \sin \varphi. \quad (3.136)$$

Очевидно также, что в данном случае условие пластичности имеет вид

$$\sigma_\varphi - \sigma_\rho = 1, \text{ откуда следует, что } \frac{\partial \sigma_\rho}{\partial \rho} = \frac{\partial \sigma_\varphi}{\partial \rho}.$$

Уравнения равновесия

$$\begin{cases} \frac{\partial \sigma_\rho}{\partial \rho} + \frac{\partial \tau_{\rho\varphi}}{\rho \partial \varphi} + \frac{1}{\rho} [2\sigma_\rho - (\sigma_\theta + \sigma_\varphi) + \tau_{\rho\varphi} \operatorname{ctg} \varphi] = 0, \\ \frac{\partial \tau_{\varphi\rho}}{\partial \rho} + \frac{\partial \sigma_\varphi}{\rho \partial \varphi} + \frac{1}{\rho} [3\tau_{\varphi\rho} + (\sigma_\varphi - \sigma_\theta) \operatorname{ctg} \varphi] = 0, \end{cases}$$

с учетом всех установленных выше соотношений можно привести к виду

$$\begin{cases} \frac{\partial \sigma_\varphi}{\partial \rho} + 2 \frac{\psi(\rho)}{\rho} \cos \varphi - \frac{2}{\rho} = 0, \\ \frac{\partial \sigma_\varphi}{\partial \varphi} + \psi'(\rho) \rho \sin \varphi + 3\psi(\rho) \sin \varphi = 0, \end{cases}$$

после чего, продифференцировав первое уравнение по φ , а второе – по ρ , и вычтя из одного другое, можно получить уравнение

$$\psi''(\rho) + \frac{4}{\rho}\psi'(\rho) + \frac{2}{\rho^2}\psi(\rho) = 0.$$

Известным методом анализа [70] можно показать, что это - уравнение в полных дифференциалах, сводящееся к уравнению первого порядка, в результате решения которого можно найти, что

$$\psi(\rho) = \frac{C\rho + C_1}{\rho^2}.$$

С учетом этого

$$\begin{cases} \sigma_\varphi = 1 + 2\ln\rho + \frac{2C\rho + C_1}{\rho^2}\cos\varphi + C_2, \\ \sigma_\rho = \sigma_\varphi - 1, \\ \tau_{\rho\varphi} = \frac{C\rho + C_1}{\rho^2}\sin\varphi. \end{cases} \quad (3.137)$$

Из граничных условий $\tau_{\varphi\rho} = 2\mu/\sqrt{3}$ при $\rho=1$ и $\varphi=\pi/2$ и $\tau_{\varphi\rho} = -1/\sqrt{3}$ при $\rho=R$ и $\varphi=\pi/2$

$$\begin{cases} C = -\frac{R^2 + 2\mu}{\sqrt{3}(R-1)}, \\ C_1 = \frac{R(R + 2\mu)}{\sqrt{3}(R-1)}. \end{cases} \quad (3.138)$$

Для определения произвольной постоянной C_2 рассмотрим область I, которая движется как жесткое целое со скоростью $v_z = v_0/(R^2-1)$. Движению этой области препятствует сила трения, равная

$$T = 2\pi s(R/\sqrt{3} + \mu_1). \quad (3.139)$$

Средние напряжения от этой силы на границе между 1 и 2 областями будут равны:

$$q_{\text{тр}} = -\frac{T}{\pi(R^2 - 1)} = -\frac{2s(R/\sqrt{3} + \mu_1)}{R^2 - 1}. \quad (3.140)$$

Приравняв σ_φ из системы (3.137) и $\sigma_{\text{тр}}$ из выражения (3.139) при $\varphi = \pi/2$ и $\rho = 1$, найдем произвольную постоянную

$$C_2 = -1 - \frac{2s(R/\sqrt{3} + \mu_1)}{R^2 - 1}. \quad (3.141)$$

Используя систему (3.137) при $\rho = 1$, с учетом (3.138) и (3.141), найдем удельное деформирующее усилие

$$q = \int_0^{\pi/2} (|\sigma_\rho| \sin 2\varphi + 2|\tau_{\varphi\rho}| \sin^2 \varphi) d\varphi = 0,358 \left[2,6 + \frac{R(R + 2\mu)}{R - 1} + \frac{(3R + 5,2\mu_1)s}{R^2 - 1} \right]. \quad (3.142)$$

Во всех случаях (т.е. при любой форме торца пуансона, вписывающейся в полусферу), кроме вдавливания пуансона с торцем в виде полусферы, в (3.142) следует подставлять $\mu = 0,5$, поскольку как было указано выше в этом случае под торцем пуансона образуется застойная зона в виде полусферы, являющаяся как бы продолжением пуансона.

Для анализа деформированного состояния переносную систему координат, связанную с торцем пуансона, считаем условно неподвижной, полагая, что металл, расположенный под нижней границей очага пластической деформации, движется навстречу пуансону со скоростью v_0 . Влиянием угловых сдвигов на величину накопленной деформации пренебрегаем. В области 2 скорости течения частиц металла задаем следующими выражениями, удовлетворяющими граничным условиям и условию несжимаемости:

$$\begin{cases} v_\rho = -v_0 \frac{\rho - 1}{R - 1} \cos \varphi, \\ v_\varphi = v_0 \frac{3\rho - 2}{2(R - 1)} \sin \varphi. \end{cases} \quad (3.143)$$

Подставляя (3.143) в (3.133), находим скорости деформаций

$$\begin{cases} \xi_r = -\frac{v_0}{R-1} \cos \varphi, \\ \xi_\varphi = \xi_\theta = \frac{v_0}{2(R-1)} \cos \varphi, \end{cases}$$

после чего по соотношению, аналогичному (3.76), находим интенсивность скоростей деформаций

$$\xi_i = \frac{v_0}{R-1} \cos \varphi. \quad (3.144)$$

Полагая, что накопленная деформация e_i в явном виде зависит только от ρ , из (2.29) можно записать $\xi_i = v_\rho \partial e_i / \partial \rho$, откуда после подстановки (3.143) и (3.144) с учетом начального условия $e_i = 0$ при $\rho = \rho_0$, можно найти

$$e_i = \ln \frac{\rho_0 - 1}{\rho - 1}. \quad (3.145)$$

Проинтегрировав выражение $d\rho = v_\rho dt$ с учетом (3.155), а также начального условия $\rho = \rho_0$ при $s = 0$, можно найти зависимость между лагранжевыми и эйлеровыми координатами материальной точки:

$$\rho_0 = 1 + (\rho - 1) e^{-\frac{s}{R-1} \cos \varphi}. \quad (3.146)$$

В области 2, где сосредоточены интенсивные пластические деформации, можно выделить две зоны с различным деформированным состоянием (рис. 3.24, справа): зону 2а, в которую постоянно вовлекаются свежие частицы металла, каждая из которых проходит через нижнюю границу радиуса R , и зону 2б, в которой сосредоточены частицы, находившиеся в очаге пластической деформации в момент начала выдавливания. Уравнение границы между этими двумя зонами можно найти с помощью выражения (3.146), подставив в него $\rho_0 = R$:

$$\rho_1 = 1 + (R - 1) e^{-\frac{s}{R-1} \cos \varphi}. \quad (3.147)$$

С учетом того, что для любой частицы металла, расположенной в зоне 2а, начальной координатой являлась координата $\rho_0 = R$, из (3.145) находим выра-

жение для определения накопленной деформации в этой зоне:

$$e_i = \ln \frac{R-1}{\rho-1}. \quad (3.148)$$

Чтобы определить накопленные деформации в зоне 2б, надо подставить в (3.145) выражение (3.146):

$$e_i = \frac{s}{R-1} \cos \varphi. \quad (3.149)$$

На оси симметрии, то есть при $\varphi=0$, из (3.149)

$$e_{il} = \frac{s}{R-1}. \quad (3.150)$$

Эпюра накопленных деформаций на оси симметрии показана на рис. 3.24. С достаточной точностью можно принять, что в зоне 2а накопленная деформация изменяется линейно. Тогда средняя накопленная деформация на оси симметрии будет равна с учетом (3.148):

$$e_{иср} = \frac{e_{il}(\rho_1 - 1) + 0,5e_{il}(R - \rho_1)}{R - 1} = 0,5 \left(1 + e^{-\frac{s}{R-1}} \right) \frac{s}{R-1}. \quad (3.151)$$

Для упрощения аналогично работе [142] считаем, что средняя накопленная деформация на оси симметрии (3.151) определяет среднюю величину накопленной деформации во всем очаге пластической деформации. С учетом этого, по той или иной аппроксимации зависимости напряжения текучести материала заготовки от величины накопленной деформации $\sigma_s = f(e_i)$ можно найти и среднюю по очагу деформации величину напряжения текучести. Удельное деформирующее усилие упрочняющегося материала с учетом (3.142) определяется по формуле

$$q_y = \sigma_s q. \quad (3.152)$$

Радиус R , определяющий величину очага пластической деформации, находится из условия минимума удельного деформирующего усилия. При $s=0$ из условия $\partial q / \partial R = 0$ с учетом выражения (3.142) получаем, что $R = 1 - \sqrt{1 + 2\mu}$; при $\mu = 0,5$ $R = 2,414$. При $s > 0$ для неупрочняющегося материала минимизируется выражение (3.142), а для упрочняющегося - выраже-

ние (3.152). Результаты вычисления размера очага пластической деформации R и относительного удельного деформирующего усилия q для неупрочняющегося материала представлены на рис. 3.25. Там же показаны результаты вычисления размера очага R_y для упрочняющегося армко-железа, выполненные по формуле (3.152) на основе аппроксимации, соответствующей данным работы [83]:

$$\sigma_s = 785 - 226e^{-e_i} - 333e^{-3e_i} \quad \text{МПа.} \quad (3.153)$$

Видно, что по ходу деформирования s величины очага пластической деформации и удельного деформирующего усилия возрастают, причем упрочнение приводит к увеличению очага пластической деформации.

Таблица 3.6

s	0	0,2	1,0	2,0	3,0	4,0
R	2,41	2,55	3,02	3,51	3,93	4,31
q	3,24	3,36	3,77	4,18	4,53	4,84
e_i	0	0,121	0,398	0,578	0,695	0,784
σ_s , МПа	226	304	471	559	608	628
q_y , МПа	732	1021	1776	2337	2754	3040
q_{y3} , МПа	732	1010	1766	2453	2845	2943
δ , %	0	1	0,6	5	3	3

На рис. 3.26 сплошной линией показаны результаты расчета изменения удельного деформирующего усилия по ходу вдавливания в армко-железо, полученные на ЭВМ по формуле (3.152) с учетом (3.151) и (3.153); пунктирной линией показаны экспериментальные результаты работы [142]. Сравнение показывает хорошую сходимость наших теоретических результатов с опытными данными.

В принципе для упрощения практических расчетов можно использовать результаты вычислений для неупрочняющегося материала R и q , находя по (3.151) e_i , а затем, без аппроксимации, непосредственно по диаграмме упрочнения деформируемого материала находя σ_s . При таком подходе точ-

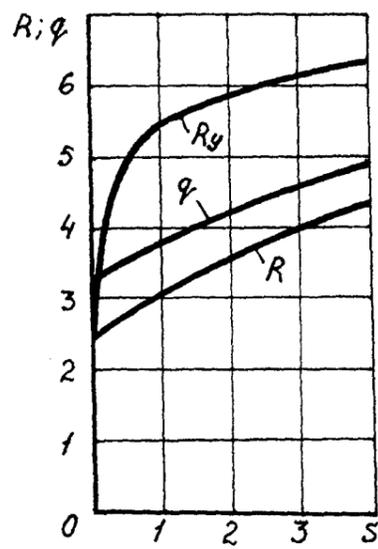


Рис. 3.25. Изменение удельного деформирующего усилия и размеров очага деформации при вдавливании в полупространство

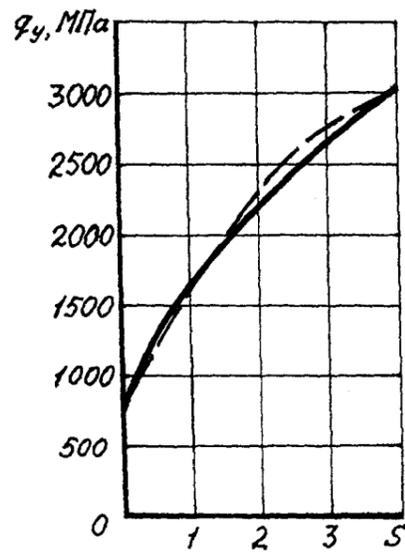


Рис. 3.26. Сравнение теоретической и экспериментальной кривых изменения удельного усилия по ходу холодного вдавливания в армко-железо

ность теоретических результатов будет также достаточно высокой, что хорошо видно из таблицы 3.6. Во всех расчетах $\mu_1=0,1$, $\mu=0,5$.

3.10. Выводы по главе 3

1. Проведенные в данной главе теоретические исследования напряженного, кинематического и деформированного состояний при выдавливании полых изделий позволяют найти все основные параметры, необходимые для разработки технологических процессов выдавливания, выбора кузнечно-прессового оборудования и прочностного расчета штампового инструмента.

2. В результате впервые осуществленного решения объемной осесимметричной задачи пластической деформации анизотропного материала без допущения, что деформированное или напряженное состояние является плоским, установлено, что при выдавливании заготовки перпендикулярно направлению ее волокон усилие деформирования снижается (например, при выдавливании стали 45 перпендикулярно оси ее волокон усилие деформирования снижается на 7% по сравнению с выдавливанием вдоль волокон, что позволяет повысить стойкость пуансонов примерно на 30%). Этот факт до настоящего времени был установлен только экспериментально.

3. Оптимальная скорость перемещения матрицы в процессе выдавливания с активными силами трения превышает скорость движения образующейся стенки стакана вследствие неравномерности распределения в радиальном направлении осевых скоростей течения металла в прилегающей к матрице пластической области. В области значений $R=1,1\dots 2,0$ $v_{\text{опт}}/v_{\text{н}}=1,23\dots 2,47$.

4. Разработанный метод исследования деформированного состояния при нестационарных процессах пластического деформирования позволяет определить начало стационарных стадий в соответствующих зонах пластической области выдавливаемой заготовки и величины накопленных деформаций в любой точке очага пластической деформации. При выдавливании полых изделий в общем случае пластическая область состоит из шести зон с различным деформированным состоянием, что впервые установлено на ос-

нове упомянутого метода.

5. Установлено, что угол выхода волокон макроструктуры на внутреннюю поверхность стенки стакана имеет максимальную величину в области значений относительного радиуса матрицы $R=1,4...1,6$; с увеличением трения между заготовкой и матрицей величина этого угла также увеличивается. Этот результат важно учитывать при разработке технологических процессов штамповки изделий, которые работают в условиях динамических нагрузок, поскольку для многих материалов ударная вязкость поперек волокон в 2 и более раз выше, чем вдоль волокон. Поэтому, при большей величине угла выхода волокон на внутреннюю поверхность стенки стакана хрупкость последнего возрастает. Увеличение этого угла приводит также к снижению коррозионной стойкости изделия.

6. При определении удельного деформирующего усилия при холодном выдавливании необходимо учитывать начальную стадию, характеризующуюся пластической осадкой заготовки с боковым подпором со стороны упругодеформирующейся матрицы, поскольку в процессе нее возрастает накопленная деформация заготовки, а интенсивность упрочнения металлов максимальна в области значений логарифмической деформации, меньшей 0,2.

7. При выдавливании упрочняющегося материала высота очага пластической деформации больше, чем при выдавливании неупрочняющегося, что объясняется тем, что с ростом высоты очага пластической деформации величина накопленной деформации заготовки уменьшается.

8. Чем более труднодеформируемым является выдавливаемый материал, тем большей должна быть конусность полости матрицы, компенсирующая ее упругий прогиб.

9. Разработанная методика определения предельного формоизменения заготовки без разрушения позволила впервые теоретически объяснить экспериментальный факт [110] возрастания вероятности появления трещин на наружной поверхности стенки стакана при уменьшении толщины его стенки и на внутренней поверхности при увеличении ее толщины.

10. Формулы для расчета параметров выдавливания полых изделий в матрице применимы до $R < 2,4$. При большей величине относительного радиуса матрицы очаг пластической деформации уже перестает касаться ее стенок и процесс переходит во вдавливание пуансона в полупространство.

11. Разработанные методы теоретического исследования напряженно-кинематического и деформированного состояний выдавливаемой заготовки позволяют определить все основные параметры, необходимые для проектирования технологического процесса, причем значения этих параметров хорошо совпадают с известными опытными данными, что позволяет рекомендовать предложенные методы для анализа других технологических операций обработки металлов давлением. Эти методы использованы при выполнении в ВЗМИ хозяйственной работы ПС-338 «Автоматизация проектирования технологических переходов горячей штамповки стальных поковок», внедрение результатов которой в 1985 году на ПО «Ижсталь» позволило получить годовой экономический эффект 30000 рублей в ценах до 1991 года (см. приложение).

Г Л А В А 4
 НАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ЗАГОТОВКИ
 ПРИ ВЫДАВЛИВАНИИ ПОЛЫХ ИЗДЕЛИЙ
 ИНСТРУМЕНТОМ РАЗЛИЧНОЙ ФОРМЫ

4.1. Выдавливание пуансоном со сферическим торцем
 произвольного радиуса. Образование застойной
 зоны под торцем пуансона

Расчетная схема выдавливания приведена на рис. 4.1. Для упрощения чертежей на этом и последующих рисунках горизонтальные границы области 1 будем изображать прямыми линиями, хотя в используемых для анализа математических моделях форма границ заранее не задается, а определяется произвольной функцией $f(\rho)$ (рис. 3.1) и при необходимости может быть найдена по методике раздела 3.3.

Рассмотрим область 1. Подходящую функцию осевой скорости течения выберем в виде $v_z = C_1[z - f(\rho)]$. С учетом этого аналогично разделу 3.1 можно получить, что напряженное состояние в области 1 определяется выражениями

$$\begin{cases} \tau_{\rho z} = -\frac{C_2 \rho}{2} + \frac{C_3}{\rho}, \\ \sigma_\rho = -\beta - \beta \ln \frac{R}{\rho} + C_2 z - q_{\text{тр}}, \\ \sigma_z = \sigma_\rho + \beta, \end{cases} \quad (4.1)$$

где $q_{\text{тр}}$ определяется согласно разделу 3.2.

Произвольные постоянные определяем из граничных условий $\tau_{\rho z} = -\beta\mu$ при $\rho=R$ и $\tau_{\rho z} = 0,5\beta(1-0,5\sin\alpha)$ при $\rho=1$. С учетом этого

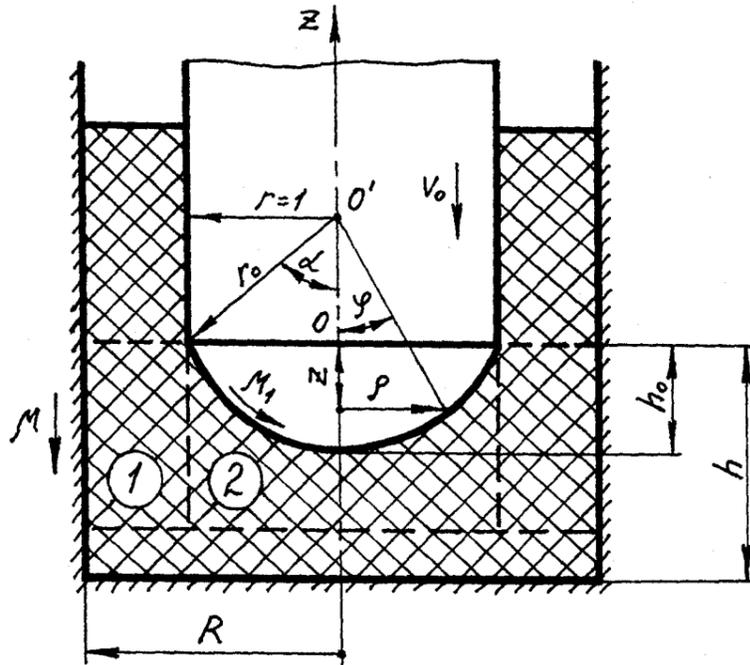


Рис. 4.1. Схема выдавливания сферическим пуансоном

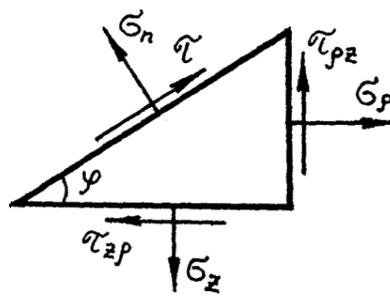


Рис. 4.2. Равновесие элементарной трехгранной призмы

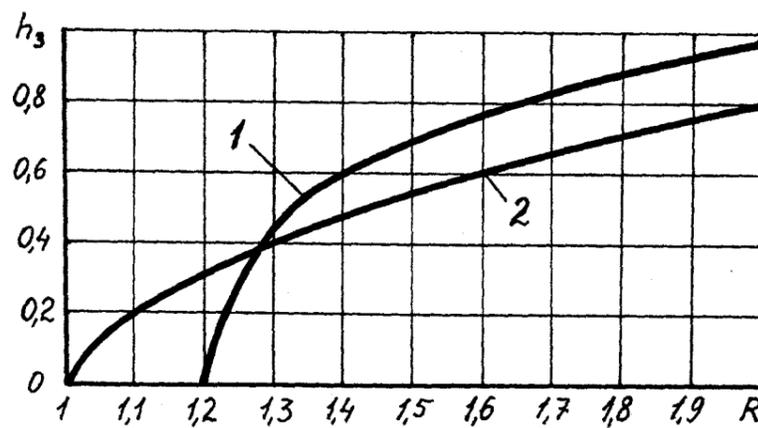


Рис. 4.3. Изменение застойной зоны под торцем пуансона в зависимости от радиуса матрицы и трения

$$\begin{cases} C_2 = \beta \frac{1 - 0,5 \sin \alpha + 2\mu R}{R^2 - 1}, \\ C_3 = \beta R \frac{(1 - 0,5 \sin \alpha)R + 2\mu}{2(R^2 - 1)}. \end{cases} \quad (4.2)$$

Использованное второе граничное условие неочевидно и требует специального пояснения. На границе между 1 и 2 областями при плоском пуансоне с острой кромкой (то есть при $\alpha=0$), в силу разрыва между противоположно направленными скоростями v_{z1} и v_{z2} , касательные напряжения будут предельными $\tau_{\rho z}=0,5\beta$. В силу закона парности касательных напряжений эта величина (т.е. $\tau_{\rho zH}=0,5\beta$) в нижней точке этой границы сохраняется независимо от изменения радиуса сферического торца пуансона, так как в данной точке будет также разрыв между $v_{\rho 2}$ и $v_{\rho}=0$ в жесткой области, расположенной ниже области 2. В то же время в верхней точке границы между областями 1 и 2 увеличение этого радиуса приводит к уменьшению разрыва скоростей сдвига и соответствующему снижению касательных напряжений. В пределе при $\alpha=90^\circ$, то есть в случае пуансона с торцем в виде полусферы, разрыв скоростей сдвига в верхней точке границы устраняется, и можно считать $\tau_{\rho z}=0$. Такое изменение $\tau_{\rho z}$ при переходе от пуансона с плоским торцем к полусферическому можно учесть следующей зависимостью: $\tau_{\rho zB}=0,5\beta(1-\sin\alpha)$. Средняя величина касательных напряжений на границе между областями 1 и 2 будет равна $\tau_{\rho z}=0,5(\tau_{\rho zH}+\tau_{\rho zB})=0,5\beta(1-0,5\sin\alpha)$, что и было использовано выше в качестве граничного условия. Следует заметить, что, в принципе, граничные условия можно уточнять экспериментально, что не отразится на общей структуре результатов данного теоретического исследования.

Среднее значение радиального напряжения на границе при $\rho=1$ будет равно:

$$\sigma_{\rho 1} = -\beta \left[1 + \ln R + \frac{1 - 0,5 \sin \alpha + 2\mu R}{2(R^2 - 1)} h \right] - q_{\text{тр}}.$$

Рассмотрим область 2. Аналогично разделу 3.1 подходящие функции скоростей течения берем в виде

$$v_z = f(z), \quad v_\rho = -\frac{\partial f(z)}{\partial z} \frac{\rho}{2}, \quad (4.3)$$

удовлетворяющем условию несжимаемости и граничному условию $v_\rho = 0$ при $\rho = 0$. Покажем, что при таком выборе можно удовлетворить имеющимся граничным условиям:

на сферической поверхности $v_\rho \sin \varphi + v_z \cos \varphi = -v_0 \cos \varphi$,

$$\text{то есть} \quad v_\rho \operatorname{tg} \varphi + v_z = -v_0; \quad (4.4)$$

$$v_z = 0 \text{ при } z = -h. \quad (4.5)$$

Имеем следующие очевидные геометрические соотношения:

$$r_0 = 1/\sin \alpha; \quad (4.6)$$

$$OO' = r_0 \cos \alpha = \operatorname{ctg} \alpha; \quad (OO' - z)^2 + \rho^2 = r_0^2,$$

$$\text{откуда} \quad \rho = \sqrt{\frac{1}{\sin^2 \alpha} - (\operatorname{ctg} \alpha - z)^2}; \quad (4.7)$$

$$\operatorname{tg} \varphi = \rho / (OO' - z) = \rho / (\operatorname{ctg} \alpha - z). \quad (4.8)$$

Подставив выражения (4.3), (4.7) и (4.8) в уравнение (4.4), получим линейное дифференциальное уравнение первого порядка

$$\frac{\partial f(z)}{\partial z} - \frac{2(\operatorname{ctg} \alpha - z)}{\frac{1}{\sin^2 \alpha} - (\operatorname{ctg} \alpha - z)^2} f(z) = \frac{2(\operatorname{ctg} \alpha - z)}{\frac{1}{\sin^2 \alpha} - (\operatorname{ctg} \alpha - z)^2} v_0,$$

решением которого является

$$f(z) = v_0 \left\{ C \left[\frac{1}{\sin^2 \alpha} - (\operatorname{ctg} \alpha - z)^2 \right] - 1 \right\} \quad (4.9)$$

С учетом граничного условия (4.5) находим, что

$$C = \frac{1}{\frac{1}{\sin^2 \alpha} - (\operatorname{ctg} \alpha + h)^2}. \quad (4.10)$$

Тогда окончательно

$$v_z = f(z) = v_0 \left[\frac{\frac{1}{\sin^2 \alpha} - (\operatorname{ctg} \alpha - z)^2}{\frac{1}{\sin^2 \alpha} - (\operatorname{ctg} \alpha + h)^2} - 1 \right]. \quad (4.11)$$

С учетом (4.3)

$$v_\rho = v_0 \frac{\operatorname{ctg} \alpha - z}{\frac{1}{\sin^2 \alpha} - (\operatorname{ctg} \alpha + h)^2} \rho \quad (4.12)$$

Используя выражения (4.3), можно аналогично разделу 3.1 показать, что напряженное состояние в области 2 определено выражениями:

$$\begin{cases} \tau_{\rho z} = (C_5 - C_4 z) \rho, \\ \sigma_\rho = \sigma_\theta = 0,5 C_4 \rho^2 + (C_4 z - 2C_5) z + C_6, \\ \sigma_z = \sigma_\rho - \beta. \end{cases} \quad (4.13)$$

Из граничных условий $\tau_{\rho z} = 0,5\beta$ при $\rho=1$ и $z=-h$ и $\tau_{\rho z} = -\beta\mu_1$ при $\rho=1$ и $z=0$, $\sigma_{\rho 2} = \sigma_{\rho 1}$ при $\rho=1$ и $z=0$, находим произвольные постоянные:

$$\begin{cases} C_4 = \beta \frac{0,5 + \mu_1}{h}, \\ C_5 = -\beta\mu_1, \\ C_6 = -\beta \left[\frac{0,5 + \mu_1}{2h} + 1 + \ln R + \frac{1 - 0,5 \sin \alpha + 2\mu R}{2(R^2 - 1)} h \right] - q_{\text{тр}}. \end{cases} \quad (4.14)$$

Известные выражения [148] для определения нормального и касательного напряжений на наклонной площадке элементарной трехгранной призмы (рис. 4.2):

$$\begin{cases} \sigma_n = \sigma_z \cos^2 \varphi + \sigma_\rho \sin^2 \varphi - \tau_{\rho z} \sin 2\varphi, \\ \tau = 0,5(\sigma_z - \sigma_\rho) \sin 2\varphi + \tau_{\rho z} \cos 2\varphi, \end{cases} \quad (4.15)$$

с учетом третьего выражения системы (4.13)

$$\begin{cases} \sigma_n = \sigma_\rho - \beta \cos^2 \varphi - \tau_{\rho z} \sin 2\varphi, \\ \tau = -0,5\beta \sin 2\varphi + \tau_{\rho z} \cos 2\varphi, \end{cases} \quad (4.16)$$

На сферической поверхности $z=r_0(\cos\alpha-\cos\varphi)$, $\rho=r_0\sin\varphi$. (4.17)

Удельное деформирующее усилие для данного случая определяется формулой:

$$q=r_0^2 \int_0^\alpha (|\sigma_n|\sin 2\varphi + 2|\tau|\sin^2\varphi) d\varphi. \quad (4.18)$$

Подставив выражения (4.16) в (4.18), с учетом формул (4.6), (4.13), (4.14), (4.17) окончательно получим:

$$q=\beta \left[2 + \ln R + \frac{1 - 0,5 \sin \alpha + 2\mu R}{2(R^2 - 1)} h + \frac{0,5 + \mu_1}{4h} \right] + q_{np}. \quad (4.19)$$

Высота очага интенсивной пластической деформации определяется из условия минимума удельного деформирующего усилия $\partial q/\partial h=0$, откуда

$$h = \sqrt{\frac{(R^2 - 1)(0,5 + \mu_1)}{2(1 - 0,5 \sin \alpha + 2\mu R)}}. \quad (4.20)$$

При использовании формулы (4.20) следует учитывать, что физически высота h не может быть меньше

$$h_0 = (1 - \cos\alpha)/\sin\alpha = \sin\alpha/(1 + \cos\alpha). \quad (4.21)$$

Если в результате расчета $h < h_0$, то следует принимать $h = h_0$.

В случае выдавливания упрочняющегося материала высоту h_y следует находить из минимизации выражения:

$$q_y = \sigma_s q, \quad (4.22)$$

где, согласно разделу 3.5, $\sigma_s = f(h_y)$, $q = f_1(h_y)$.

Математическая обработка полученных на ЭВМ результатов определения высоты очага пластической деформации упрочняющегося материала позволяет предложить следующую формулу, аналогичную (3.127):

$$h_y = h \left\{ 1 + k_y \left(1 - 0,2e^{-s} - 0,8e^{-5s} \right) \left(\frac{R-1}{R^2} \right)^{\sin\alpha} \right\}, \quad (4.23)$$

где h сначала определяется по формуле (4.20) с учетом критерия (4.21), а затем подставляется в (4.23).

При эффекте дна, когда отмеряемая от $z=0$ толщина дна получаемого

изделия будет меньше высоты очага пластической деформации h , определяемой формулой (4.20), а при наличии упрочнения - меньше h_y , в выражение (4.19) следует подставлять h , равное текущему значению толщины дна. Как показывают расчеты по формулам (4.20) и (4.21), глубина проникновения пластической деформации под нижнюю точку выпуклости торца пуансона $h_1 = h - h_0$ (рис. 4.1) при увеличении выпуклости значительно уменьшается, т.е. эффект дна при выдавливании выпуклым пуансоном наступает значительно позднее, чем при выдавливании пуансоном с плоским торцем (например, для $R=1,5$ и $\mu=\mu_1=0,1$ при $\alpha=45^\circ$ $h_1=0,22$, а при $\alpha=0$ $h=h_1=0,54$). Этот результат полностью совпадает с данными работы [151].

Максимальное давление на стенку матрицы с учетом (4.1) и (4.2) будет равно σ_p при $\rho=R$ и $z=-h$:

$$p = 1,155 \left(1 + \frac{1 - 0,5 \sin \alpha + 2\mu R}{R^2 - 1} h \right) + q_{тр}. \quad (4.24)$$

Давление на стенку матрицы на уровне калибрующего пояса пуансона (т.е. при $z=0$) будет равно: $p_0 = 1,155 + q_{тр}$. (4.25)

Из соотношения (4.25) следует, что p_0 не зависит от формы торца пуансона, что совпадает с экспериментальными выводами работы [66]. При наличии компенсирующей конусности, когда $q_{тр}=0$, $p_0=1,155$, что практически точно совпадает с величиной 1,15, установленной в работе [110]. При выдавливании в цилиндрической (без раструба) матрице, с учетом данных раздела 3.6, при $\mu=0,1$ и среднем $R=1,5$ $p_0=1,285$, что совпадает с величиной 1,29, полученной опытным путем в работе [66]. Из соотношения (4.25) при том же $\mu=0,1$ и $R=1,1$ $p_0=1,255$, что отличается от предыдущего p_0 на 2%, а при $R=2$ $p_0=1,325$, что отличается на 3%. Таким образом, можно сделать вывод, что давление p_0 от R практически не зависит, что также хорошо согласуется с экспериментальными выводами работы [66].

Так как при проведении данного анализа мы полностью удовлетворяли критериям взаимосравнимости, выработанным в разделе 2.2, то нетрудно

убедиться, что при $\alpha=0$ (пуансон с плоским торцем) все полученные в данном разделе соотношения переходят в формулы раздела 3.1, т.е. являются более общими по сравнению с последними.

Так как в разделе 3.4 выражения накопленных деформаций получены для пуансона с плоским торцем, то для их использования в случае сферического пуансона необходимо учесть, что к моменту полного внедрения сферического торца относительный ход пуансона будет равен:

$$s_0 = \frac{(3R^2 - 1)(1 + \cos \alpha) - 1}{3R^2(1 + \cos \alpha)^2} \sin \alpha . \quad (4.26)$$

Этот ход определяет накопленные деформации и, соответственно, позволяет найти удельное усилие начала выдавливания цилиндрической части полости изделия из упрочняющегося материала. Если же важно знать лишь наибольшее усилие в процессе выдавливания, то расчеты следует вести для полного хода пуансона s .

Расчеты удельного деформирующего усилия по выведенным зависимостям и подробный анализ их результатов будут приведены в главе 8.

Полученные теоретические результаты позволяют также проанализировать образование и размеры застойной зоны под плоским торцем пуансона. Застойную зону можно рассматривать как продолжение пуансона, то есть считать, что выдавливание производится сферическим пуансоном с предельным трением ($\mu_1=0,5$) по торцу. Найдя для конкретных значений μ и R по формулам (4.19)-(4.21) параметры сферического торца, при которых усилие будет минимальным, следует затем сравнить последнее с усилием, найденным для пуансона с плоским торцем ($\alpha=0$) при тех же значениях μ и R и конкретном значении μ_1 . Если усилие при плоском торце будет меньше, чем при сферическом, то это означает, что застойная зона не образуется, а если больше, то это означает, что образуется застойная зона с размером $h_3=h_0$, определяемая вышеупомянутыми параметрами. Проведенные по описанной схеме исследования показали, что при хорошей смазке ($\mu=\mu_1=0,1$) застойная

зона не образуется. При среднем значении факторов трения $\mu=\mu_1=0,3$ (рис. 4.3) застойная зона отсутствует при $R \leq 1,2$, а при предельном трении $\mu=\mu_1=0,5$ она образуется во всем диапазоне значений R . При этом наибольшие размеры застойной зоны будут при $R \geq 2$, когда форма застойной зоны приближается к полусфере. Полученные теоретические результаты практически полностью совпадают с экспериментальными данными работы [110] и обосновывают принятую в разделе 3.9 схематизацию очага пластической деформации при вдавливании пуансона в полупространство.

Следует учитывать, что если в зоне контакта заготовки с матрицей по ходу выдавливания в процесс вовлекаются свежие участки боковой поверхности заготовки, то есть смазочный слой истощается мало, то под торцем пуансона происходит непрерывное утонение смазочного слоя. Это приводит к тому, что даже если в начале выдавливания трение под торцем пуансона было малым и застойная зона отсутствовала, то при определенной величине рабочего хода вследствие увеличения трения может появиться застойная зона.

4.2. Выдавливание цилиндрическим пуансоном с радиусными фасками

Расчетная схема процесса приведена на рис. 4.4.

Рассмотрим область 1. Подходящую функцию осевой скорости течения берем в том же виде, что и в разделе 4.1, с учетом чего напряженное состояние в области 1 определяется выражениями (4.1), произвольные постоянные в которых определяем из следующих граничных условий:

$\tau_{\rho z} = -\beta\mu$ при $\rho=R$ и $\tau_{\rho z} = 0,5\beta(1-0,5r_1)$ при $\rho=1$. С учетом этого:

$$\left\{ \begin{array}{l} C_2 = \beta \frac{1 - 0,5r_1 + 2\mu R}{R^2 - 1}, \\ C_3 = \beta R \frac{(1 - 0,5r_1)R + 2\mu}{2(R^2 - 1)}. \end{array} \right. \quad (4.27)$$

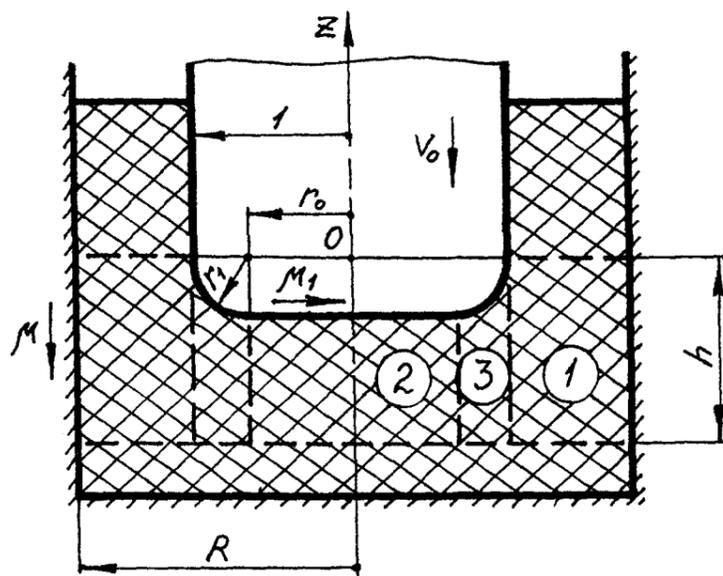


Рис. 4.4. Схема выдавливания пуансоном с радиусными фасками

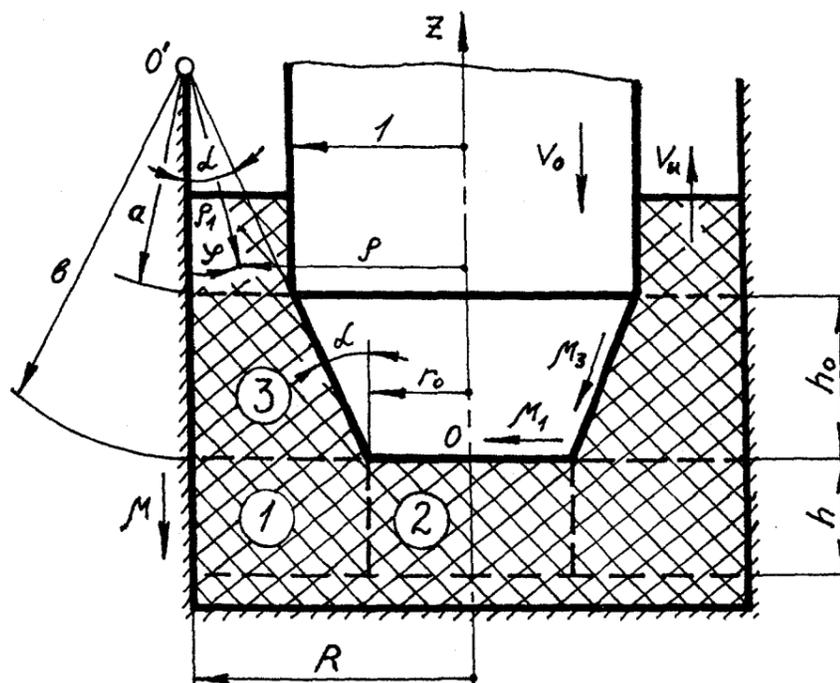


Рис. 4.5. Схема выдавливания коническим пуансоном с малым углом конусности

Использованное второе граничное условие получено из тех же соображений, что и аналогичное в разделе 4.1.

Среднее значение радиального напряжения на границе при $\rho=1$ будет равно:

$$\sigma_{\rho 1} = -\beta \left[1 + \ln R + \frac{1 - 0,5r_1 + 2\mu R}{2(R^2 - 1)} h \right] - q_{\text{тр}}.$$

Рассмотрим область 3. Подходящие функции скоростей течения берем в виде (4.3), с учетом чего напряженное состояние в области 3 определяется выражениями (4.13), в которых C_4 и C_5 находятся по формулам (4.14), а из граничного условия $\sigma_{\rho 3} = \sigma_{\rho 1}$ при $\rho=1$ и $z=0$:

$$C_6 = -\beta \left[\frac{0,5 + \mu_1}{2h} + 1 + \ln R + \frac{1 - 0,5r_1 + 2\mu R}{2(R^2 - 1)} h \right] - q_{\text{тр}}. \quad (4.28)$$

$$\text{На радиусной поверхности } z = -r_1 \cos \varphi, \quad \rho = r_0 + r_1 \sin \varphi = 1 - r_1 + r_1 \sin \varphi. \quad (4.29)$$

Усилие от действия нормальных напряжений на этой поверхности с учетом выражений (4.13), (4.14), (4.16), (4.28) и (4.29) будет равно:

$$\begin{aligned} P_1 &= 2\pi \int_{1-r_1}^1 |\sigma_n| \rho d\rho = 2\pi r_1 \int_0^{\frac{\pi}{2}} |\sigma_n| (1 - r_1 + r_1 \sin \varphi) \cos \varphi d\varphi = \\ &= 2\pi r_1 \beta \left\{ \left[2 + \ln R + \frac{1 - 0,5r_1 + 2\mu R}{2(R^2 - 1)} h + \frac{q_{\text{тр}}}{\beta} \right] (1 - 0,5r_1) - 0,333 + 0,083r_1 + \right. \\ &\left. + \frac{0,5 + \mu_1}{h} (r_1 - 1,633r_1^2 + 0,675r_1^3) - \mu_1 (0,667 - 2,119r_1 + 1,052r_1^2) \right\}. \quad (4.30) \end{aligned}$$

Усилие от действия касательных напряжений на радиусной поверхности будет равно:

$$\begin{aligned} P_2 &= 2\pi \int_{1-r_1}^1 |\tau| \operatorname{tg} \varphi \rho d\rho = 2\pi r_1 \int_0^{\frac{\pi}{2}} |\tau| (1 - r_1 + r_1 \sin \varphi) \sin \varphi d\varphi = 2\pi r_1 \beta \times \\ &\times \left[0,333 - 0,083r_1 - \frac{0,5 + \mu_1}{h} (0,05r_1 - 0,133)r_1^2 + \mu_1 (0,911r_1 - 0,978r_1^2 - 0,333) \right]. \quad (4.31) \end{aligned}$$

Рассмотрим область 2. Для подходящих скоростей течения, выбранных в том же виде, что и в разделе 3.1, напряженное состояние определено аналогичными выражениями:

$$\begin{cases} \tau_{\rho z} = (C_8 - C_7 z)\rho, \\ \sigma_\rho = 0,5C_7\rho^2 + (C_7 z - 2C_8)z + C_9, \\ \sigma_z = \sigma_\rho - \beta. \end{cases} \quad (4.32)$$

Учтем изменение схематизации и перенос начала координат в области 2 на рис. 4.4 по сравнению с расчетной схемой на рис. 3.1. Так как касательные напряжения в областях 2 и 3 изменяются прямо пропорционально радиусу, а разрыв между ними на границе между этими областями отсутствует, используем следующие граничные условия:

$\tau_{\rho z} = -\beta\mu_1 r_0$ при $\rho = r_0$ и $z = -r_1$, $\tau_{\rho z} = 0,5\beta r_0$ при $\rho = r_0$ и $z = -h$, $\sigma_{\rho 2} = \sigma_{\rho 3}$ при $\rho = r_0$ и $z = -r_1$. С учетом этого произвольные постоянные будут равны:

$$\begin{cases} C_7 = \beta \frac{0,5 + \mu_1}{h - r_1}, \\ C_8 = -\beta \frac{0,5r_1 + \mu_1 h}{h - r_1}, \\ C_9 = -\beta \frac{(0,5 + \mu_1)r_1}{h - r_1} \left[\frac{(1 - r_1)^2}{2h} + \left(\frac{r_1}{h} - 2 \right) r_1 \right] + C_6. \end{cases} \quad (4.33)$$

Усилие на плоской поверхности торца пуансона с учетом выражений (4.32) и (4.33) будет равно:

$$\begin{aligned} P_3 = 2\pi \int_0^{r_0} \left| \sigma_z \Big|_{z=-r_1} \right| \rho d\rho = \pi(1 - r_1^2)\beta \left[2 + \ln R + \frac{1 - 0,5r_1 + 2\mu R}{2(R^2 - 1)} h + \right. \\ \left. + \frac{0,5 + \mu_1}{h - r_1} (1 - r_1)^2 + \frac{0,5 + \mu_1}{h} (1 - 1,5r_1)r_1 + 2\mu_1 r_1 + \frac{q_{тр}}{\beta} \right]. \end{aligned} \quad (4.34)$$

Суммируя выражения (4.28), (4.29) и (4.34), и относя результат к площади поперечного сечения пуансона, находим удельное деформирующее усилие при выдавливании цилиндрическим пуансоном с радиусными фаска-

ми:

$$q = \beta \left\{ 2 + \ln R + \frac{1 - 0,5r_1 + 2\mu R}{2(R^2 - 1)} h + \frac{0,5 + \mu_1}{4} \left[\frac{(1 - r_1)^4}{h - r_1} + \frac{1 - (1 - r_1)^4}{h} \right] + 2,06\mu_1 r_1^2 (1 - r_1) \right\} + q_{тр}. \quad (4.35)$$

Высота очага пластической деформации определяется из условия минимума удельного деформирующего усилия. Минимизация выражения (4.35) осуществляется с помощью ЭВМ, результаты расчетов на которой позволяют предложить следующую формулу для приближенного определения высоты очага пластической деформации, учитывающую то, что физически h не может быть меньше r_1 :

$$h = r_1 + (1 - r_1) \sqrt{\frac{(R^2 - 1)(0,5 + \mu_1)}{2(1 - 0,5r_1 + 2\mu R)}}. \quad (4.36)$$

Если толщина остающейся части заготовки будет меньше высоты, определяемой зависимостью (4.36), то в выражение (4.35) следует подставлять текущее значение этой толщины.

Величина максимального давления на стенку матрицы определяется из второго выражения системы (4.1) с учетом (4.27) при $\rho=R$ и $z=-h$:

$$p = 1,155 \left(1 + \frac{1 - 0,5r_1 + 2\mu R}{R^2 - 1} h \right) + q_{тр}.$$

В случае выдавливания упрочняющегося материала математическая обработка полученных на ЭВМ результатов позволяет предложить следующую формулу для определения высоты очага пластической деформации:

$$h_y = h \left\{ 1 + k_y (1 - 0,2e^{-s} - 0,8e^{-5s}) \left(\frac{R-1}{R^2} \right)^{r_1} \right\}. \quad (4.37)$$

Выражения (4.35) - (4.37) при $r_1=0$ полностью переходят в выражения, полученные в разделе 3.1 для пуансона с плоским торцем, а при $r_1=1$ они совпадают с выражениями раздела 4.1 в соответствующем частном случае пуансона с торцем в виде полусферы ($\alpha=90^\circ$).

В таблице 4.1 приведены результаты теоретических расчетов удельного усилия холодного выдавливания стали 10 пуансоном с радиусными фасками. Сравнительные экспериментальные данные взяты из работы [164], согласно которой выдавливание осуществлялось в матрице с диаметром $D=25$ мм пуансоном с диаметром $d=19$ мм ($R=1,32$). В расчетах использована аппроксимация кривой упрочнения стали 10 (рис. 8.1) в виде:

$$\sigma_s = 950 - 660e^{-\epsilon_i} . \quad (4.38)$$

Таблица 4.1

r_1	0	0,316	0,526	0,790	1
s	0,174	0,195	0,325	0,487	0,617
h_y	0,621	0,811	0,957	1,080	1,152
e_i	0,346	0,372	0,503	0,599	0,667
σ_s , МПа	483	495	551	587	611
q	3,353	3,450	3,464	3,401	3,301
q_y , МПа	1619	1708	1908	1998	2018
q_s , МПа	1700	1800	1900	1950	2000
δ , %	5,0	5,4	0,4	2,4	0,9

Принято $\mu=\mu_1=0,1$. В соответствии с выражением (3.128) $k_y=0,967$, т.к. согласно кривой упрочнения стали 10 на рис. 8.1 $\sigma_{s1}=620$ МПа, $\sigma_{s2}=790$ МПа, $e_1=0,4$, $e_2=1,2$. Так как сравнение усилий производилось при величине рабочего хода s , которая для пуансона с плоским торцем ($r_1=0$) определялась по методике раздела 3.6 для начальной стадии выдавливания (высота исходной заготовки $H_0=3,2R$ (40 мм), а $R_0=1,305$ (технологический зазор 0,1 мм на радиус)), а для пуансонов с радиусными фасками – по величине рабочего хода, необходимой для полного внедрения фаски в заготовку, то $q_{тр}=0$. В расчетах высоту h определяли по выражению (4.36), после чего находили высоту h_y по формуле (4.37) и на основе этой высоты подсчитывали относительное удельное деформирующее усилие q . Для определения накопленных

деформаций использовали зависимости из разделов 3.4, 3.6 для случая затрудненного течения вблизи торца пуансона и высоту из выражения (3.127) с учетом (3.22). Из таблицы видна хорошая сходимость теоретических и экспериментальных результатов.

Результаты расчетов удельного деформирующего усилия при выдавливании неупрочняющегося материала пуансоном с радиусными фасками и их анализ будут приведены в главе 8.

4.3. Выдавливание коническим пуансоном с малым углом конусности

Расчетная схема представлена на рис. 4.5.

Рассмотрим область 3. Наиболее строгий и точный анализ требует рассмотрения кинематического и напряженного состояний в торовой системе координат. Выбираем подходящую функцию скорости течения металла в следующем виде, удовлетворяющем граничным условиям $v_\varphi=0$ при $\varphi=0$, $v_\varphi=-v_0\sin\alpha$ при $\varphi=\alpha$:

$$v_\varphi = -v_0\sin\varphi. \quad (4.39)$$

В торовых координатах скорости деформаций определены следующими выражениями:

$$\left\{ \begin{array}{l} \xi_{\rho_1} = \frac{\partial v_{\rho_1}}{\partial \rho_1}, \\ \xi_\theta = \frac{1}{R + \rho_1 \sin \varphi} \frac{\partial v_\theta}{\partial \theta} + \frac{v_{\rho_1} \sin \varphi + v_\varphi \cos \varphi}{R + \rho_1 \sin \varphi} = \frac{(v_{\rho_1} - v_0 \cos \varphi) \sin \varphi}{R + \rho_1 \sin \varphi}, \\ \xi_\varphi = \frac{1}{\rho_1} \frac{\partial v_\varphi}{\partial \varphi} + \frac{v_{\rho_1}}{\rho_1} = \frac{v_{\rho_1}}{\rho_1} - \frac{1}{\rho_1} v_0 \cos \varphi. \end{array} \right. \quad (4.40)$$

$$\text{Подставляя (4.40) в условие несжимаемости } \xi_{\rho_1} + \xi_\theta + \xi_\varphi = 0, \quad (4.41)$$

получаем уравнение в частных производных:

$$\frac{\partial v_{\rho_1}}{\partial \rho_1} + \frac{(v_{\rho_1} - v_0 \cos \varphi) \sin \varphi}{R + \rho_1 \sin \varphi} - \frac{1}{\rho_1} v_0 \cos \varphi + \frac{v_{\rho_1}}{\rho_1} = 0,$$

которое приводится к виду:

$$\frac{\partial v_{\rho_1}}{v_{\rho_1} - v_0 \cos \varphi} = - \left(\frac{\sin \varphi}{R + \rho_1 \sin \varphi} + \frac{1}{\rho_1} \right) \partial \rho_1.$$

Проинтегрировав последнее уравнение, находим:

$$v_{\rho_1} = \frac{f(\varphi)}{\rho_1 (R + \rho_1 \sin \varphi)} + v_0 \cos \varphi.$$

Произвольную функцию интегрирования $f(\varphi)$ определяем из граничного условия $v_{\rho_1} = -v_H \cos \varphi$ при $\rho_1 = a$:

$$f(\varphi) = -(v_0 + v_H)(R + a \sin \varphi) a \cos \varphi.$$

Тогда окончательно

$$v_{\rho_1} = - \frac{(v_0 + v_H)(R + a \sin \varphi) a \cos \varphi}{\rho_1 (R + \rho_1 \sin \varphi)} + v_0 \cos \varphi. \quad (4.42)$$

Таким образом, кинематическое состояние в пластической области 3 можно считать определенным. Далее, используя уравнения связи Леви-Мизеса и уравнения равновесия, аналогично разделу 3.1 на основе найденных зависимостей в принципе можно найти и компоненты напряженного состояния заготовки, однако предварительный анализ показывает, что решение этих уравнений в торовых координатах является крайне сложным и трудоемким. Поэтому проанализируем полученные результаты в отношении возможных корректных упрощений.

Для угла $\alpha \leq 15^\circ$ с учетом (4.40) и (4.42) видно, что $\xi_\theta \approx 0$, (4.43) т.е. деформированное состояние можно считать плоским и от торовых координат и соответствующих им уравнений перейти к полярным координатам с центром O' , для которых соотношения значительно упрощаются.

Подставляя (4.40) с учетом (4.43) в (4.41), находим, что

$$v_{\rho_1} = v_0 \cos \varphi + \frac{f_1(\varphi)}{\rho_1}. \quad (4.44)$$

Тогда из (4.40)

$$\xi_{\rho_1} = -\frac{f_1(\varphi)}{\rho_1^2}, \quad \xi_{\theta} = \frac{f_1(\varphi)}{\rho_1^2},$$

а скорость угловой деформации $\eta_{\varphi\rho_1} = \frac{\partial v_{\varphi}}{\partial \rho_1} - \frac{v_{\varphi}}{\rho_1} + \frac{1}{\rho_1} \frac{\partial v_{\rho_1}}{\partial \varphi} = \frac{f_1'(\varphi)}{\rho_1^2}$, (4.45)

с учетом чего из (2.21) интенсивность скоростей деформаций равна:

$$\xi_i = \frac{\sqrt{2}}{3\rho_1^2} \sqrt{6f_1^2(\varphi) + 3[f_1'(\varphi)]^2}. \quad (4.46)$$

Подставляя (4.45) и (4.46) в (2.23), находим:

$$\tau_{\varphi\rho_1} = \frac{f_1'(\varphi)}{\sqrt{12f_1^2(\varphi) + 3[f_1'(\varphi)]^2}} = f_2(\varphi). \quad (4.47)$$

Уравнения равновесия в данном случае имеют вид:

$$\begin{cases} \frac{\partial \sigma_{\rho_1}}{\partial \rho_1} + \frac{1}{\rho_1} \frac{\partial \tau_{\rho_1\varphi}}{\partial \varphi} + \frac{\sigma_{\rho_1} - \sigma_{\varphi}}{\rho_1} = 0, \\ \frac{\partial \sigma_{\varphi}}{\partial \varphi} + 2\tau_{\varphi\rho_1} = 0. \end{cases} \quad (4.48)$$

Из второго уравнения системы (4.48) с учетом (4.47) находим:

$$\sigma_{\varphi} = -2 \int \tau_{\varphi\rho_1} d\varphi + f(\rho_1). \quad (4.49)$$

По условию пластичности (2.27): $\sigma_{\rho_1} = \sigma_{\theta} + \beta$. (4.50)

Первое уравнение системы (4.48) с учетом (4.50) преобразуется к виду:

$$\rho_1 \frac{\partial \sigma_{\varphi}}{\partial \rho_1} + \beta = -\frac{\partial \tau_{\varphi\rho_1}}{\partial \varphi}.$$

Так как левая часть этого уравнения в соответствии с (4.49) зависит только от ρ_1 , а правая, в соответствии с (4.47) - только от φ , то обе эти части должны быть равны постоянной величине C , откуда

$$\tau_{\varphi\rho_1} = -C\varphi + C_1, \quad (4.51)$$

$$\sigma_{\varphi} = (C - \beta) \ln \rho + f_3(\varphi) + C_2. \quad (4.52)$$

Произвольные постоянные C и C_1 находим из граничных условий:

$\tau_{\varphi\rho_1} = -\beta\mu$ при $\varphi=0$ и $\tau_{\varphi\rho_1} = \beta\mu_3$ при $\varphi=\alpha$, откуда:

$$C = -\beta(\mu + \mu_3)/\alpha, \quad C_1 = -\beta\mu. \quad (4.53)$$

Подставляя (4.51) в (4.49), находим, что $f_3(\varphi) = (C\varphi - 2C_1)\varphi$. В силу малости этого члена (с учетом (4.53) его максимально возможное значение, соответствующее $\varphi=\alpha$, равно $\beta(\mu - \mu_3)\alpha$, в дальнейшем им пренебрегаем.

Постоянную C_2 определяем из граничного условия $\sigma_{\rho_1} = -q_{\text{тр}}$ при $\rho_1 = a$, откуда с учетом (4.50) и (4.52):

$$C_2 = (\beta - C)\ln a - \beta - q_{\text{тр}}. \quad (4.54)$$

Тогда окончательно:

$$\sigma_{\varphi} = (C - \beta)\ln \frac{\rho_1}{a} - \beta - q_{\text{тр}}. \quad (4.55)$$

Из очевидных геометрических соображений пределы изменения радиуса ρ_1 равны:

$$a = (R-1)\text{ctg}\alpha, \quad b = (R-r_0)\text{ctg}\alpha. \quad (4.56)$$

Можно показать, что на конической поверхности пуансона координата ρ_1 выражается через радиус конической поверхности ρ следующим образом:

$$\rho_1 = (R - \rho)/\sin\alpha. \quad (4.57)$$

Используя выражение (4.55) с учетом (4.56) и (4.57), находим усилие от действия напряжений σ_{φ} на конической поверхности:

$$P_1 = 2\pi \int_{r_0}^1 |\sigma_{\varphi}| \rho d\rho = \pi \left\{ (\beta + q_{\text{тр}})(1 - r_0^2) + (\beta - C) \left[(R^2 - r_0^2) \ln \left(\frac{R - r_0}{R - 1} \right) + (r_0^2 - 1)(0,5 + \ln \cos \alpha) + R(r_0 - 1) \right] \right\}. \quad (4.58)$$

Усилие от действия касательных напряжений $\tau_{\varphi\rho_1}$ на конической поверхности пуансона с учетом (4.51) и (4.53) будет равно:

$$P_2 = 2\pi \int_{r_0}^1 |\tau_{\varphi\rho_1}| \text{ctg}\alpha \rho d\rho = \pi\beta\mu_3 \text{ctg}\alpha (1 - r_0^2). \quad (4.59)$$

Рассмотрим область 1. В соответствии с выражениями (3.7) и (3.9), в которых 1 заменяется на r_0 , в цилиндрической системе координат с центром

О

$$\sigma_z = \beta \left(\ln \rho + \frac{r_0 + 2\mu R}{R^2 - r_0^2} z \right) + C_3.$$

Произвольную постоянную C_3 находим из граничного условия $\sigma_z = \sigma_\rho$ при $\rho = R$ и $z = 0$ (в полярной системе координат, соответственно, при $\rho_1 = b$ и $\varphi = 0$). Отсюда, с учетом (4.50), (4.52) и (4.56)

$$C_3 = -\beta \ln R - (\beta - C) \ln \left(\frac{R - r_0}{R - 1} \right) - q_{\text{тр}}. \quad (4.60)$$

С учетом этого, аналогично разделу 3.1 можно показать, что усилие от действия напряжений σ_z на плоской поверхности торца пуансона в области 2 определено выражением:

$$P_3 = \pi r_0^2 \left\{ \beta \left[2 + \ln \frac{R}{r_0} + \frac{r_0 + 2\mu R}{2(R^2 - r_0^2)} h + \frac{(0,5 + \mu_1)r_0}{4h} \right] + (\beta - C) \ln \left(\frac{R - r_0}{R - 1} \right) + q_{\text{тр}} \right\}. \quad (4.61)$$

Суммируя выражения (4.58), (4.59), (4.61), с учетом малости, заменяя в C для удобства вычислений радианное значение угла α на $\sin \alpha$, и относя результат к площади поперечного сечения пуансона, находим удельное деформирующее усилие:

$$q = \beta \left\{ \left[2 + \ln \frac{R}{r_0} + \frac{r_0 + 2\mu R}{2(R^2 - r_0^2)} h + \frac{(0,5 + \mu_1)r_0}{4h} \right] r_0^2 + (1 + \mu_3 \operatorname{ctg} \alpha)(1 - r_0^2) + \left(1 + \frac{\mu + \mu_3}{\sin \alpha} \right) \left[R^2 \ln \left(\frac{R - r_0}{R - 1} \right) + (r_0^2 - 1)(0,5 + \ln(\cos \alpha) - R(1 - r_0)) \right] \right\}. \quad (4.62)$$

При этом высота очага пластической деформации будет равна:

$$h = \sqrt{\frac{(R^2 - r_0^2)(0,5 + \mu_1)r_0}{2(r_0 + 2\mu R)}}. \quad (4.63)$$

Максимальное давление на стенку матрицы определяется аналогично разделу 3.1 при $z = -h$ и $\rho = R$ с учетом (4.60):

$$p = 1,155 \left[1 + \frac{r_0 + 2\mu R}{R^2 - r_0^2} h + \left(1 + \frac{\mu + \mu_3}{\sin \alpha} \right) \ln \left(\frac{R - r_0}{R - 1} \right) \right] + q_{\text{тр}}. \quad (4.64)$$

Выскажем соображения по выбору значения фактора трения μ_3 . В отличие от смазочного слоя на поверхности контакта заготовки с матрицей, постоянно обновляющегося за счет вовлечения новых участков, смазочный слой в зону контакта с конической поверхностью пуансона поступает из под торца последнего, то есть не обновляется, а сильно истощается. С учетом этого как правило следует выбирать $\mu_3 > \mu_1$, за исключением случая, когда в связи с наличием застойной зоны принимается $\mu_1=0,5$. В этом случае при наличии смазки на торце заготовки $\mu_3 < \mu_1$, а при обезжиренном торце $\mu_3=\mu_1=0,5$.

Из геометрических соображений можно показать, что рабочий ход, необходимый для полного внедрения конического торца, будет равен:

$$s_0 = \left(1 - \frac{1 + r_0 + r_0^2}{3R^2}\right)(1 - r_0) \operatorname{ctg} \alpha. \quad (4.65)$$

4.4. Выдавливание коническим пуансоном с большим углом конусности

Если при малых углах конусности (рис. 4.5) осевая скорость течения металла v_z в зоне контакта с конической поверхностью (область 3) направлена вверх (в пределе при $\alpha=0$ $v_z = v_H$), то при больших углах конусности (рис. 4.6) эта скорость преимущественно направлена вниз (в пределе при $\alpha=90^\circ$ $v_z = -v_0$). Таким образом, при определенных углах α происходит перемена направления скорости v_z в области 3. С учетом этого для проведения анализа при больших углах конусности выбрана иная расчетная схема, представленная на рис. 4.6.

В области 1 напряженное состояние определяется выражениями (4.1), произвольные постоянные в которых находим из следующих граничных условий: $\tau_{\rho z} = -\beta\mu$ при $\rho=R$ и $\tau_{\rho z} = 0,25\beta[1+r_0+(1-r_0)\sin\alpha]$ при $\rho=1$. С учетом этого:

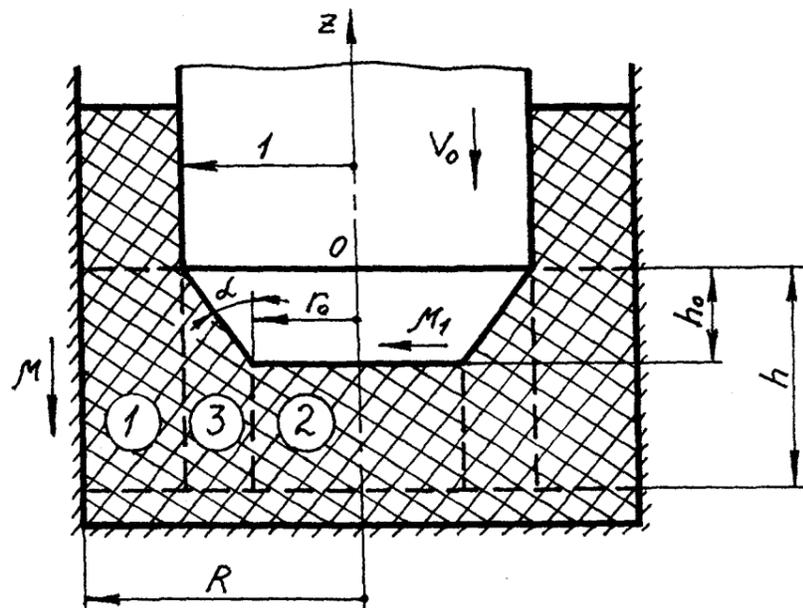


Рис. 4.6. Схема выдавливания коническим пуансоном с большим углом конусности

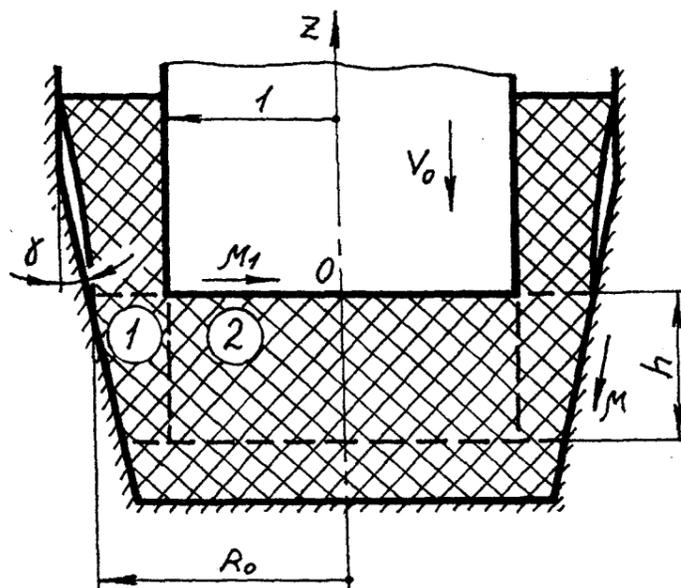


Рис. 4.7. Схема выдавливания цилиндрическим пуансоном с плоским торцом в конической матрице

$$\begin{cases} C_2 = \beta \frac{0,5[1 + r_0 + (1 - r_0) \sin \alpha] + 2\mu R}{R^2 - 1}, \\ C_3 = \beta R \frac{0,5[1 + r_0 + (1 - r_0) \sin \alpha]R + 2\mu}{2(R^2 - 1)}. \end{cases} \quad (4.66)$$

Использованное второе граничное условие при $\alpha=90^\circ$ или $r_0=1$ переходит в граничное условие для Пуансона с плоским торцем (раздел 3.1) и получено из тех же соображений, что и аналогичное в разделе 4.1.

Среднее значение радиального напряжения на границе при $\rho=1$ будет равно:

$$\sigma_{\rho 1} = -\beta \left[1 + \ln R + \frac{0,5[1 + r_0 + (1 - r_0) \sin \alpha] + 2\mu R}{2(R^2 - 1)} h \right] - q_{\text{тр}}. \quad (4.67)$$

Рассмотрим область 3. Подходящие функции скоростей течения берем в виде (4.3), с учетом чего напряженное состояние в области 3 определяется выражениями (4.13). На конической поверхности из системы (4.15) с учетом того, что в данном случае $\varphi=90^\circ-\alpha$, получаем:

$$\begin{cases} \sigma_n = \sigma_z \sin^2 \alpha + \sigma_\rho \cos^2 \alpha - \tau_{\rho z} \sin 2\alpha, \\ \tau = 0,5(\sigma_z - \sigma_\rho) \sin 2\alpha - \tau_{\rho z} \cos 2\alpha. \end{cases} \quad (4.68)$$

При среднем значении $\alpha=45^\circ$ из второго выражения системы (4.68) получаем $0,5(\sigma_z - \sigma_\rho) = \tau$. Для упрощения примем, что это значение сохраняется и при других углах α (заметим, что можно решить задачу и без данного упрощения, как это сделано в нашей работе [22], получив очень близкие результаты). Тогда из (4.68):

$$\tau_{\rho z} = \frac{\sin 2 - 1}{\cos 2\alpha} \tau = \frac{\sin \alpha - \cos \alpha}{\sin \alpha + \cos \alpha} \tau. \quad (4.69)$$

Из граничных условий $\tau_{\rho z}=0,5\beta$ при $\rho=1$, $z=-h$ и $\tau=-\beta\mu_1$ при $\rho=1$, $z=0$ с помощью первого выражения системы (4.13) и соотношения (4.69) находим:

$$\begin{cases} C_4 = \frac{\beta}{h} \left(0,5 + \mu_1 \frac{\sin \alpha - \cos \alpha}{\sin \alpha + \cos \alpha} \right), \\ C_5 = -\beta \mu_1 \frac{\sin \alpha - \cos \alpha}{\sin \alpha + \cos \alpha}. \end{cases} \quad (4.70)$$

Из граничного условия $\sigma_{\rho 3} = \sigma_{\rho 1}$ при $\rho=1$ и $z=0$ с учетом второго выражения системы (4.13), находим: $C_6 = \sigma_{\rho 1} - 0,5C_4$. (4.71)

На конической поверхности: $z = -(1-\rho)\operatorname{ctg} \alpha$. (4.72)

С учетом этого, используя первое выражение системы (4.68), а также выражения (4.13) и (4.71), находим усилие от действия нормальных напряжений на этой поверхности:

$$\begin{aligned} P_1 = 2\pi \int_{r_0}^1 |\sigma_n| \rho d\rho = \pi \left[(\sin^2 \alpha + 0,5C_4 - \sigma_{\rho 1})(1 - r_0^2) + \frac{C_4}{4}(r_0^4 - 1) + \right. \\ \left. + C_4 \operatorname{ctg}^2 \alpha \left(\frac{1}{2}r_0^4 - \frac{4}{3}r_0^3 + r_0^2 - \frac{1}{6} \right) + C_4 \cos^2 \alpha \left(\frac{1}{3} + r_0^4 - \frac{4}{3}r_0^3 \right) + \right. \\ \left. + 2C_5 \operatorname{ctg} \alpha \left(r_0^2 - \frac{2}{3}r_0^3 - \frac{1}{3} \right) + \frac{2}{3}C_5 \sin 2\alpha(1 - r_0^3) \right]. \end{aligned} \quad (4.73)$$

Подставляя во второе выражение системы (4.68) первое и третье выражения системы (4.13), с учетом (4.72) находим усилие от действия касательных напряжений на конической поверхности:

$$\begin{aligned} P_2 = 2\pi \int_{r_0}^1 |\tau| \operatorname{ctg} \alpha \rho d\rho = \pi \left[C_4 \operatorname{ctg}^2 \alpha \cos 2\alpha \left(\frac{1}{6} - \frac{2}{3}r_0^3 + \frac{1}{2}r_0^4 \right) + \right. \\ \left. + \frac{2}{3}C_5 \operatorname{ctg} \alpha \cos 2\alpha(1 - r_0^3) + (1 - r_0^2) \cos^2 \alpha \right]. \end{aligned} \quad (4.74)$$

Рассмотрим область 2. Напряженное состояние в ней определено выражениями (4.32), в которых произвольные постоянные находятся из граничных условий к соотношениям (4.33) с заменой в них r_1 на h_0 :

$$\begin{cases} C_7 = \beta \frac{0,5 + \mu_1}{h - h_0}, \\ C_8 = -\beta \frac{0,5h_0 + \mu_1 h}{h - h_0}, \\ C_9 = 0,5(C_4 - C_7)r_0^2 + [2C_5 - 2C_8 + (C_4 - C_7)h_0]h_0 + C_6. \end{cases} \quad (4.75)$$

С учетом (4.32), (4.71) и третьего выражения системы (4.75) усилие на плоской поверхности торца пуансона будет равно:

$$P_3 = 2\pi \int_0^{r_0} \sigma_z \Big|_{z=-h_0} \rho d\rho = \pi r_0^2 \left[\beta + \frac{1}{4}C_7 r_0^2 + \frac{1}{2}C_4(1 - r_0^2) - C_4 \operatorname{ctg}^2 \alpha (1 - r_0)^2 - 2C_5 \operatorname{ctg} \alpha (1 - r_0) - \sigma_{\rho 1} \right]. \quad (4.76)$$

Суммируя выражения (4.73), (4.74), (4.76) с учетом того, что $h_0 = (1 - r_0) \operatorname{ctg} \alpha$, и относя результат к площади поперечного сечения пуансона, находим удельное деформирующее усилие при выдавливании пуансоном с большим углом конуса:

$$q = \beta \left\{ 2 + \ln R + \frac{0,5[1 + r_0 + (1 - r_0) \sin \alpha] + 2\mu R}{2(R^2 - 1)} h + \frac{(0,5 + \mu_1)r_0^4}{4[h - (1 - r_0) \operatorname{ctg} \alpha]} + \frac{\left(0,5 + \mu_1 \frac{\sin \alpha - \cos \alpha}{\sin \alpha + \cos \alpha} \right) (1 - r_0^4)}{4h} \right\} + q_{\text{тр}}. \quad (4.77)$$

Высота очага пластической деформации в общем случае может быть найдена лишь минимизацией выражения (4.77) на ЭВМ. В частном случае заостренного пуансона ($r_0 = 0$) из (3.21) с учетом (4.77):

$$h = \sqrt{\frac{(R^2 - 1) \left(0,5 + \mu_1 \frac{\sin \alpha - \cos \alpha}{\sin \alpha + \cos \alpha} \right)}{2[0,5(1 + \sin \alpha) + 2\mu R]}}. \quad (4.78)$$

При использовании формулы (4.78) следует учитывать, что физически высота

$$h \text{ не может быть меньше } h_0 = (1 - r_0) \operatorname{ctg} \alpha. \quad (4.79)$$

Если в результате расчета $h < h_0$, то следует принимать $h = h_0$.

На основе обработки данных, полученных на ЭВМ, а также с учетом того, что в частном случае (при $\alpha = 90^\circ$ или $r_0 = 1$) выражение (4.77) переходит в выражение (3.20) для пуансона с плоским торцем и, соответственно, высота h определяется выражением (3.22), можно предложить следующую общую формулу для определения высоты очага пластической деформации:

$$h = (1 - r_0) \operatorname{ctg} \alpha + 0,5[1 + r_0 + (1 - r_0) \sin \alpha]^{\frac{1}{\sin \alpha}} \sqrt{\frac{(R^2 - 1)(0,5 + \mu_1)}{2(1 + 2\mu R)}} - 0,225(1 - r_0)(1 + 2r_0)R^{(1,5 - 2,5r_0)} \sin 2\alpha.$$

В случае выдавливания упрочняющегося материала высота очага

$$h_y = h \left\{ 1 + k_y (1 - 0,2e^{-s} - 0,8e^{-5s}) \left(\frac{R - 1}{R^2} \right)^{(1 - r_0)u} \right\}, \quad (4.80)$$

где
$$u = (\operatorname{ctg} \alpha)^{2(1 - \sqrt{r_0 - 0,5})}.$$

Аналогично (4.24) можно показать, что максимальное давление на стенку матрицы будет равно:

$$p = 1,155 \left\{ 1 + \frac{0,5[1 + r_0 + (1 - r_0) \sin \alpha] + 2\mu R}{R^2 - 1} h \right\} + q_{\text{тр}}. \quad (4.81)$$

Расчеты удельного деформирующего усилия по выведенным зависимостям и подробный анализ результатов будут приведены в главе 8.

4.5. Выдавливание цилиндрическим пуансоном с плоским торцем в конической матрице

Расчетная схема процесса представлена на рис. 4.7. Очаг интенсивной пластической деформации включает в себя области 1 и 2. В области 3 находятся малые упругопластические деформации.

Рассмотрим область 1. Подходящую функцию осевой скорости течения берем в виде:

$$v_z = C_1 [z - f(\rho)], \quad (4.82)$$

с учетом чего аналогично разделу 2.3 можно показать, что

$$v_\rho = \frac{C}{2} \left[\frac{f(z)}{\rho} - \rho \right], \quad (4.83)$$

где произвольную функцию будем искать в виде: $f(z) = R_0^2 + C_1 z \operatorname{tg} \gamma$, (4.84) переходящем при $\gamma=0$ в полученное в разделе 3.1 выражение для обычного выдавливания в цилиндрической матрице.

На конической поверхности между областью 1 и матрицей условие равенства нулю нормальной составляющей скорости течения имеет вид:

$$v_\rho \cos \gamma - v_z \sin \gamma = 0,$$

откуда с учетом того, что на этой поверхности $z = (\rho - R_0) / \operatorname{tg} \gamma$, и выражений (4.82)-(4.84):

$$f(\rho) = \frac{1}{2 \operatorname{tg} \gamma} \left[3\rho - 2R_0 - \frac{R_0^2}{\rho} + \left(\frac{R_0}{\rho} - 1 \right) C_1 \right]. \quad (4.85)$$

Из условия постоянства расхода на границе между областями 1 и 2 при $\rho=1$ можно записать, что

$$2\pi \int_{-h}^0 v_\rho dz = \pi v_0,$$

$$\text{откуда} \quad C = \frac{2v_0}{[2(R_0^2 - 1) + C_1 \operatorname{tg} \gamma] h}. \quad (4.86)$$

Из условия постоянства расхода на верхней границе области 1 с образующейся стенкой стакана при $z=0$ можно записать, что

$$2\pi \int_1^{R_0} v_z \rho d\rho = \pi v_0,$$

откуда с учетом (4.82), (4.85) и (4.86) получается, что

$$C_1 = \frac{2(R_0^2 - 1)(R_0 - 1 - h)}{(R_0 - 1)^2 + h \operatorname{tg} \gamma}. \quad (4.87)$$

Ввиду того, что увеличение угла конусности матрицы приводит к повышению вероятности трещинообразования, на практике целесообразно ограничивать этот угол величиной $\gamma \leq 15^\circ$. Анализ выражения (4.84) с учетом (4.87) для

реальных значений параметров выдавливания показывает, что второй член этого выражения составляет порядка 2% от первого, поэтому с достаточной точностью можно считать, что скорости деформаций в области 1 зависят только от ρ . Тогда компоненты напряженного состояния в области 1, учитывая, что $q_{тр}=0$, и заменяя R на R_0 , определены выражениями (4.1). Применяя выражение (4.15), в данном случае имеющее вид

$$\tau = \frac{\sigma_\rho - \sigma_z}{2} \sin 2\gamma + \tau_{\rho z} \cos 2\gamma,$$

из граничных условий $\tau_{\rho z}=0,5\beta$ при $\rho=1$ и $\tau=-\mu\beta$ при $\rho=R_0$, находим произвольные постоянные:

$$\begin{cases} C_2 = \beta \frac{\cos 2\gamma + (2\mu - \sin 2\gamma)R_0}{(R_0^2 - 1) \cos 2\gamma}, \\ C_3 = \beta \frac{R_0(R_0 \cos 2\gamma + 2\mu - \sin 2\gamma)}{2(R_0^2 - 1) \cos 2\gamma}. \end{cases} \quad (4.89)$$

Напряженное состояние в области 2 определено в разделе 3.1, следуя которому можно показать, что удельное деформирующее усилие на плоской поверхности торца пуансона определено выражением:

$$q = \beta \left[2 + \ln R_0 + \frac{\cos 2\gamma + (2\mu - \sin 2\gamma)R_0}{2(R_0^2 - 1) \cos 2\gamma} h + \frac{0,5 + \mu_1}{4h} \right]. \quad (4.90)$$

Из условия (3.21) находим высоту очага интенсивной пластической деформации:

$$h = \sqrt{\frac{(R_0^2 - 1)(0,5 + \mu_1) \cos 2\gamma}{2[\cos 2\gamma + (2\mu - \sin 2\gamma)R_0]}}. \quad (4.91)$$

Максимальное значение давления, действующего на стенку матрицы, находим из условия $p = |\sigma_\rho \max|$ при $z=-h$ и $\rho=R_0-h \operatorname{tg} \gamma$. С учетом (4.1) и (4.89), получаем:

$$p = \beta \left[1 - \ln \left(1 - \frac{h}{R_0} \operatorname{tg} \gamma \right) + \frac{\cos 2\gamma + (2\mu - \sin 2\gamma)R_0}{(R_0^2 - 1) \cos 2\gamma} h \right].$$

На рис. 4.8 представлено сравнение теоретических результатов, най-

денных по формулам (4.90) и (4.91), с экспериментальными результатами, полученными в работе [61] для выдавливания заготовок из отожженной стали 20 в матрице с $\gamma=9^\circ$. Так как при фосфатировании смазка удерживается достаточно хорошо, то в расчетах принималось $\mu=0,1$. С учетом того, что при значительном ходе выдавливания ($s>2$), имевшем место в экспериментах [61], образуется застойная зона, принималось, что $\mu_1=0,5$. Сравнение подтверждает достоверность и вполне удовлетворительную сходимость теоретических результатов с опытными. Увеличение расхождения при приближении к $R_0=2$ объясняется тем, что авторы работы [61] для получения относительных величин удельного деформирующего усилия производили деление экспериментального усилия на величину напряжения текучести материала заготовки, найденную для накопленной деформации, определенной по формуле, учитывающей лишь изменение площади поперечного сечения. Между тем в разделе 3.6 показано, что накопленная деформация существенно зависит также от величины хода выдавливания и высоты очага пластической деформации. Увеличение последней, наблюдаемое с приближением R_0 к 2, приводит к соответствующему уменьшению накопленной деформации и, соответственно, к уменьшению напряжения текучести, что не учитывалось в работе [61]. То есть в ней производилось деление на заведомо большую величину, причем ее превышение действительной величины напряжения текучести увеличивалось в направлении $R_0=2$, что и приводило к соответствующему преуменьшению обработанных аналитически экспериментальных результатов в том же направлении.

Сравнение значений, найденных по формулам (3.20) и (4.90), показывает, что выдавливание в конической матрице в среднем снижает требуемое усилие на 10-15%, соответственно повышая стойкость пуансонов на 50% [110].

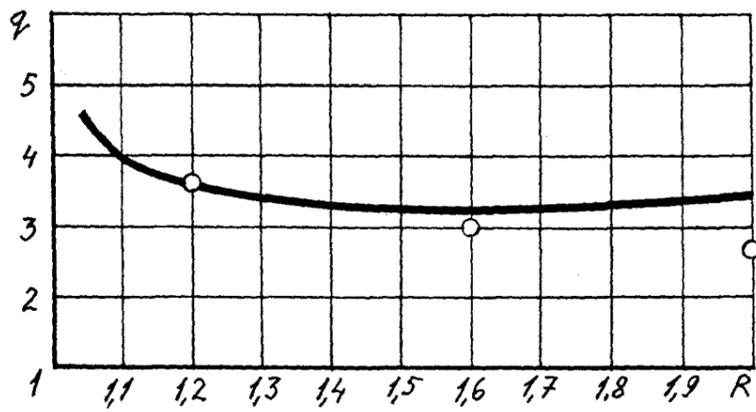


Рис. 4.8. Сравнение теоретического и экспериментального изменения усилия выдавливания в конической матрице

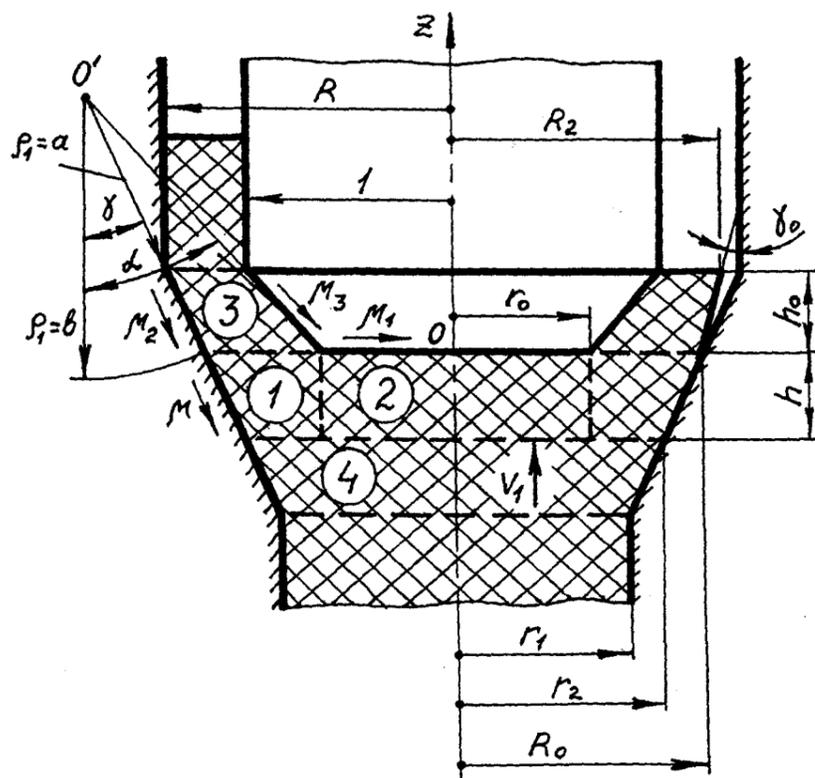


Рис. 4.9. Схема выдавливания из конической матрицы с раздачей заготовки

4.6. Выдавливание с раздачей заготовки

Расчетная схема процесса представлена на рис. 4.9. Очаг интенсивной пластической деформации включает в себя области 1, 2 и 3. В области 4 находятся малые упругопластические деформации. Материал подается в очаг деформации прямым способом со скоростью v_1 . Ввиду того, что увеличение угла конусности матрицы приводит к повышению вероятности трещинообразования, на практике целесообразно ограничивать этот угол величиной $\gamma \leq 15^\circ$.

Рассмотрим область 3. Проведя кинематический анализ с использованием торовой системы координат, можно аналогично разделу 4.3 показать, что в упомянутой области углов конусности с достаточной точностью можно считать скорость деформации с окружном направлении равной нулю. Соответственно можно считать деформированное состояние плоским и аналогично разделу 4.3 найти, что напряженное состояние в области 3 определено выражениями (4.50)-(4.52), в которых в силу малости опущен член $f_3(\varphi)$.

Произвольные постоянные в выражении касательного напряжения (4.51) находятся из следующих граничных условий: $\tau_{\varphi\rho} = -\beta\mu_2$ при $\varphi = \gamma$ и $\tau_{\varphi\rho} = \beta\mu_3$ при $\varphi = \alpha$, откуда

$$\begin{cases} C = -\beta \frac{\mu_2 + \mu_3}{\alpha - \gamma}, \\ C_1 = -\beta \frac{\mu_2\alpha + \mu_3\gamma}{\alpha - \gamma}. \end{cases} \quad (4.92)$$

Применив выражение, аналогично (4.15) определяющее нормальное напряжение на наклонной площадке элементарной трехгранной призмы:

$$\sigma_n = \sigma_\varphi \sin^2\gamma + \sigma_\rho \cos^2\gamma - \tau_{\varphi\rho} \sin 2\gamma, \quad (4.93)$$

и граничное условие $\sigma_n = -q_{тр}$ при $\varphi = \gamma$ и $\rho = a$, с учетом (4.50)-(4.52) можно найти, что

$$C_2 = -(C - \beta) \ln a - \beta \cos^2\gamma - \beta \mu_2 \sin 2\gamma + \beta - q_{тр}. \quad (4.94)$$

Можно показать, что на конической поверхности пуансона координата

ρ_1 выражается через координату ρ следующим образом:

$$\rho_1 = (R_1 - \rho) / \sin \alpha, \quad (4.95)$$

где

$$R_1 = R_0 + \frac{R_0 - r_0}{\operatorname{tg} \alpha - \operatorname{tg} \gamma} \operatorname{tg} \gamma = \frac{R \operatorname{tg} \alpha - \operatorname{tg} \gamma}{\operatorname{tg} \alpha - \operatorname{tg} \gamma}. \quad (4.96)$$

Аналогично (4.58) с учетом (4.52) и (4.94) находим усилие от действия напряжений σ_φ на конической поверхности пуансона:

$$P_1 = \pi \left\{ \left[\beta (\cos^2 \gamma + \mu_2 \sin 2\gamma) + q_{\text{тр}} \right] (1 - r_0^2) + (\beta - C) \left[R_1 (r_0 - 1) + 0,5 (r_0^2 - 1) + \right. \right. \\ \left. \left. + (1 - R_1^2) \ln(R_1 - 1) - (r_0^2 - R_1^2) \ln(R_1 - r_0) + (r_0^2 - 1) \ln \frac{(R - 1)(1 - r_0) \cos \alpha}{(R_0 - R + 1 - r_0) \cos \gamma} \right] \right\}. \quad (4.97)$$

Аналогично (4.59) с учетом (4.51) и (4.92) находим усилие от действия касательных напряжений $\tau_{\varphi\rho}$ на конической поверхности пуансона:

$$P_2 = \pi \beta \mu_3 \operatorname{ctg} \alpha (1 - r_0^2). \quad (4.98)$$

Важно отметить, что если угол конусности матрицы γ будет превышать угол естественной конусности выдавливаемого материала γ_0 (рис. 4.9, справа), то металл уже не будет касаться стенки матрицы и, соответственно, трение на этом участке будет равно нулю. В этом случае нормальное напряжение на краю образующей стенки стакана равно нулю и можно аналогично работе [129] показать, что толщина этой краевой части определяется по формуле:

$$R_2 - 1 = (R_0 - r_0) \sqrt{\frac{R_0 + r_0}{R + 1}},$$

с учетом которой

$$\operatorname{tg} \gamma_0 = \frac{R_2 - R_0}{h_0} = \frac{1 + (R_0 - r_0) \sqrt{\frac{R_0 + r_0}{R + 1}} - R_0}{1 - r_0} \operatorname{tg} \alpha. \quad (4.99)$$

При увеличении угла конусности матрицы давление металла на стенку матрицы и, соответственно, трение будут уменьшаться, и при $\gamma = \gamma_0$ сила трения

станет равной нулю, а при уменьшении угла конусности матрицы до нуля, то есть при переходе к обычному выдавливанию коническим пуансоном без раздачи, можно полагать, что $\mu_2 = \mu$. Эту закономерность можно выразить следующей зависимостью:

$$\mu_2 = \mu \frac{\operatorname{tg} \gamma_0 - \operatorname{tg} \gamma}{\operatorname{tg} \gamma_0}. \quad (4.100)$$

Если $\gamma > \gamma_0$, то следует принимать $\mu_2 = 0$.

Рассмотрим область 1. Аналогично разделу 4.5 можно показать, что в этой области компоненты напряженного состояния определены выражениями (3.6) и (3.9), в которых

$$\begin{cases} C_2 = \beta \frac{r_0 \cos 2\gamma + (2\mu - \sin 2\gamma)R_0}{(R_0^2 - r_0^2) \cos 2\gamma}, \\ C_3 = \beta \frac{R_0 r_0 [R_0 \cos 2\gamma + (2\mu - \sin 2\gamma)r_0]}{2(R_0^2 - r_0^2) \cos 2\gamma}. \end{cases} \quad (4.101)$$

Используя граничное условие $\sigma_z = \sigma_n$ при $\rho = R_0$ и $z = 0$, с учетом (4.93), (4.50)-(4.52) и (4.94), а также геометрического соотношения

$$b/a = (R_0 - r_0)/(R - 1),$$

найдем произвольную постоянную:

$$C_1 = (C - \beta) \ln \frac{R_0 - r_0}{R - 1} - \beta \ln R_0. \quad (4.102)$$

Напряженное состояние в области 2 определено в разделе 3.1, следуя которому можно показать, что усилие на плоской поверхности торца пуансона определено выражением:

$$P_3 = \pi r_0^2 \left[2\beta + \beta \ln \frac{R_0}{r_0} + C_2 \frac{h}{2} + \beta \frac{(0,5 + \mu_1)r_0}{4h} + (\beta - C) \ln \frac{R_0 - r_0}{R - 1} + q_{\text{тр}} \right]. \quad (4.103)$$

Суммируя выражения (4.97), (4.98), (4.103) и относя результат к площади поперечного сечения пуансона, находим удельное деформирующее усилие выдавливания из конической матрицы с раздачей:

$$\begin{aligned}
q = \beta \left\{ \left[2 + \ln \frac{R_0}{r_0} + \frac{r_0 \cos 2\gamma + (2\mu - \sin 2\gamma)R_0}{2(R_0^2 - r_0^2) \cos 2\gamma} h + \frac{(0,5 + \mu_1)r_0}{4h} \right] r_0^2 + \right. \\
+ (\cos^2 \gamma + \mu_2 \sin 2\gamma + \mu_3 \operatorname{ctg} \alpha)(1 - r_0^2) + \left. \left(1 + \frac{\mu_2 + \mu_3}{\alpha - \gamma} \right) [(1 - R_1^2) \ln(R_1 - 1) + \right. \\
+ (R_1^2 - r_0^2) \ln(R_1 - r_0) + (r_0^2 - 1) \ln \frac{(1 - r_0) \cos \alpha}{(R_0 - R + 1 - r_0) \cos \gamma} - \ln(R - 1) + \\
\left. + r_0^2 \ln(R_0 - r_0) - R_1(1 - r_0) - 0,5(1 - r_0^2)] \right\} + q_{\text{тр}}. \quad (4.104)
\end{aligned}$$

Из условия (3.21) находим высоту очага интенсивной пластической деформации:

$$h = \sqrt{\frac{(R_0^2 - r_0^2)(0,5 + \mu_1)r_0 \cos 2\gamma}{2[r_0 \cos 2\gamma + (2\mu - \sin 2\gamma)R_0]}}. \quad (4.105)$$

Удельное деформирующее усилие выдавливания из цилиндрической матрицы с раздачей (рис. 4.10) найдем, подставив в (4.104) $R_0=r_1$ и в первое выражение в скобках $\gamma=0$:

$$\begin{aligned}
q = \beta \left\{ \left[2 + \ln \frac{r_1}{r_0} + \frac{r_0 + 2\mu r_1}{2(r_1^2 - r_0^2)} h + \frac{(0,5 + \mu_1)r_0}{4h} \right] r_0^2 + (\cos^2 \gamma + \mu_2 \sin 2\gamma + \mu_3 \operatorname{ctg} \alpha) \times \right. \\
\times (1 - r_0^2) + \left. \left(1 + \frac{\mu_2 + \mu_3}{\alpha - \gamma} \right) [(1 - R_1^2) \ln(R_1 - 1) + (R_1^2 - r_0^2) \ln(R_1 - r_0) - \ln(R - 1) + \right. \\
\left. + (r_0^2 - 1) \ln \frac{(1 - r_0) \cos \alpha}{(r_1 - R + 1 - r_0) \cos \gamma} + r_0^2 \ln(r_1 - r_0) - R_1(1 - r_0) - 0,5(1 - r_0^2)] \right\} \quad (4.106)
\end{aligned}$$

Соответствующая высота очага пластической деформации:

$$h = \sqrt{\frac{(r_1^2 - r_0^2)(0,5 + \mu_1)r_0}{2(r_0 + 2\mu r_1)}}. \quad (4.107)$$

При $r_0=1$, $R=R_0$ и $q_{\text{тр}}=0$ выражения (4.104) и (4.105) переходят в полученные для выдавливания цилиндрическим пуансоном в конической матрице формулы (4.90) и (4.91).

При $\gamma=0$ и $R_0=R_1=R$ упомянутые выражения переходят в формулы

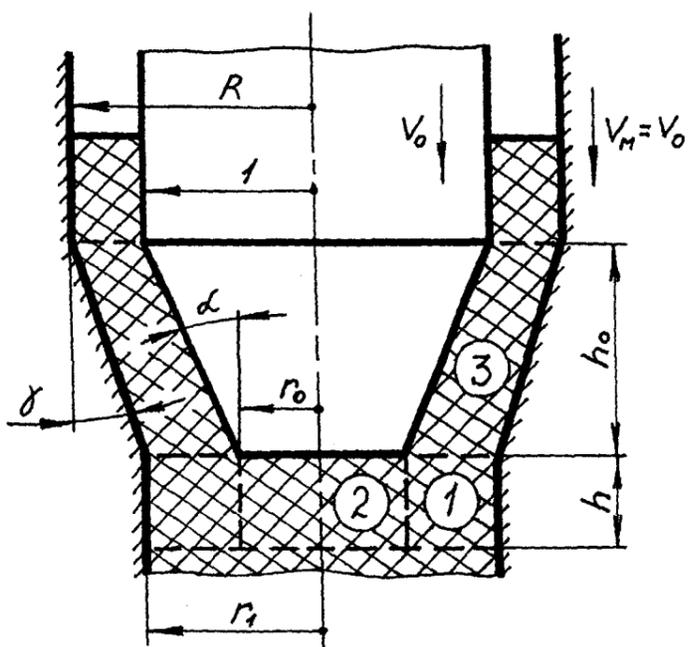


Рис. 4.10. Схема выдавливания из цилиндрической матрицы с раздачей заготовки

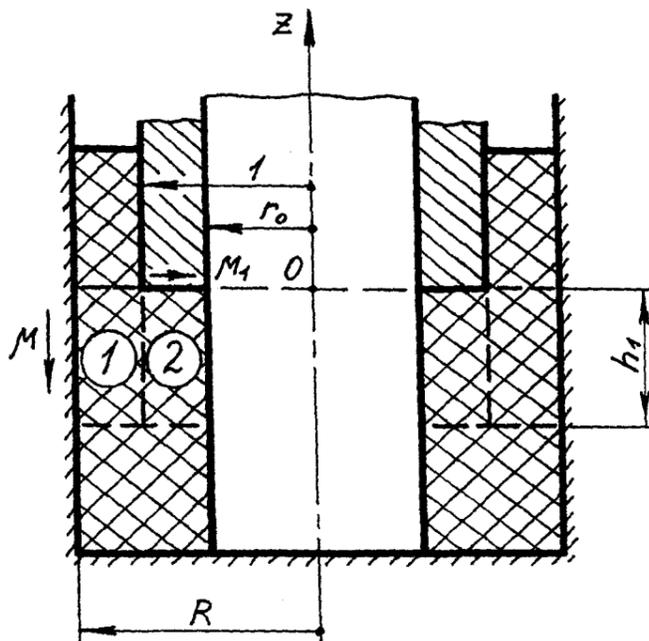


Рис. 4.11. Схема выдавливания трубной заготовки на оправке

(4.62) и (4.63) для выдавливания коническим пуансоном в цилиндрической матрице.

И, наконец, если подставить в те же выражения $R_0=R_1=R$, $r_0=1$ и $\gamma=\alpha=0$, то можно получить соотношения (3.20) и (3.22) для обычного выдавливания цилиндрическим пуансоном с плоским торцем в цилиндрической матрице.

Таким образом, полученные зависимости являются наиболее общими и позволяют обобщить различные случаи выдавливания.

Иногда бывает удобно выразить ряд параметров через высоту конической части пуансона h_0 :

$$r_0=1-h_0\operatorname{tg}\alpha, \quad R_0=R-h_0\operatorname{tg}\gamma. \quad (4.108)$$

Если выдавливаемое изделие не имеет верхней цилиндрической части, а заканчивается конической частью, то за R и 1 следует принимать, соответственно, наружный и внутренний радиусы верхнего торца конической части изделия.

Расчеты по установленным зависимостям и их подробный анализ будут приведены в главе 8.

4.7. Выдавливание трубной заготовки на оправке

Расчетная схема представлена на рис. 4.11. В области 1 напряженное состояние описывается выражениями (4.1) с учетом (3.7).

Рассмотрим область 2. Принимая $v_z = -f(z)$ и используя граничное условие $v_\rho = 0$ при $\rho = r_0$, аналогично разделу 2.3 находим:

$$v_\rho = \frac{1}{2} \frac{\partial f(z)}{\partial z} \left(\frac{\rho^2 - r_0^2}{\rho} \right).$$

С учетом этого из (2.19) скорости деформаций будут равны:

$$\begin{cases} \xi_z = -\frac{\partial f(z)}{\partial z}, \\ \xi_\rho = \frac{1}{2} \frac{\partial f(z)}{\partial z} \left(1 + \frac{r_0^2}{\rho^2}\right), \\ \xi_\theta = \frac{1}{2} \frac{\partial f(z)}{\partial z} \left(1 - \frac{r_0^2}{\rho^2}\right), \\ \eta_{\rho z} = \frac{1}{2} \frac{\partial^2 f(z)}{\partial z^2} \left(\frac{\rho^2 - r_0^2}{\rho}\right). \end{cases} \quad (4.109)$$

В соответствии с (2.22) интенсивность скоростей деформации будет равна:

$$\xi_i = \beta \frac{\partial f(z)}{\partial z}. \quad (4.110)$$

С учетом (4.109) и (4.110) из соотношений (2.23) получаем:

$$\tau_{\rho z} = \psi(z) \left(\rho - \frac{r_0^2}{\rho}\right), \quad (4.111)$$

$$\sigma_\rho - \sigma_\theta = \frac{2}{3\xi_i} (\xi_\rho - \xi_\theta) = \frac{2}{3\beta} \frac{r_0^2}{\rho^2}. \quad (4.112)$$

Подставив (4.111) в третье уравнение системы (2.25), найдем, что

$$\sigma_z = -2 \int \psi(z) dz + f(\rho) + C. \quad (4.113)$$

Используя (4.111), (4.112) и (2.28) с учетом (4.113), из первого уравнения системы (2.25) получаем уравнение:

$$\frac{\rho}{\rho^2 - r_0^2} \left(\frac{\partial f(\rho)}{\partial \rho} + \frac{2}{3\beta} \frac{r_0^2}{\rho^3} \right) = -\frac{\partial \psi(z)}{\partial z}.$$

Так как левая часть этого уравнения зависит только от ρ , а правая - только от z , то обе эти части должны равняться постоянной величине C_4 , откуда:

$$\psi(z) = -C_4 z + C_5, \quad (4.114)$$

$$f(\rho) = \frac{1}{3\beta} \frac{r_0^2}{\rho^2} + C_4 \frac{\rho^2}{2} - C_4 r_0^2 \ln \rho. \quad (4.115)$$

Подставив (4.114) в (4.111), найдем, что

$$\tau_{\rho z} = (C_5 - C_4 z) \left(\frac{\rho^2 - r_0^2}{\rho} \right). \quad (4.116)$$

Из граничных условий $\tau_{\rho z} = -\beta\mu_1$ при $\rho=1$ и $z=0$ и $\tau_{\rho z} = 0,5\beta$ при $\rho=1$ и $z=-h$, следует, что произвольные постоянные в выражении (4.116) будут равны:

$$\begin{cases} C_4 = \frac{\beta(0,5 + \mu_1)}{h_1(1 - r_0^2)}, \\ C_5 = -\frac{\beta\mu_1}{1 - r_0^2}. \end{cases} \quad (4.117)$$

Подставив (4.114) и (4.115) в (4.113), получим:

$$\sigma_z = (C_4 z - 2C_5)z + C_4(0,5\rho^2 - r_0^2 \ln \rho) + \frac{1}{3\beta} \frac{r_0^2}{\rho^2} + C. \quad (4.118)$$

Для определения произвольной постоянной C воспользуемся средним значением $\sigma_{\rho 1}$ из (4.1) на границе между областями 1 и 2, приравнявая его значению $\sigma_{\rho 2}$ при $\rho=1$ и $z=0$. В результате получим:

$$C = -\frac{C_4}{2} - \frac{r_0^2}{3\beta} - 2\beta - \beta \ln R - \frac{1 + 2\mu R}{2(R^2 - 1)} h_1 - q_{\text{тр}}. \quad (4.119)$$

Используя значение выражения (4.118) при $z=0$ с учетом (4.117) и (4.119), находим удельное деформирующее усилие:

$$q_1 = \frac{2}{1 - r_0^2} \int_{r_0}^1 |\sigma_z| \rho d\rho = \beta \left[2 + \ln R + \frac{r_0^2}{3\beta^2} + \frac{2r_0^2 \ln r_0}{3\beta^2(1 - r_0^2)} + \frac{1 + 2\mu R}{2(R^2 - 1)} h_1 + \frac{(0,5 + \mu_1)(1 + 3r_0^4 - 4r_0^2 - 4r_0^4 \ln r_0)}{4h_1(1 - r_0^2)^2} \right] + q_{\text{тр}}. \quad (4.120)$$

Высоту очага пластической деформации определяем из условия (3.21):

$$h_1 = \sqrt{\frac{(R^2 - 1)(0,5 + \mu_1)(1 + 3r_0^4 - 4r_0^2 - 4r_0^4 \ln r_0)}{2(1 - r_0^2)^2(1 + 2\mu R)}}. \quad (4.121)$$

Максимальное давление на стенку матрицы из (4.1) равно:

$$p = 1,155 \left[1 + \frac{(1 + 2\mu R)}{R^2 - 1} h_1 \right]. \quad (4.122)$$

На рис. 4.12 представлены результаты расчетов удельного деформирующего усилия по зависимостям (4.120), (4.121) для значений $\mu=0,1$, $\mu_1=0,5$, $r_0=0,5$ и $q_{тр}=0$ (кривая 1). Сравнение полученной кривой с кривой 2, полученной при тех же параметрах по формулам раздела 3.1 для сплошного пуансона ($r_0=0$), показывает, что удельные усилия в последнем случае будут больше.

4.8. Выдавливание ступенчатым пуансоном

Расчетная схема выдавливания ступенчатым пуансоном представлена на рис. 4.13. В этом случае очаг интенсивной пластической деформации состоит из кольцевых областей 1 и 2, анализ которых полностью аналогичен приведенному в разделе 4.7, и областей 4 и 5, анализ которых аналогичен изложенному в разделе 3.1. Между ними расположена область 3, находящаяся в состоянии упругого сжатия. В отличие от выдавливания цилиндрическим пуансоном с плоским торцом, для которого в разделе 3.1 давление на верхнюю границу области 4 принималось равным $q_{тр}$, при выдавливании ступенчатым пуансоном это давление будет обусловлено суммарным давлением со стороны областей 1, 2 и 3, и будет приводить к соответствующему повышению гидростатического давления в областях 4 и 5. В принципе давление на верхнюю границу области 4 можно найти путем интегрального суммирования напряжений σ_z , действующих на нижних границах областей 1 и 2, однако этот путь довольно трудоемок и приводит к громоздким математическим выражениям. Поэтому для упрощения решения задачи воспользуемся известным в сопротивлении материалов методом сечений и рассмотрим равновесие элемента, примыкающего к боковой поверхности нижней ступени, в целом (рис. 4.13, справа).

Усилие, действующее со стороны верхней ступени пуансона на область 2, с учетом приведенного в разделе 4.7 решения, будет равно:

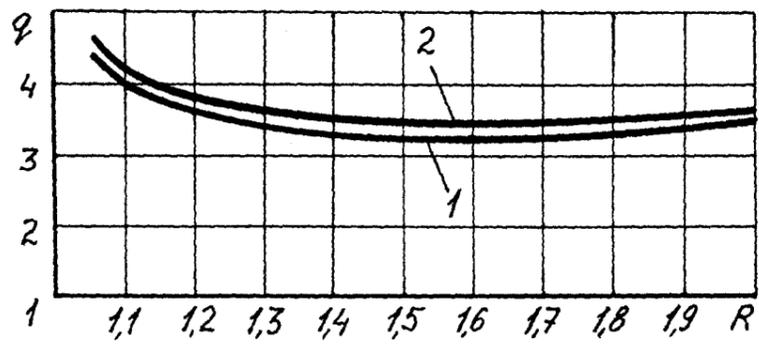


Рис. 4.12. Сравнение усилия выдавливания трубной (1) и сплошной (2) заготовок

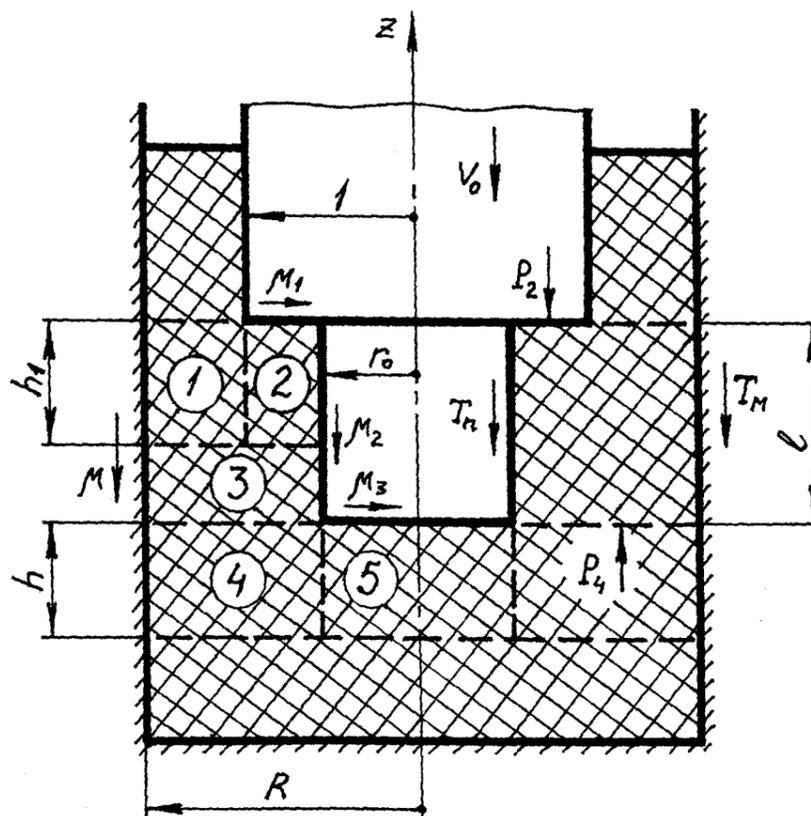


Рис. 4.13. Схема выдавливания ступенчатым пуансоном

$$P_2 = \pi(1 - r_0^2)q_1. \quad (4.123)$$

При этом среднее давление, действующее на стенку матрицы в зоне рассматриваемого элемента, можно с некоторым завышением, учитывающим повышение давления в направлении области 4 из-за нарастания силы трения, считать равным средней величине действующего на элемент осевого давления:

$$q_3 = \frac{P_2}{\pi(R^2 - r_0^2)} = \frac{(1 - r_0^2)}{(R^2 - r_0^2)} q_1. \quad (4.124)$$

С учетом этого сумма сил трения, действующих на боковых поверхностях элемента, будет равна:

$$T_m + T_n = 2\pi\beta l(\mu_3 q_3 R + \mu_2 q_3 r_0). \quad (4.125)$$

В выражении следует учитывать, что величина контактного трения не может превышать предельную, то есть в случае, если выражения $\mu_3 q_3 > 0,5$ или $\mu_2 q_3 > 0,5$, следует принимать их соответственно равными 0,5.

Из условия равновесия рассматриваемого элемента видно, что

$P_4 = P_2 + T_m + T_n$, откуда среднее давление на границе между областями 3 и 4:

$$q_4 = \frac{P_4}{\pi(R^2 - r_0^2)}. \quad (4.126)$$

С учетом этого и анализа для пуансона с плоским торцом, приведенного в разделе 3.1, можно написать, что давление, приходящееся на торец нижней ступени, будет равно:

$$q_5 = \beta \left[2 + \ln \frac{R}{r_0} + \frac{(0,5 + \mu_3)r_0}{4h} + \frac{r_0 + 2\mu R}{2(R^2 - r_0^2)} h \right] + q_4, \quad (4.127)$$

где высота очага пластической деформации определена выражением:

$$h = \sqrt{\frac{(R^2 - r_0^2)(0,5 + \mu_3)r_0}{2(r_0 + 2\mu R)}}. \quad (4.128)$$

Усилие, приходящееся на торец нижней ступени $P_5 = \pi r_0^2 q_5$, с учетом чего удельное деформирующее усилие, приходящееся на весь пуансон:

$$q = (P_2 + P_5) / \pi = (1 - r_0^2)q_1 + r_0^2 q_5. \quad (4.129)$$

Максимальное давление на стенку матрицы при выдавливании ступенчатым пуансоном будет равно:

$$p = 1,155 \left(1 + \frac{r_0 + 2\mu R}{R^2 - r_0^2} h \right) + q_4. \quad (4.130)$$

Если при выдавливании ступенчатым пуансоном $l < h_1$, то есть верхний и нижний очаги пластической деформации сливаются друг с другом, то вследствие наличия застойной зоны в углу между ступенями пуансона можно считать, что выдавливание производится не ступенчатым, а коническим пуансоном, и вести расчет по формулам, изложенным в разделах 4.3, 4.4.

На рис. 4.14 приведены результаты расчетов по установленным зависимостям для выдавливания ступенчатым пуансоном с параметрами $r_0=0,8$, $l=1$, $\mu_1=\mu_2=\mu_3=0,1$, $\mu=0,05$ (выдавливание в свободноплавающей матрице; соответственно принималось $q_{тр}=0$). Кружками показаны экспериментальные значения, полученные при тех же параметрах в работе [60]. Ввиду большого количества варьируемых параметров в таблице 4.2 для указанных значений факторов трения приведены и другие сравнения наших теоретических результатов и экспериментальных данных работы [60].

Сравнения теоретических данных, полученных для выдавливания ступенчатым пуансоном в закрепленной матрице при значениях $R=1,23$, $\mu=\mu_1=\mu_2=\mu_3=0,1$ и $q_{тр}=0,11$ (раздел 3.2), с экспериментальными данными работы [110], приведены в таблице 4.3.

Таблица 4.2

R	r_0	l	$q_{т}$	q_3	$\delta, \%$
1,2	0,9	2,0	4,46	4,45	0,2
1,2	0,8	1,5	4,37	4,10	6,2
1,5	0,7	0,7	3,73	3,40	8,8
1,5	0,8	1,5	3,77	3,85	2,1
2,0	0,8	1,5	3,70	3,75	1,4

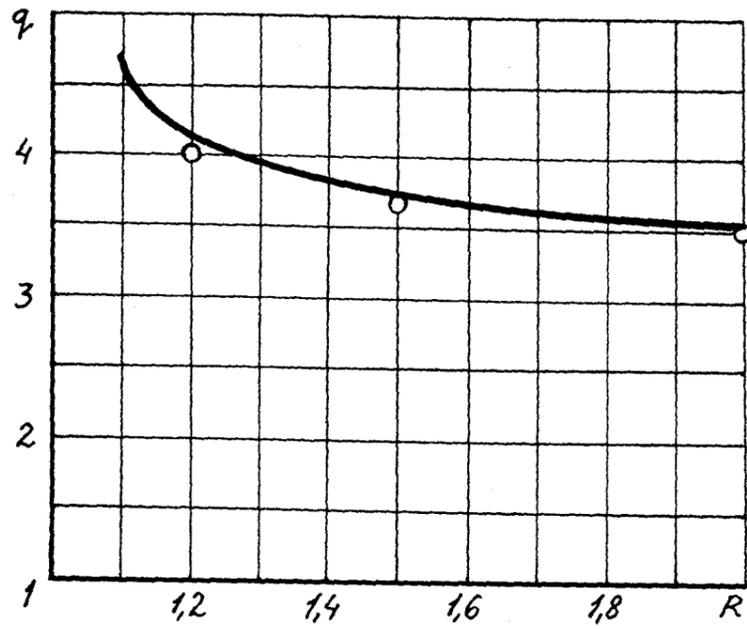


Рис. 4.14. Сравнение теоретического и экспериментального изменения усилия выдавливания ступенчатым пуансоном

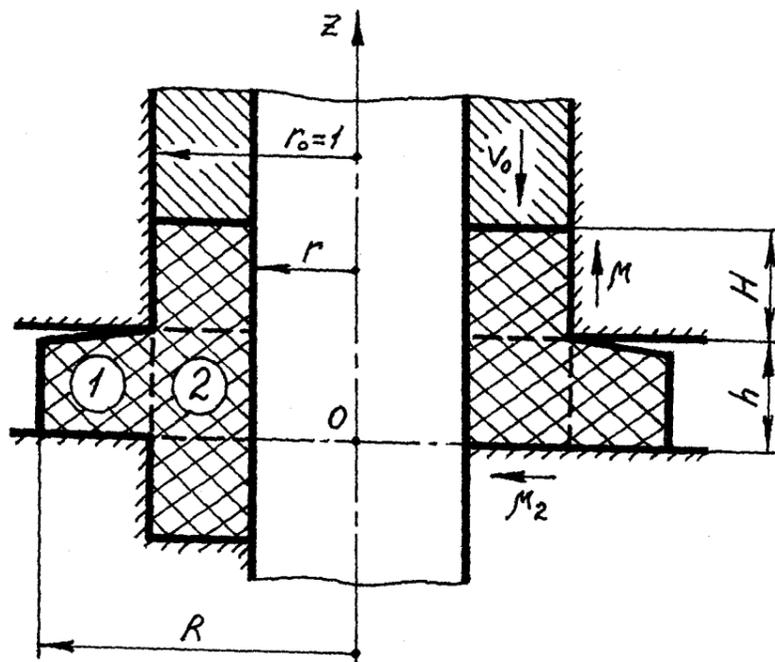


Рис. 5.1. Схема радиального выдавливания трубной заготовки на оправке

Таблица 4.3

l	q_T	$q_э$	$\delta, \%$
0,40	4,25	4,0	5,9
0,75	4,39	4,2	4,3
1,20	4,57	4,5	1,5

Таким образом, сравнение полученных теоретических результатов с экспериментальными показывает их хорошую качественную и количественную сходимость.

4.9. Выводы по главе 4

1. Проведенные в данной главе теоретические исследования для всех форм инструмента, наиболее часто встречающихся в практике выдавливания полых изделий, позволяют найти основные параметры, необходимые для разработки технологических процессов, выбора кузнечно-штамповочного оборудования и расчета на прочность штампового инструмента.

2. Все полученные соотношения переходят друг в друга в соответствующих частных случаях, т.е. являются взаимосравнимыми и, следовательно, пригодными для решения задач оптимизации.

3. Теоретически установлено, что на образование и размеры застойной зоны под торцем пуансона наибольшее влияние оказывают контактное трение и относительный радиус матрицы R . При хорошей смазке ($\mu=\mu_1=0,1$) застойная зона не образуется. При среднем значении факторов трения ($\mu=\mu_1=0,3$) застойная зона отсутствует при $R \leq 1,2$, а при предельном трении ($\mu=\mu_1=0,5$) она образуется во всем диапазоне значений R . Размеры застойной зоны увеличиваются с ростом R и будут наибольшими при $R \geq 2$, когда форма застойной зоны приближается к полусфере.

4. При выдавливании пуансоном с выпуклым торцом эффект дна наступает значительно позднее, чем при выдавливании пуансоном с плоским тор-

цем (для сферического пуансона при средних $\alpha=45^\circ$ и $R=1,5$ эффект дна наступает при толщине дна в 2,5 раза меньшей, чем для плоского пуансона). Следовательно, применение пуансона с выпуклым торцем позволяет получить более тонкое дно без превышения допустимых нагрузок на инструмент.

5. Выдавливание в конической матрице, расширяющейся навстречу пуансону, в среднем снижает потребное усилие на 10-15% по сравнению с обычным выдавливанием, соответственно повышая стойкость пуансонов на 50%.

ГЛАВА 5

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА РАДИАЛЬНОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ

5.1. Кинематическое и напряженное состояния при выдавливании трубной и сплошной заготовки

Рассмотрим наиболее общий случай радиального выдавливания заготовки на оправке, расчетная схема которого представлена на рис. 5.1. В анализе используем относительные геометрические параметры, отнесенные к радиусу контейнера матрицы. Очаг интенсивной пластической деформации представлен состоящим из двух областей: области 1, соответствующей образующемуся поперечному выступу, и кольцевой области 2, примыкающей к оправке.

Рассмотрим область 1. Подходящую радиальную скорость течения материала в этой области выберем в следующем общем виде:

$$v_r = \varphi(\rho). \quad (5.1)$$

Используя условие несжимаемости (2.35) и кинематические соотношения (2.19), с учетом (5.1) находим, что

$$v_z = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial \rho} [\varphi(\rho)\rho]z + \varphi_1(\rho). \quad (5.2)$$

Так как при $z=0$ $v_z=0$, то $\varphi_1(\rho)=0$, т.е. окончательно

$$v_z = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial \rho} [\varphi(\rho)\rho]z. \quad (5.3)$$

С учетом (5.1) и (5.2) из (2.19) видно, что скорости линейных деформаций зависят только от ρ , скорость угловой деформации представляет собой функцию от ρ , умноженную на z . Если использовать интенсивность скоростей деформации в виде (2.22), то очевидно, что она является функцией только от ρ . С учетом изложенного, а также четвертого выражения системы (2.23) ясно, что формула, определяющая касательные напряжения, имеет сле-

дующую структуру:

$$\tau_{\rho z} = \psi(\rho)z. \quad (5.4)$$

Подставляя (5.4) и условие пластичности (2.27) в первое уравнение равновесия из системы (2.25), находим:

$$\sigma_{\rho} = -\int \psi(\rho) d\rho + \beta \ln \rho + f_1(z) + C_1, \quad (5.5)$$

где $f_1(z)$ и C_1 - произвольные функция и постоянная интегрирования. Так как при $\rho=R$ $\sigma_{\rho}=0$ независимо от z (боковая поверхность в соответствии с (5.1) будет в данной расчетной модели цилиндрической), то $f_1(z)=0$. Тогда с учетом уравнений связи (2.23) и того, что ξ_z , ξ_{ρ} из (2.19) и ξ_i из (2.22) зависят только от ρ , следует, что $\partial \sigma_z / \partial z = \partial \sigma_{\rho} / \partial z = 0$, с учетом чего из третьего уравнения равновесия системы (2.25) получаем уравнение

$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial \rho} [\psi(\rho)\rho] = 0,$$

из которого находим, что $\psi(\rho)=C_2/\rho$. Так как при $\rho=R$ $\tau_{\rho z}=0$ независимо от z , то $C_2=0$, т.е. и $\tau_{\rho z}=0$ в области 1. Этот результат близко соответствует действительной картине напряженного состояния в этой области, имеющей свободные верхнюю и боковую поверхности, малое осевое давление и, соответственно, малое трение между нижней поверхностью и матрицей (в ряде случаев наблюдается даже отход части этой поверхности от плоскости матрицы), а также отсутствие выраженного сдвига на границе между 1 и 2 областями (это отсутствие явно видно по координатным сеткам деформированных образцов, которые можно сравнить для примера с сетками после обратного выдавливания стакана, имеющими явно выраженный сдвиг на аналогичной границе).

С учетом изложенного, а также вышеприведенного граничного условия

$$\text{для } \sigma_{\rho}, \text{ из (5.5) находим, что } \sigma_{\rho} = -\beta \ln(R/\rho). \quad (5.6)$$

$$\text{На границе между 1 и 2 областями } \sigma_{\rho} = -\beta \ln R. \quad (5.7)$$

Теперь рассмотрим область 2. С учетом граничных условий $v_z=0$ при $z=0$ и $v_z=-v_0$ при $z=-h$, подходящую осевую скорость берем в виде

$$v_z = -\varphi_1(z). \quad (5.8)$$

Используя кинематические соотношения (2.19) и условие несжимаемости (2.35), с учетом (5.8) и граничного условия $v_\rho=0$ при $\rho=r$, находим

$$v_\rho = \frac{1}{2} \frac{\partial \varphi_1(z)}{\partial z} \left(\rho - \frac{r^2}{\rho} \right). \quad (5.9)$$

Подставляя (5.8) и (5.9) в (2.19) и (5.3), находим

$$\begin{cases} \xi_z = -\frac{\partial \varphi_1(z)}{\partial z}, \\ \xi_\rho = \frac{1}{2} \frac{\partial \varphi_1(z)}{\partial z} \left(1 + \frac{r^2}{\rho^2} \right), \\ \xi_\theta = \frac{1}{2} \frac{\partial \varphi_1(z)}{\partial z} \left(1 - \frac{r^2}{\rho^2} \right), \\ \eta_{\rho\theta} = \frac{1}{2} \frac{\partial^2 \varphi_1(z)}{\partial z^2} \left(\rho - \frac{r^2}{\rho} \right), \\ \xi_i = \beta \frac{\partial \varphi_1(z)}{\partial z}. \end{cases} \quad (5.10)$$

$$\text{С учетом (5.10) из (2.23):} \quad \tau_{\rho z} = \psi_1(z) \left(\rho - \frac{r^2}{\rho} \right), \quad (5.11)$$

$$\sigma_\rho - \sigma_\theta = \frac{2}{3\xi_i} (\xi_\rho - \xi_\theta) = \frac{2}{3\beta} \frac{r^2}{\rho^2}. \quad (5.12)$$

Подставляя (5.11) в третье уравнение системы (2.25), находим, что

$$\sigma_z = -2 \int \psi_1(z) dz + f_1(\rho) + C_3. \quad (5.13)$$

Из первого уравнения системы (2.25) с учетом (2.28), (5.11) и (5.12) получаем уравнение

$$\frac{\rho}{\rho^2 - r^2} \left[\frac{\partial f_1(\rho)}{\partial \rho} + \frac{2}{3\beta} \frac{r^2}{\rho^3} \right] = -\frac{\partial \psi_1(z)}{\partial z}.$$

Так как левая часть этого уравнения зависит только от ρ , а правая - только от z , то обе эти части должны равняться постоянной величине C_4 , откуда:

$$\psi_1(z) = -C_4 z + C_5, \quad (5.14)$$

$$f_1(\rho) = \frac{1}{3\beta} \frac{r^2}{\rho^2} + C_4 \frac{\rho^2}{2} - C_4 r^2 \ln \rho. \quad (5.15)$$

Подставляя (5.14) в (5.11), находим: $\tau_{\rho z} = (C_5 - C_4 z)(\rho - r^2/\rho)$. (5.16)

Из граничных условий $\tau_{\rho z} = \beta \mu_2$ при $\rho = 1$, $z = 0$ и $\tau_{\rho z} = -0,5\beta$ при $\rho = 1$ и $z = h$ следует, что произвольные постоянные в выражении касательного напряжения будут равны:

$$\begin{cases} C_4 = \frac{\beta(0,5 + \mu_2)}{h(1 - r^2)}, \\ C_5 = \frac{\beta \mu_2}{1 - r^2}. \end{cases} \quad (5.17)$$

Подставляя (5.14) и (5.15) в (5.13), получаем

$$\sigma_z = (C_4 z - 2C_5)z + C_4(0,5\rho^2 - r^2 \ln \rho) + \frac{1}{3\beta} \frac{r^2}{\rho^2} + C_3. \quad (5.18)$$

С учетом (2.28): $\sigma_\rho = \sigma_z + \beta$. (5.19)

Для определения произвольной постоянной C_3 приравняем выражения (5.7) и (5.19) с учетом (5.18) при $\rho = 1$ и $z = h$. В результате получаем:

$$C_3 = -\beta - \beta \ln R - \frac{r^2}{3\beta} - \frac{C_4}{2} - (C_4 h - 2C_5)h. \quad (5.20)$$

Используя значение выражения (5.18) при $z = h$ с учетом (5.17) и (5.20), найдем удельное деформирующее усилие для осуществления собственно пластической деформации радиальным выдавливанием:

$$q_1 = \beta \left[1 + \ln R + \frac{r^2}{3\beta^2} \left(1 + \frac{2 \ln r}{1 - r^2} \right) + \frac{(0,5 + \mu_2)(1 + 3r^4 - 4r^2 - 4r^4 \ln r)}{4h(1 - r^2)^2} \right]. \quad (5.21)$$

Удельное усилие, затрачиваемое на преодоление сил контактного трения при проталкивании недеформируемой части заготовки в контейнере, определяется выражением

$$q_2 = 2\beta \mu H(1 + r). \quad (5.22)$$

Суммарное удельное усилие радиального выдавливания

$$q = q_1 + q_2. \quad (5.23)$$

Для расчета радиального выдавливания сплошной заготовки следует подставить в выражения (5.21) и (5.22) значение $r = 0$. После раскрытия не-

определенности по правилу Лопиталья получим, что

$$q = \beta \left(1 + \ln R + \frac{0,5 + \mu_2}{4h} + 2\mu H \right). \quad (5.24)$$

В выражения (5.21) и (5.24) для схемы выдавливания, показанной на рис.5.1, слева, следует подставлять $\mu_2=0,5$.

В случае анализа двустороннего радиального выдавливания следует поместить начало координат на симметричную границу раздела течения во фланец, то есть в точку $h/2$, после чего нетрудно из граничных условий $\rho=1$, $z=0$, $\tau_{\rho z}=0$ и $\rho=1$, $z=h/2$, $\tau_{\rho z}=-0,5\beta$, показать, что

$$C_4 = \frac{\beta}{h(1-r^2)}, \quad C_5 = 0. \quad (5.25)$$

Отсюда следует, что для расчетов двустороннего радиального выдавливания можно использовать выражения (5.21) и (5.24), подставив в них $\mu_2=0,5$. Очевидно, что при двустороннем выдавливании усилие, приходящееся на один пуансон, будет меньше, чем при одностороннем, так как металл поступает в образующийся фланец с двух сторон, а не с одной, в связи с чем высота H с каждой стороны будет меньше.

На рис. 5.2 показаны результаты расчета по зависимости (5.24) для значений $\mu=\mu_2=0,1$, $H=0,3$ и их сравнение с экспериментальными значениями, полученными в работе [110] и обозначенными кружками. Из сравнения видна хорошая качественная и количественная сходимость ($\delta_{\max}=4,8\%$). Установленное уменьшение усилия при двустороннем выдавливании также хорошо подтверждается опытами работы [110].

5.2. Деформированное состояние и определение предельного формоизменения

Расчетная схема наиболее общего случая радиального выдавливания трубной заготовки на оправке показана на рис. 5.3. Сначала исследуем одностороннее выдавливание, при котором материал подается в очаг деформации

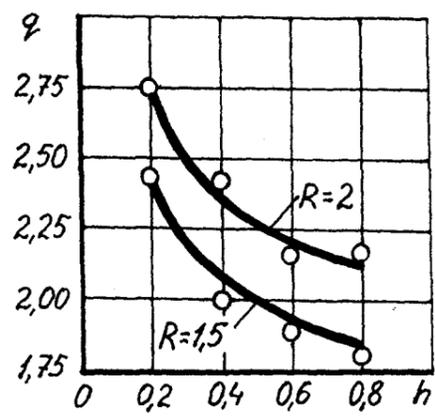


Рис. 5.2. Сравнение экспериментальных и теоретических зависимостей усилия радиального выдавливания сплошной заготовки

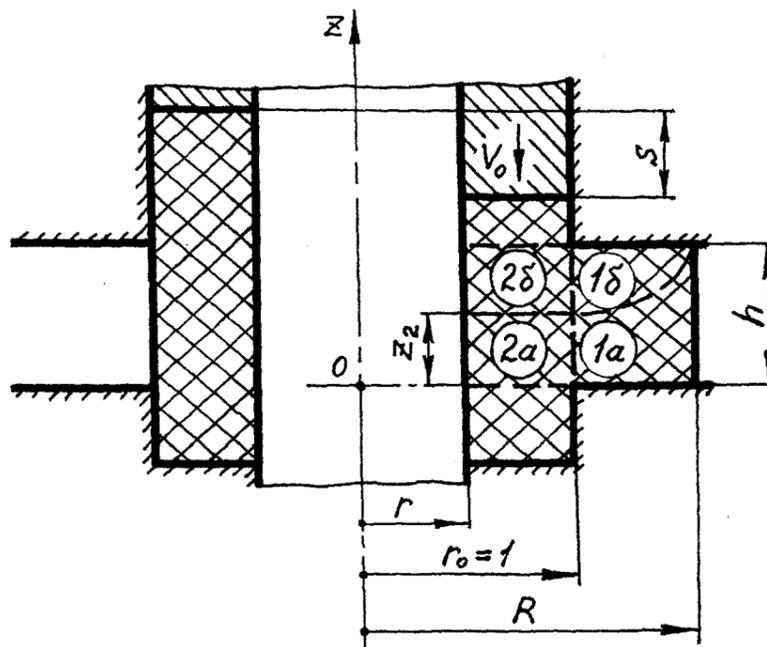


Рис. 5.3. Схема к определению деформированного состояния при одностороннем радиальном выдавливании

с одной стороны со скоростью v_0 .

Рассмотрим область 1. В соответствии с принятой расчетной схемой осевая скорость течения $v_z=0$. Тогда из (2.36): $v_\rho=v_0C_6/\rho$. (5.26)

Из условия постоянства расхода при $\rho=1$ $v_0\pi(1-r^2)=v_\rho 2\pi h$, откуда произвольная постоянная: $C_6=0,5(1-r^2)/h$. (5.27)

Подставляя (5.26) в (2.19), получаем, что $\xi_\theta=-\xi_\rho=v_0C_6/\rho^2$. (5.28)

Из формулы $v_\rho=dr/dt$ получаем выражение $dt=dr/v_\rho$, интегрируя которое с учетом (5.26), находим: $t=C_7+\rho^2/(2v_0C_6)$. (5.29)

Произвольную постоянную C_7 находим из начального условия $\rho=\rho_0$ при $t=0$, откуда $C_7=-\rho_0^2/(2v_0C_6)$. (5.30)

С учетом этого и замены $v_0t=s$ из (5.29) $\rho^2=\rho_0^2+2C_6s$. (5.31)

Полагаем, что накопленные деформации $e_z=e_z(z, \rho)$, $e_\rho=e_\rho(z, \rho)$, $e_\theta=e_\theta(z, \rho)$. Тогда зависимости между скоростями деформаций и накопленными деформациями (3.51) принимают вид:

$$\xi_z = v_\rho \frac{\partial e_z}{\partial \rho}, \quad \xi_\rho = v_\rho \frac{\partial e_\rho}{\partial \rho}, \quad \xi_\theta = v_\rho \frac{\partial e_\theta}{\partial \rho}.$$

Отсюда с учетом (5.26) и (5.28) находим накопленную деформацию

$$e_\rho = \int \frac{\xi_\rho}{v_\rho} d\rho + f(z) = -\ln \rho + f(z).$$

Учитывая только деформацию, накопленную в области 1, из начального условия $e_\rho=0$ при $\rho=\rho_0=1$, находим $f(z)=0$, и, соответственно,

$$e_\rho = -\ln \rho, \quad e_\theta = \ln \rho, \quad e_z = 0, \quad (5.32)$$

где два последних выражения получены аналогично первому. Подставляя (5.32) в (3.76), находим деформацию в области 1: $e_{i1}=1,155 \ln \rho$.

Чтобы учесть также деформацию, накопленную той же материальной частицей в области 2, следует прибавить ее к этому выражению. Тогда окончательно

$$e_i = 1,155 \ln \rho + e_{i2}. \quad (5.33)$$

Теперь рассмотрим область 2, в которой примем, что осевая скорость

$$v_z = -v_0 z/h. \quad (5.34)$$

$$\text{С учетом этого из (2.19)} \quad \xi_z = -v_0/h. \quad (5.35)$$

Подставляя выражение (5.34) в (2.36), получаем $v_\rho = 0,5v_0\rho/h + C_8\rho$. Из граничного условия $v_\rho = 0$ при $\rho = r$ получаем, что произвольная постоянная $C_8 = -0,5v_0r/h$. Тогда окончательно

$$v_\rho = \frac{v_0}{2h} \frac{\rho^2 - r^2}{\rho}. \quad (5.36)$$

Подставляя (5.36) в (2.19), получаем:

$$\begin{cases} \xi_\rho = \frac{v_0}{2h} \frac{\rho^2 + r^2}{\rho^2}, \\ \xi_\theta = \frac{v_0}{2h} \frac{\rho^2 - r^2}{\rho^2}. \end{cases} \quad (5.37)$$

В частном случае выдавливания сплошной заготовки ($r=0$) скорости деформаций в области 2 с учетом (5.37) равны $\xi_\rho = \xi_\theta = 0,5v_0/h$ и от ρ не зависят. Аналогично для упрощения определения накопленных деформаций в общем случае выдавливания трубной заготовки положим, что скорости деформаций в области 2 ξ_ρ и ξ_θ равны значениям при $\rho=1$ и от ρ не зависят:

$$\begin{cases} \xi_\rho = \frac{v_0}{2h} (1 + r^2), \\ \xi_\theta = \frac{v_0}{2h} (1 - r^2). \end{cases} \quad (5.38)$$

С учетом этого можно принять, что в области 2 накопленные деформации зависят только от z и, соответственно, из (3.51)

$$\xi_z = v_z \frac{\partial e_z}{\partial z}, \quad \xi_\rho = v_\rho \frac{\partial e_\rho}{\partial z}, \quad \xi_\theta = v_\theta \frac{\partial e_\theta}{\partial z}.$$

Отсюда с учетом (5.34), (5.35), (5.38) и начального условия $e_z = e_\rho = e_\theta$ при $z = z_0$ найдем, что

$$e_z = -\ln \frac{z_0}{z}, \quad e_\rho = \frac{1+r^2}{2} \ln \frac{z_0}{z}, \quad e_\theta = \frac{1-r^2}{2} \ln \frac{z_0}{z}. \quad (5.39)$$

В области 2 можно выделить две характерные зоны деформации: зону нестационарных деформаций 2а и зону 2б, в которой поле деформаций стационарно, так как все ее материальные частицы поступают из недеформированной области через верхнюю границу очага пластической деформации, то есть частицы, имеющие одинаковую начальную координату ρ_0 , проходят до выхода в поперечный выступ один и тот же путь, начальная координата которого $z_0=h$. Определим осевую координату границы между зонами 2а и 2б. Из формулы $v_z=dz/dt$ получаем выражение $dt=dz/v_z$, интегрируя которое с учетом (5.34), находим

$$t = -\frac{h}{v_0} \ln z + C_9. \quad (5.40)$$

Произвольную постоянную C_9 находим из начального условия $z=z_0$ при $t=0$, откуда $C_9=(h/v_0)\ln z_0$. С учетом этого из (5.40) $h\ln(z/z_0)=v_0 t=s$, откуда

$$z = z_0 e^{-\frac{s}{h}}, \quad (5.41)$$

или
$$z_0 = z e^{\frac{s}{h}}. \quad (5.42)$$

Так как начальная координата границы между зонами 2а и 2б $z_0=h$, то осевая координата этой границы с учетом (5.41) определена выражением

$$z_2 = h e^{-\frac{s}{h}}. \quad (5.43)$$

Для определения накопленных деформаций в зоне 2а заменим z в выражениях (5.39) на формулу (5.41):

$$e_z = -s/h, \quad e_\rho = 0,5(1+r^2)s/h, \quad e_\theta = 0,5(1-r^2)s/h. \quad (5.44)$$

С учетом этого из (3.76):

$$e_i = \frac{s}{h} \sqrt{1 + \frac{r^4}{3}}. \quad (5.45)$$

Так как в зоне 2б для всех частиц $z_0=h$, то для этой зоны из (5.39)

$$e_z = -\ln(h/z), \quad e_\rho = 0,5(1+r^2)\ln(h/z), \quad e_\theta = 0,5(1-r^2)\ln(h/z). \quad (5.46)$$

Тогда из (3.76):

$$e_i = \sqrt{1 + \frac{r^4}{3} \ln \frac{h}{z}}. \quad (5.47)$$

Область 1 также состоит из двух зон с различным деформированным состоянием: зоны 1а, в которую поступают частицы из зоны 2а, и зоны 1б, в которую поступают частицы из зоны 2б. Для произвольной частицы, находящейся в области 1 и имеющей радиальную координату ρ , можно найти рабочий ход s_1 , во время которого частица перемещалась в этой области. Подставив в (5.31) $s=s_1$ и $\rho_0=1$, найдем, что

$$s_1 = 0,5(\rho^2 - 1)/C_6. \quad (5.48)$$

Ход, во время которого та же частица перемещалась в области 2, с учетом (5.48) будет равен

$$s_2 = s - s_1 = s - 0,5(\rho^2 - 1)/C_6. \quad (5.49)$$

Любая частица, расположенная на границе между зонами 1а и 1б, в момент пересечения границы между областями 1 и 2 (то есть при ходе $s=s_2$) находилась на границе между зонами 2а и 2б, а после выхода в область 1, в которой $v_z=0$, своей осевой координаты уже не меняла. Поэтому, подставив $s=s_2$ в (5.43), получим уравнение границы между зонами 1а и 1б:

$$z_1 = h e^{-\frac{s}{h}}. \quad (5.50)$$

Из условия постоянства объема $\pi(R^2 - 1)h = \pi(1 - r^2)s$, откуда

$$R = \sqrt{1 + (1 - r^2) \frac{s}{h}}, \quad (5.51)$$

или
$$s = \frac{(R^2 - 1)h}{1 - r^2}. \quad (5.52)$$

Подставив $\rho=R$ в (5.50) - (5.52), с учетом (5.27) и (5.49) легко проверить, что для частиц, находящихся на боковой поверхности образующегося выступа $s_1=s$, то есть $s_2=0$ и $z=h$.

Для определения начальных значений накопленных деформаций в зоне 1а следует подставить в (5.45) $s=s_2$:

$$e_{i2} = \frac{s_2}{h} \sqrt{1 + \frac{r^4}{3}}. \quad (5.53)$$

Подставив (5.53) в (5.33), можно найти значения накопленных деформаций в любой точке зоны 1а при интересующем нас значении рабочего хода s .

Для определения накопленных деформаций в зоне 1б следует подставить в (5.33) в качестве начального значения выражение (5.47).

Для примера определим накопленные деформации в выдавливаемой заготовке при $r=0,3$, $h=0,5$, $s=0,45$ (рис. 5.4, слева). По формуле (5.27) находим $C_6=0,91$, а по формуле (5.51) - $R=1,35$. По формуле (5.43) находим координату границы между зонами 2а и 2б $z_2=0,2$. Для построения границы между зонами 1а и 1б, а также для анализа распределения накопленных деформаций в области 1 при каком-либо промежуточном значении радиуса, например, $\rho=1,2$, по формуле (5.49) находим $s_2=0,21$, а по формуле (5.50) находим координату упомянутой границы $z_1=0,33$. Так как материальная точка с координатами $\rho=1,2$, $z=0,33$ находится на границе, то для нахождения деформаций, накопленных этой точкой в области 1, безразлично, подставлять ли $s_2=0,21$ в (5.51) или же $z_1=0,33$ в (5.47); в результате $e_{i2}=0,42$, $e_i=0,63$. В точке с координатами $\rho=1,2$, $z=h=0,5$ из (5.47) значение $e_{i2}=0$, с учетом чего $e_i=0,21$. По всей высоте боковой поверхности выдавливаемого поперечного выступа, т.е. при $\rho=R$, с учетом того, что, как указано выше, $s_2=0$, из (5.33) следует, что

$$e_i = 1,155 \ln R = e_{i\epsilon}, \quad (5.54)$$

в данном случае $e_i=0,35$. В области 2 в точках, находящихся на границе, подставив $z=0,2$ в (5.47) или $s=0,45$ в (5.45), получим $e_i=0,9$. Соответствующие эпюры распределения накопленных деформаций e_i показаны на рис. 5.4, слева.

Рассмотрим определение средней по всему очагу величины накопленной деформации. С учетом выражений (5.43), (5.45) и того, что распределе-

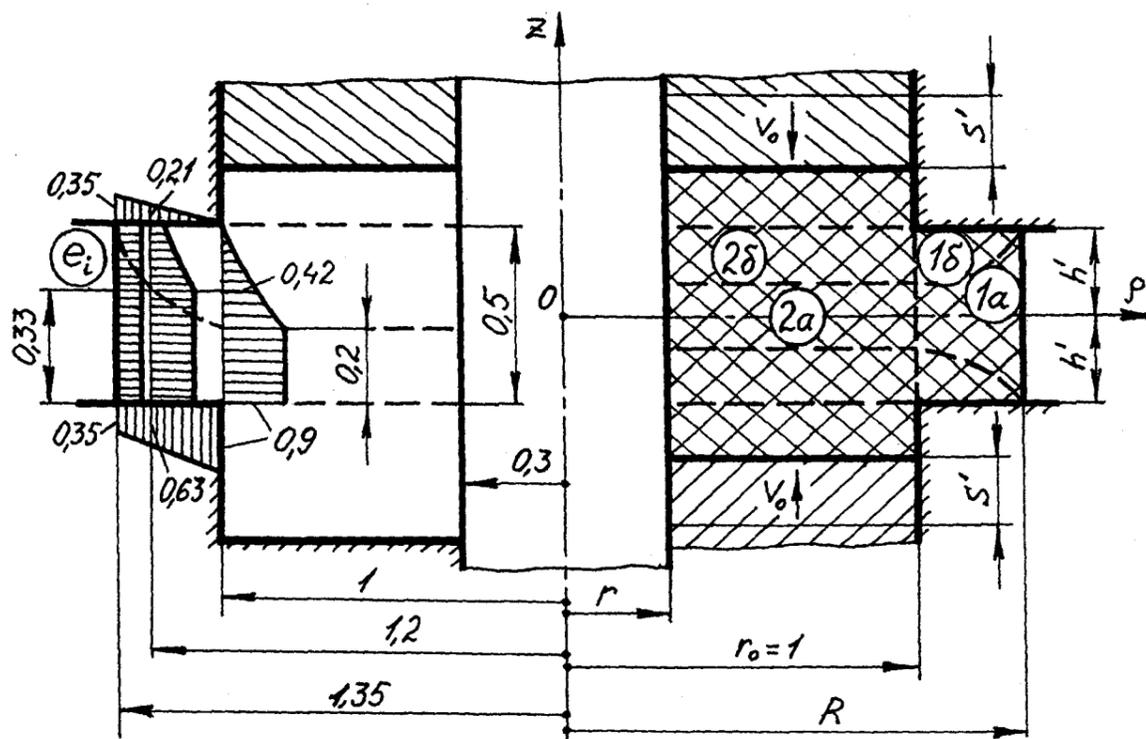


Рис. 5.4. Распределение накопленных деформаций при одностороннем выдавливании и зоны деформированного состояния заготовки при двустороннем радиальном выдавливании

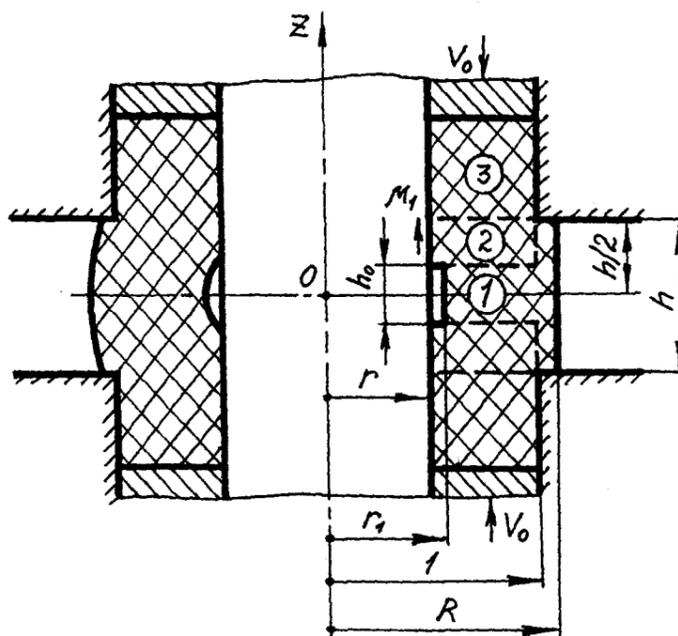


Рис. 5.5. Схема образования утяжины при радиальном выдавливании трубной заготовки

ние накопленной деформации в зоне 2б близко к линейному, осредним по высоте накопленную деформацию в области 2:

$$e_2 = \frac{1}{h} \left[\frac{s}{h} z_2 + \frac{s}{2h} (h - z_2) \right] = \frac{s}{2h} \left(1 + e^{-\frac{s}{h}} \right). \quad (5.55)$$

В области 1 средняя по высоте накопленная деформация при $\rho=1$ равна e_2 , а при $\rho=R$ определяется величиной e_1 из (5.54). С достаточной точностью (см. эпюры на рис. 5.4, слева) можно считать, что между этими двумя значениями накопленная деформация в области 1 изменяется по линейному закону:

$$e = a + b\rho,$$

где $a = (e_2 R - e_1) / (R - 1)$, $b = (e_1 - e_2) / (R - 1)$.

С учетом этого средняя по всему объему очага накопленная деформация будет равна

$$e_{\text{ср}} = \frac{2\pi h \int_1^R (a + b\rho) \rho d\rho + \pi(1 - r^2) h e_2}{\pi(R^2 - r^2) h} = \frac{e_1(2R^2 - R - 1) + e_2(R^2 + R + 1 - 3r^2)}{3(R^2 - r^2)}. \quad (5.56)$$

Для рассмотренного выше числового примера $e_1 = 0,35$, $e_2 = 0,63$, $e_{\text{ср}} = 0,56$.

В случае анализа двустороннего радиального выдавливания (рис. 5.4, справа) следует поместить начало координат на симметричную границу раздела течения в поперечный выступ, после чего можно использовать все вышеприведенные формулы, подставляя в них s' вместо s и h' вместо h . Так как $s' = s/2$, а $h' = h/2$, то нетрудно видеть, что по сравнению с односторонним выдавливанием соответствующие значения накопленных деформаций при двустороннем выдавливании не изменятся, однако их распределение станет симметричным.

Аналогично разделу 3.7 для определения предельного формоизменения заготовки при радиальном выдавливании необходимо найти величины гидростатического давления и накопленной деформации в опасных точках.

В области 1 из (2.23) и (2.24) нетрудно показать, что гидростатическое давление $\sigma = \sigma_z = (\sigma_\rho + \sigma_\theta) / 2$, откуда с учетом (2.27) и (5.6)

$$\sigma = \beta/2 + \sigma_p = 1,155[0,5 - \ln(R/\rho)] . \quad (5.57)$$

Наибольшая алгебраическая величина гидростатического давления и, соответственно (рис. 3.19), наименьшая величина предельной деформации будет на боковой поверхности образующегося выступа, т.е. при $\rho=R$:

$$\sigma_{\text{н}} = 0,577 . \quad (5.58)$$

Накопленная деформация на этой поверхности определяется выражением (5.54).

Наибольшая величина накопленной деформации в области 2 будет в зоне 2а и определяется выражением (5.45). Выражая по (5.19) напряжение σ_p и затем по (5.12) напряжение σ_0 через σ_z , с учетом (5.18), (5.20) и среднего значения $\beta=1,1$, находим гидростатическое давление в месте перехода стержневой части в поперечный выступ ($z=0$, $\rho=1$):

$$\sigma_{\text{н}} = -0,367 - 0,202r^2 - 1,1 \ln R - 1,1 \frac{0,5 - \mu_2}{1 - r^2} h . \quad (5.59)$$

Накопленная деформация в месте перехода стержневой части в поперечный выступ определяется по выражению (5.45).

Расчет предельного формоизменения при радиальном выдавливании ведется в той же последовательности, что и в разделе 3.7. Например для стали 20 в рассмотренном выше числовом примере (рис. 5.4, слева) на боковой поверхности образующегося выступа с учетом (5.58) по рис. 3.19 находим предельную деформацию $e_{\text{рв}}=0,7$. С помощью (5.54) определяем, что такая накопленная деформация будет достигнута при $R=1,83$ и, соответственно, по формуле (5.52), при $s=1,3$. При данных величинах из (5.59) с учетом $\mu_2=0,5$ находим $\sigma_{\text{н}}=-1,05$, из рис. 3.19 - соответствующее $e_{\text{рп}}=3$, а из формулы (5.45) $e_{\text{н}}=2,6$. Сравнивая $e_{\text{н}}$ с $e_{\text{рп}}$, делаем вывод, что разрушение в месте перехода стержневой части в поперечный выступ не произойдет. Из (5.45) нетрудно найти, что для тех же параметров, но при толщине поперечного выступа $h=0,43$, $e_{\text{н}}=3$, т.е. при такой толщине трещины начнут образовываться одновременно как на боковой поверхности выступа, так и в месте его пе-

рехода в стержневую часть изделия. Если же толщина выступа будет меньше 0,43, то разрушение в месте перехода начнется раньше, чем на боковой поверхности, и может привести к отделению образующегося выступа от стержневой части изделия.

5.3. Образование утяжины при радиальном выдавливании трубных заготовок

Расчетная схема представлена на рис. 5.5. Слева показано начало образования утяжины, а справа - соответствующая кинематически возможная расчетная схема. Для простоты понимания считаем выдавливание двусторонним и, соответственно, в силу симметрии рассматриваем лишь области пластических деформаций 1 и 2, расположенные выше начала координат. Область 3 - жесткая.

Кинематически возможное поле скоростей течения в области 2 задаем в виде, удовлетворяющем условию несжимаемости и граничным условиям $v_{\rho 2}=0$ при $\rho=r$, $v_{z 2}=-v_0$ при $z=h/2$, $v_{z 2}=0$ при $z=h_0/2$:

$$v_{z 2}=-2C(z-h_0/2), \quad v_{\rho 2}=C(\rho-r^2/\rho),$$

где $C=v_0/(h-h_0)$. (5.60)

Для такого поля скорости угловых деформаций равны нулю, а скорости линейных деформаций определяются выражениями:

$$\xi_{z 2}=\partial v_{z 2}/\partial z=-2C, \quad \xi_{\rho 2}=\partial v_{\rho 2}/\partial \rho=C(1+r^2/\rho^2), \quad \xi_{\theta 2}=v_{\rho 2}/\rho=C(1-r^2/\rho^2).$$

При этом интенсивность скоростей деформаций из (2.21)

$$\xi_{i 2}=\frac{2C}{\sqrt{3}}\sqrt{3+\frac{r^4}{\rho^4}}.$$

Кинематически возможные скорости в области 1, удовлетворяющие условию несжимаемости и граничным условиям $v_{\rho 1}=v_{\rho 2}$ при $\rho=1$ и $v_{z 1}=0$ при $z=h_0/2$ и $z=0$ задаем в виде: $v_{z 1}=0$, $v_{\rho 1}=C(1-r^2)/\rho$.

С учетом этого, скорости деформаций будут равны:

$$\xi_{z1}=0, \quad \xi_{\rho 1}=-C(1-r^2)/\rho^2, \quad \xi_{\theta 1}=C(1-r^2)/\rho^2,$$

а интенсивность скоростей деформаций $\xi_{i1}=(2/\sqrt{3})C(1-r^2)/\rho^2$.

Как известно [147], мощность нагрузок деформирования определяется

$$\text{выражением} \quad W_p=W_i+W_\Delta+W_\tau, \quad (5.61)$$

где $W_i=\iiint_V \xi_i dV$ - мощность внутренних сил в пластически деформируемом объеме V ;

$W_\Delta=\frac{1}{\sqrt{3}}\iint_{S_\Delta} |\Delta v| dS$ - мощность, развиваемая максимальными касательными напряжениями на всех поверхностях S_Δ разрывов скоростей Δv ;

$W_\tau=\iint_{S_k} \tau_k v_c dS$ - мощность сил контактного трения τ_k на скоростях скольжения v_c по поверхности контакта S_k .

С учетом этого:

$$\begin{aligned} W_{i1} &= 2\pi \int_0^1 \int_{r_1}^R \frac{2}{\sqrt{3}} C \left(\frac{1-r^2}{\rho^2} \right) \rho d\rho dz + 2\pi \int_0^1 \int_0^1 \frac{2}{\sqrt{3}} C \left(\frac{1-r^2}{\rho^2} \right) \rho d\rho dz = \\ &= \frac{2\pi}{\sqrt{3}} C(1-r^2)(h \ln R - h_0 \ln r_1); \end{aligned}$$

$$W_{i2} = 2\pi \int_{\frac{h_0}{2}}^{\frac{h}{2}} \int_{r_1}^R \frac{2}{\sqrt{3}} C \sqrt{3 + \frac{r^4}{\rho^4}} \rho d\rho dz = \pi C(h-h_0) \left[\sqrt{1 + \frac{r^4}{3}} - \frac{2r^2}{\sqrt{3}} - \frac{r^2}{\sqrt{3}} \ln \left(\frac{r^2}{3} + \frac{1}{\sqrt{3}} \sqrt{1 + \frac{r^4}{3}} \right) \right];$$

$$W_{\Delta 12} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left(2\pi \int_{r_1}^1 |v_{\rho 1} - v_{\rho 2}| \rho d\rho + 2\pi \int_{\frac{h_0}{2}}^{\frac{h}{2}} |v_{z1} - v_{z2}| dz \right) = \frac{2\pi}{\sqrt{3}} C \left[\frac{2}{3} - r_1 + \frac{r_1^3}{3} + \frac{1}{4}(h-h_0)^2 \right];$$

$$W_{\Delta 23} = \frac{2\pi}{\sqrt{3}} \int_r^1 |v_{\rho 2}| \rho d\rho = \frac{2\pi}{\sqrt{3}} C \left(\frac{1}{3} - r^2 + \frac{2}{3} r^3 \right);$$

$$W_{\tau_2} = 2\pi r \int_{\frac{h_0}{2}}^{\frac{h}{2}} (-\mu_1) v_{z2} dz = \frac{\pi}{2} C \mu_1 r (h - h_0)^2 .$$

Мощность, расходуемую на трение области 3 о поверхность оправки и матрицы, не учитываем, так как она не включает искомым параметр h_0 . Также не учитываем вследствие малости (раздел 5.1) трение между областью 1 и поверхностью радиального канала матрицы.

Подставляя найденные выражения в (5.61) с учетом (5.60), получаем:

$$W_p = \pi v_0 \left[\frac{2}{\sqrt{3}} \frac{(1-r^2)(h \ln R - h_0 \ln r_1) + 1 - r_1 + r_1^3/3 - r^2 + 2r^3/3}{h - h_0} + \sqrt{1 + \frac{r^4}{3}} - \frac{2r^2}{\sqrt{3}} - \frac{r^2}{\sqrt{3}} \ln \left(\frac{r^2}{3} + \frac{1}{\sqrt{3}} \sqrt{1 + \frac{r^4}{3}} \right) + \frac{1}{2\sqrt{3}} (h - h_0)(1 + \sqrt{3}\mu_1 r) \right] .$$

Из условия минимума мощности $\partial W / \partial h_0 = 0$, находим, что

$$h_0 = h - 2 \sqrt{\frac{1 - r_1 + \frac{r_1^3}{3} - r^2 + \frac{2}{3} r^3 + (1 - r^2) h \ln \frac{R}{r_1}}{1 + \sqrt{3}\mu_1 r}} . \quad (5.62)$$

Если $h_0 \leq 0$, то это значит, что утяжины не будет. С учетом этого, а также того, что в начальный момент образования утяжины $R=1$, $r_1=r$, из условия $h_0=0$ найдем критическое значение высоты радиальной полости матрицы $h=h_{кр}$, при превышении которого будет иметь место образование утяжины:

$$h_{кр} = 2 \frac{(r^2 - 1) \ln r + \sqrt{[(r^2 - 1) \ln r]^2 + (1 + \sqrt{3}\mu_1 r)(1 - r - r^2 + r^3)}}{1 + \sqrt{3}\mu_1 r} . \quad (5.63)$$

Для осуществления радиального выдавливания без образования утяжины необходимо выполнять условие $h < h_{кр}$.

5.4. Определение максимального давления

на стенку контейнера

Если, аналогично работе [110], принять, что давление на стенку кон-

тейнера равно величине радиального напряжения в очаге пластической деформации при $z=h$ и $\rho=1$ (рис. 5.1), то совершенно очевидно, что в начальный момент выдавливания, когда $R=1$, это напряжение, определяемое по формуле (5.7), равно нулю, в то время как давление распора контейнера жесткой областью 3 (рис. 5.5) отлично от нуля и в зависимости от высоты h радиальной полости матрицы может быть достаточно велико (при $h \rightarrow 0$ это давление стремится к бесконечности). Это означает, что такой подход не отражает физических особенностей рассматриваемого процесса и требуется провести анализ аналогично разделу 3.6.

Для решения данной задачи рассмотрим жесткую область 3 (рис. 5.5), находящуюся в упругом состоянии, в начальный момент выдавливания. С учетом сил трения между заготовкой и контейнером с оправкой напряжения, действующие на нижнюю границу этой области будут меньше, чем напряжения, действующие на верхнюю границу и определяемые величиной q из (5.23). Но так как определяется максимальная величина давления, то полагаем, что с обеих сторон осевые напряжения одинаковы и равны q .

Если бы контейнер не препятствовал упругому расширению заготовки, то под действием упомянутых напряжений наружная поверхность заготовки увеличила бы свой радиальный размер на величину Δ , с учетом обобщенного закона Гука [159], равную:

$$\Delta = \nu q / E_1, \quad (5.64)$$

где E_1 - модуль упругости материала заготовки, а ν - коэффициент Пуассона.

Но так как контейнер препятствует этому расширению, то можно считать, что величина Δ есть величина натяга между контейнером и заготовкой. Аналогично решению задачи Ляме [159] из условия совместности перемещений можно показать, что при разных модулях упругости давление от натяга между двумя цилиндрами будет равно:

$$p_{\Delta} = \frac{\Delta E E_1}{\frac{E_1 [1 - \nu + (1 + \nu) R_H^2]}{R_H^2 - 1} + \frac{E [1 - \nu + (1 + \nu) r^2]}{1 - r^2}}, \quad (5.65)$$

где E - модуль упругости материала контейнера, а R_H - радиус его наружной поверхности.

Подставив (5.64) в (5.65), с учетом того, что для металлов коэффициент Пуассона $\nu=0,3$, найдем начальное давление между контейнером и заготовкой:

$$p_{\Delta} = \frac{0,3E}{\frac{E_1 (0,7 + 1,3R_H^2)}{R_H^2 - 1} + \frac{E (0,7 + 1,3r^2)}{1 - r^2}} q. \quad (5.66)$$

Сложив эту величину с радиальным напряжением, определяемым по формуле (5.7), окончательно найдем величину максимального давления на контейнер в процессе радиального выдавливания:

$$p = p_{\Delta} + 1,1 \ln R. \quad (5.67)$$

Полученное выражение необходимо использовать для расчета контейнера на прочность.

5.5. Выводы по главе 5

1. Проведенные в данной главе теоретические исследования напряженного, кинематического и деформированного состояний заготовки при радиальном выдавливании позволяют найти все основные параметры, необходимые для проектирования технологических процессов выдавливания, выбора оборудования, прочностного расчета штампового инструмента и анализа распределения механических характеристик в получаемом изделии.

2. По сравнению с односторонним двустороннее выдавливание приводит к снижению усилия деформирования и, соответственно, давления на стенку контейнера.

3. При радиальном выдавливании образуются четыре зоны с различным

деформированным состоянием и соответствующим неравномерным распределением механических свойств, что необходимо принимать во внимание в зависимости от конкретного назначения получаемого изделия.

4. В отличие от одностороннего двустороннее выдавливание приводит к симметричному распределению накопленных деформаций и, соответственно, прочностных свойств в получаемом изделии.

5. Увеличение толщины выдавливаемого поперечного выступа повышает вероятность начала трещинообразования на боковой поверхности выступа, а уменьшение этой толщины увеличивает вероятность трещинообразования в месте перехода выступа в стержневую часть изделия.

Г Л А В А 6
ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ НАПРЯЖЕННОГО
СОСТОЯНИЯ ПРИ ВЫДАВЛИВАНИИ С КРУЧЕНИЕМ

6.1. Обратное выдавливание полых изделий

Расчетная схема процесса показана на рис. 6.1. Пуансон, вращаясь с угловой скоростью ω внедряется в заготовку со скоростью v_0 . За счет специального увеличения шероховатости поверхностей штампового инструмента, контактирующих с торцевыми поверхностями заготовки, обеспечивается отсутствие проскальзывания, что приводит к скручиванию заготовки по всему поперечному сечению. Очаг интенсивной пластической деформации выдавливанием высотой h включает в себя области 1 и 2; ниже расположена область 3, в которой имеются лишь пластические деформации кручения.

Рассмотрим область 1. Подходящие функции осевой и радиальной скоростей течения аналогично разделу 3.1 берем в следующем виде:

$$v_z = C_1[z - f(\rho)], \quad v_\rho = \frac{C_1}{2} \left(\frac{R^2}{\rho} - \rho \right). \quad (6.1)$$

Из условия постоянства расхода на границе между областями 1 и 2 (при $\rho=R$):

$$2\pi h 0,5 C_1 (R^2 - 1) = \pi v_0,$$

откуда
$$C_1 = \frac{v_0}{h(R^2 - 1)}. \quad (6.2)$$

Подходящую функцию тангенциальной скорости течения задаем в виде

$$v_\theta = \omega \rho \left(\frac{z}{H} + 1 \right). \quad (6.3)$$

удовлетворяющем граничным условиям $v_\theta = \omega \rho$ при $z=0$ и $v_\theta = 0$ при $z=-H$.

Подставив (6.1) и (6.3) в (2.19), находим скорости деформаций:

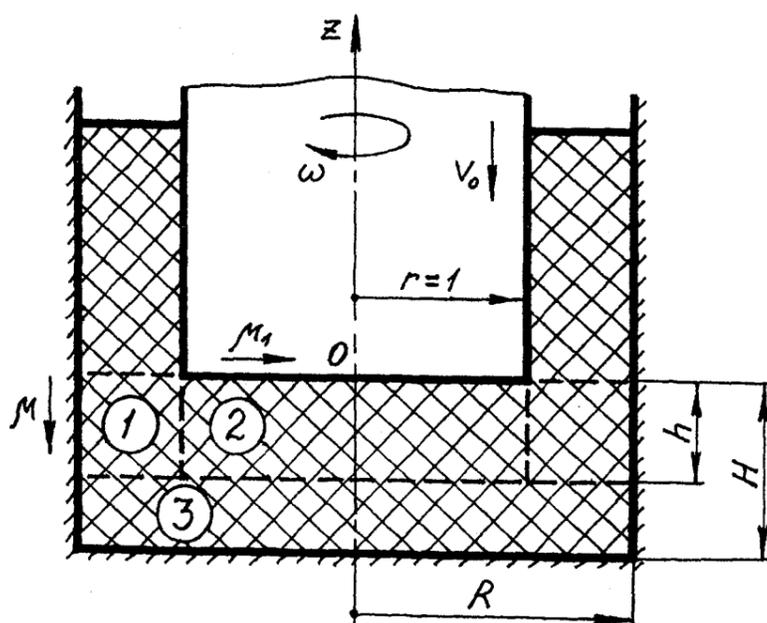


Рис. 6.1. Схема выдавливания стакана с кручением

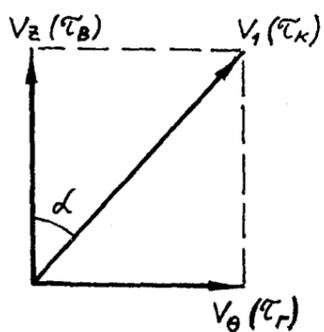


Рис. 6.2. Скорости течения на поверхности матрицы

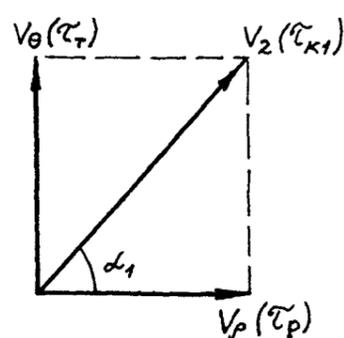


Рис. 6.3. Скорости течения на поверхности пуансона

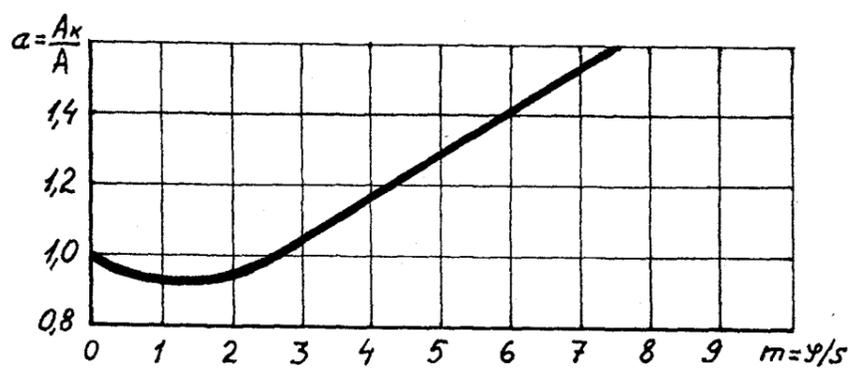


Рис. 6.4. Зависимость соотношения работ выдавливания с кручением и обычного выдавливания от относительного угла закручивания

$$\left\{ \begin{array}{l} \xi_z = C_1; \\ \xi_\rho = -\frac{C_1}{2} \left(\frac{R^2}{\rho^2} + 1 \right); \\ \xi_\theta = \frac{C_1}{2} \left(\frac{R^2}{\rho^2} - 1 \right); \\ \eta_{\rho z} = -C_1 f_1'(\rho); \\ \eta_{\rho\theta} = 0; \\ \eta_{z\theta} = \frac{\omega\rho}{H}. \end{array} \right. \quad (6.4)$$

Из (2.21) интенсивность скоростей деформаций:

$$\xi_i = \frac{C_1}{\sqrt{3}} \sqrt{3 + \frac{R^4}{\rho^4} + [f_1'(\rho)]^2 + \left(\frac{\omega\rho}{C_1 H} \right)^2}. \quad (6.5)$$

Из уравнений (2.23):

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_z = \sigma + \frac{2 C_1}{3 \xi_i}, \\ \sigma_\rho = \sigma - \frac{1 C_1}{3 \xi_i} \left(\frac{R^2}{\rho^2} + 1 \right), \\ \sigma_\theta = \sigma + \frac{1 C_1}{3 \xi_i} \left(\frac{R^2}{\rho^2} - 1 \right), \\ \tau_{\rho z} = -\frac{1 C_1}{3 \xi_i} f_1'(\rho), \\ \tau_{\rho\theta} = 0, \\ \tau_{z\theta} = \frac{1 \omega\rho}{3 H \xi_i}. \end{array} \right. \quad (6.6)$$

С учетом выражений (6.6) и того, что $\xi_i = f(\rho)$, видно, что второе уравнение системы уравнений равновесия (2.25) удовлетворяется тождественно, а из первого уравнения:

$$\frac{\partial \sigma}{\partial \rho} = \frac{\partial}{\partial \rho} \left[\frac{C_1}{3\xi_i} \left(\frac{R^2}{\rho^2} + 1 \right) \right] + \frac{2}{3} \frac{C_1 R^2}{\rho^3 \xi_i},$$

откуда

$$\sigma = \frac{C_1}{3\xi_i} \left(\frac{R^2}{\rho^2} + 1 \right) + \frac{2}{3} C_1 R^2 \int \frac{\partial \rho}{\rho^3 \xi_i} + \psi_1(z). \quad (6.7)$$

Из третьего уравнения системы (2.25) с учетом (6.5), (6.6) и (6.7) получим:

$$\frac{\partial \psi_1(z)}{\partial z} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial \rho} [\tau_{\rho z} \rho]. \quad (6.8)$$

Так как левая часть уравнения (6.8) зависит только от z , а правая, с учетом (6.6) и (6.5), - только от ρ , то обе эти части должны равняться постоянной величине C_2 . Отсюда

$$\tau_{\rho z} = -\frac{C_2}{2} \rho + \frac{C_3}{\rho}. \quad (6.9)$$

На поверхности контакта между матрицей и заготовкой вследствие скручивания последней происходит отклонение от вертикали вектора полной скорости v_1 и, соответственно, вектора полного касательного напряжения τ_k , обусловленного контактным трением (рис. 6.2). Очевидно, что

$$\operatorname{tg} \alpha = v_\theta / v_z, \quad (6.10)$$

а вертикальная составляющая контактного касательного напряжения

$$\tau_B = \tau_k \cos \alpha = -\beta \mu \cos \alpha. \quad (6.11)$$

Произвольные постоянные C_2 и C_3 определяем из граничных условий $\tau_{\rho z} = -\beta \mu \cos \alpha$ при $\rho = R$ и $\tau_{\rho z} = 0,5\beta$ при $\rho = 1$. Отсюда

$$\begin{cases} C_2 = \beta \frac{1 + 2\mu R \cos \alpha}{R^2 - 1}, \\ C_3 = \beta R \frac{R + 2\mu \cos \alpha}{2(R^2 - 1)}. \end{cases} \quad (6.12)$$

$$\text{Тогда из (6.8)} \quad \psi_1(z) = C_2 z + C_4. \quad (6.13)$$

$$\text{Из (2.22)} \quad \xi_i = \beta \frac{C_1}{2} \left(\frac{R^2}{\rho^2} + 1 \right). \quad (6.14)$$

Тогда в выражении (6.7)

$$\frac{2}{3}C_1R^2 \int \frac{\partial \rho}{\rho^3 \xi_i} = -\frac{2}{3\beta} \ln\left(\frac{R^2}{\rho^2} + 1\right).$$

Окончательно из (6.7) с учетом (6.5) и (6.13)

$$\sigma = \frac{\frac{R^2}{\rho^2} + 1}{\sqrt{3} \sqrt{3 + \frac{R^4}{\rho^4} + [f_1'(\rho)]^2 + \left(\frac{\omega \rho}{C_1 H}\right)^2}} - \frac{2}{3\beta} \ln\left(\frac{R^2}{\rho^2} + 1\right) + C_2 z + C_4. \quad (6.15)$$

Подставив (6.15) в первое выражение системы (6.5), получим:

$$\sigma_z = \frac{\frac{R^2}{\rho^2} + 3}{\sqrt{3} \sqrt{3 + \frac{R^4}{\rho^4} + [f_1'(\rho)]^2 + \left(\frac{\omega \rho}{C_1 H}\right)^2}} - \frac{2}{3\beta} \ln\left(\frac{R^2}{\rho^2} + 1\right) + C_2 z + C_4. \quad (6.16)$$

Из граничного условия $\sigma_z = -q_{тр}$ ($q_{тр}$ определяется по формуле (3.39)) при $z=0$ и $\rho=R$ находим:

$$C_4 = -\frac{4}{\sqrt{3} \sqrt{4 + [f_1'(R)]^2 + \left(\frac{\omega R}{C_1 H}\right)^2}} + \frac{2}{3\beta} \ln 2 - q_{тр}. \quad (6.17)$$

Из второго уравнения системы (6.6) с учетом (6.7), (6.15) и (6.17) можно получить, что

$$\sigma_\rho = C_2 z - \frac{4}{\sqrt{3} \sqrt{4 + [f_1'(R)]^2 + \left(\frac{\omega R}{C_1 H}\right)^2}} - \frac{2}{3\beta} \ln\left(\frac{R^2}{\rho^2} + 1\right) + \frac{2}{3\beta} \ln 2 - q_{тр}. \quad (6.18)$$

С учетом того, что σ_ρ зависит от z линейно, на границе между областями 1 и 2 (при $\rho=1$) среднее радиальное напряжение

$$\sigma_{\text{ср}} = -C_2 \frac{h}{2} - \frac{4}{\sqrt{3} \sqrt{4 + [f_1'(R)]^2 + \left(\frac{\omega R}{C_1 H}\right)^2}} - \frac{2}{3\beta} \ln(R^2 + 1) + \frac{2}{3\beta} \ln 2 - q_{тр}. \quad (6.19)$$

Рассмотрим область 2. Подходящие функции осевой и радиальной скоростей течения берем в виде, аналогичном разделу 3.1:

$$v_z = -f_2(z), \quad v_\rho = \frac{\partial f_2(z)}{\partial z} \frac{\rho}{2}. \quad (6.20)$$

Подходящую функцию тангенциальной скорости задаем в виде (6.2).

Из (2.19) с учетом (6.2) и (6.20) скорости деформаций будут равны:

$$\begin{cases} \xi_z = -\frac{\partial f_2(z)}{\partial z}, \\ \xi_\rho = \xi_\theta = \frac{1}{2} \frac{\partial f_2(z)}{\partial z}, \\ \eta_{\rho z} = \frac{\partial^2 f_2(z)}{\partial z^2} \frac{\rho}{2}, \\ \eta_{z\theta} = \frac{\omega}{H} \rho, \\ \eta_{\rho\theta} = 0. \end{cases} \quad (6.21)$$

Подставив (6.21) в (2.21), найдем интенсивность скоростей деформаций:

$$\xi_i = \sqrt{\left[\frac{\partial f_2(z)}{\partial z} \right]^2 + \frac{1}{12} \left[\frac{\partial^2 f_2(z)}{\partial z^2} \rho \right]^2 + \frac{1}{3} \left(\frac{\omega \rho}{H} \right)^2}. \quad (6.22)$$

Для упрощения дальнейшего решения будем считать интенсивность скоростей деформации в области 2 постоянной, равной своему среднему значению:

$$\xi_i = \xi_{i\text{ср}}. \quad (6.23)$$

С учетом (6.21), (6.23) и (6.6) видно, что второе уравнение системы (2.25) удовлетворяется тождественно.

Из (6.6) с учетом (6.21) и (6.23) можно написать, что

$$\begin{cases} \sigma_\rho = \sigma_\theta, \\ \tau_{\rho z} = \psi_2(z) \rho, \\ \tau_{\rho\theta} = 0, \\ \tau_{z\theta} = C \rho, \end{cases} \quad (6.24)$$

где

$$C = \frac{\omega}{3H\xi_{i\text{ср}}}. \quad (6.25)$$

Тогда третье уравнение системы (2.25) преобразуется к виду:

$$\frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + 2\psi_2(z) = 0,$$

$$\text{откуда} \quad \sigma_z = -\int 2\psi_2(z) dz + \varphi_2(\rho). \quad (6.26)$$

Из условия пластичности

$$\frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_z - \sigma_\rho)^2 + (\sigma_\rho - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + 6(\tau_{\rho z}^2 + \tau_{z\theta}^2 + \tau_{\theta\rho}^2)} = 1,$$

с помощью (6.24) можно получить, что

$$\sigma_\rho = \sigma_z + \sqrt{1 - 3[\psi_2^2(z) + C^2]}\rho^2,$$

откуда с учетом (6.26) и приближенной формулы квадратного корня [10]

$$\sigma_\rho = -\int 2\psi_2(z) dz + \varphi_2(\rho) + 1 - 1,5[\psi_2^2(z) + C^2]\rho^2. \quad (6.27)$$

Подставив (6.24) и (6.27) в первое уравнение системы (2.25), получим дифференциальное уравнение в частных производных

$$\frac{\partial \varphi_2(\rho)}{\partial \rho} - 3[\psi_2^2(z) + C^2]\rho + \frac{\partial \psi_2(z)}{\partial z} \rho = 0,$$

приводящееся к виду

$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial \varphi_2(\rho)}{\partial \rho} = -\frac{\partial \psi_2(z)}{\partial z} + 3\psi_2^2(z) + 3C^2. \quad (6.28)$$

Так как левая часть этого уравнения зависит только от ρ , а правая - только от z , то обе эти части равны постоянной величине C_5 . Следовательно,

$$-\frac{\partial \psi_2(z)}{\partial z} + 3\psi_2^2(z) + 3C^2 = C_5.$$

Это уравнение представляет собой уравнение с разделяющимися переменными (частный случай специального уравнения Риккати), решение которого имеет вид:

$$\psi_2(z) = \frac{1}{\sqrt{3}} \sqrt{3C^2 - C_5} \operatorname{tg} \left[\sqrt{3(3C^2 - C_5)}(z + C_6) \right]. \quad (6.29)$$

Так как с учетом (6.24) $\psi_2(z) \leq 0,5$ (в области $2 \rho_{\max} = 1$, а $\sigma_\rho = \sigma_\theta$ и, соответственно, $\beta = 1$), то для упрощения вычислений с достаточной точностью можно принять, что

$$\operatorname{tg}\left[\sqrt{3(3C^2 - C_5)(z + C_6)}\right] = \sqrt{3(3C^2 - C_5)(z + C_6)},$$

то есть
$$\psi_2(z) = (3C^2 - C_5)(z + C_6). \quad (6.30)$$

На поверхности контакта между торцем пуансона и заготовкой вследствие скручивания последней происходит отклонение от радиального направления вектора горизонтальной скорости и, соответственно, вектора касательного напряжения τ_{k1} , обусловленного контактным трением (рис. 6.3).

Очевидно, что
$$\operatorname{tg}\alpha_1 = v_0/v_p, \quad (6.31)$$

$$\tau_p = \tau_{k1} \cos\alpha_1 = -\beta\mu_1 \cos\alpha_1. \quad (6.32)$$

Произвольные постоянные C_5 и C_6 с учетом (6.24) и (6.30) находим из граничных условий: $\tau_{\rho z} = -\beta\mu_1 \cos\alpha_1$ при $z=0, \rho=1$ и $\tau_{\rho z} = 0,5\beta$ при $z=-h, \rho=1$. Отсюда

$$\begin{cases} C_5 = 3C^2 + \beta \frac{0,5 + \mu_1 \cos\alpha_1}{h}, \\ C_6 = \frac{\mu_1 \cos\alpha_1}{0,5 + \mu_1 \cos\alpha_1} h. \end{cases} \quad (6.33)$$

С другой стороны из (6.28)
$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial \varphi_2(\rho)}{\partial \rho} = C_5, \quad \text{откуда}$$

$$\varphi_2(\rho) = 0,5C_5\rho^2 + C_7. \quad (6.34)$$

Подставив (6.30) и (6.34) в (6.27), получим

$$\sigma_p = -(3C^2 - C_5)(z + C_6)^2 + 1 - 1,5[(3C^2 - C_5)^2(z + C_6)^2 + C^2 - C_5/3]\rho^2 + C_7. \quad (6.35)$$

Из граничного условия $\sigma_p = \sigma_{\text{ср}}$ из (6.19) при $\rho=1$ и $z=0$, находим произвольную постоянную C_7 :

$$C_7 = \sigma_{\text{ср}} - 1 + 0,5(3C^2 - C_5)[3(3C^2 - C_5)C_6^2 + 2C_6^2 + 1]. \quad (6.36)$$

Подставив (6.30) и (6.34) в (6.26), получим:

$$\sigma_z = -(3C^2 - C_5)(z + C_6)^2 + 0,5C_5\rho^2 + C_7. \quad (6.37)$$

Используя σ_z при $z=0$, находим удельное усилие выдавливания с кручением:

$$q_k = 2 \int_0^1 |\sigma_z| \rho d\rho = (3C^2 - C_5)C_6^2 - 0,25C_5 - C_7. \quad (6.38)$$

Для получения соотношений, пригодных для практических расчетов, необходимо конкретизировать выражения скоростей течения, заданные вначале в общем виде. Примем $f_1(\rho) = -h$, что соответствует плоской форме горизонтальных границ области 1. Тогда $f'(\rho) = f'(R) = 0$. Примем

$$f_2(z) = v_0 \left(\frac{z}{h} + 1 \right). \text{ Соответственно, } \frac{\partial f_2(z)}{\partial z} = \frac{v_0}{h}, \quad \frac{\partial^2 f_2(z)}{\partial z^2} = 0.$$

Тогда из (6.21):

$$\xi_i = \sqrt{\left(\frac{v_0}{h} \right)^2 + \frac{1}{3} \left(\frac{\omega \rho}{H} \right)^2} = \frac{\omega}{H} \sqrt{\left(\frac{v_0 H}{\omega h} \right)^2 + \frac{1}{3} \rho^2}. \quad (6.39)$$

При использовании винтовых прессов, наиболее рациональных для осуществления выдавливания с кручением, или иных винтовых механизмов, имеет место следующая прямопропорциональная зависимость, определяемая параметрами винтового механизма:

$$m = \frac{\omega}{v_0} = \frac{\varphi}{s}, \quad (6.40)$$

где φ - абсолютный угол закручивания верхнего торца заготовки относительно нижнего в радианах.

С учетом этого

$$\xi_i = \frac{\omega}{H} \sqrt{\left(\frac{H}{mh} \right)^2 + \frac{1}{3} \rho^2}.$$

Сравним подкоренные выражения друг с другом, приняв среднее значение $\rho=0,5$ и оптимальные параметры выдавливания с кручением из работы [172]: $R=1,2$, $s=1,09$, $\varphi=4\pi$, $H=0,451$, $h=0,358$. Тогда $[H/(mh)]^2=0,012$, $\rho^2/3=0,083$. С учетом этого с ошибкой не более 4% [10] можно использовать приближенное выражение корня:

$$\sqrt{a^2 + b^2} = 0,96a + 0,4b \quad (\text{где } a > b),$$

откуда
$$\xi_i = \frac{\omega}{H} \left[0,554\rho + 0,4 \left(\frac{H}{mh} \right) \right].$$

Тогда
$$\xi_{icp} = \frac{1}{\pi} \int_0^1 \xi_i 2\pi\rho d\rho = 0,4 \frac{\omega}{H} \left(0,9 + \frac{H}{mh} \right). \quad (6.40)$$

Таким образом, окончательное выражение удельного усилия выдавливания с кручением имеет вид:

$$q_k = 0,58 + 0,61 \ln(R^2 + 1) + \beta \frac{1 + 2\mu R \cos\alpha}{2(R^2 - 1)} h + \beta \frac{0,5 + \mu_1 \cos\alpha_1}{4h} - 1,5(\beta\mu_1 \cos\alpha_1)^2 + \frac{2,31}{\sqrt{4 + \left[\frac{mhR(R^2 - 1)}{H} \right]^2}} - \frac{1}{1,9 \left(0,9 + \frac{H}{mh} \right)^2} + q_{тр}. \quad (6.41)$$

С запасом (при $z=0$) из (6.10)

$$\cos\alpha = \frac{1}{\sqrt{1 + [mR(R^2 - 1)]^2}}, \quad (6.42)$$

а из (6.31)

$$\cos\alpha_1 = \frac{1}{\sqrt{1 + (2mh)^2}}. \quad (6.43)$$

Важно заметить, что касательные напряжения не могут превышать своей предельной величины, при превышении которой начнется срез и проскальзывание. Для неупрочняющегося материала эта относительная величина равна 0,577, однако для упрочняющегося материала она может быть больше, так как отношения в нашем анализе, как указано в разделе 2.2, берутся к средней по очагу пластической деформации величине напряжения текучести σ_s , в то время как местное напряжение текучести и, соответственно, предельная величина касательного напряжения, за счет упрочнения могут быть значительно выше. Иными словами, предельно возможная относительная величина касательного напряжения упрочняющегося материала равна $0,577\sigma_p/\sigma_s$, где σ_p - напряжение разрушения материала в данных условиях нагружения. Ввиду того, что для большинства материалов сведения о величине σ_p в справочни-

ках отсутствуют, а величину σ_s необходимо находить по довольно трудоемкому методу, изложенному в разделе 3.6, то для облегчения практического использования заменим отношение σ_p/σ_s на $n_1 = \sigma_B/\sigma_{s0}$, где σ_B - предел прочности, а σ_{s0} - предел текучести (начальное напряжение текучести, рис. 3.18) выдавливаемого материала. В случае отсутствия данных по σ_B и σ_{s0} рекомендуется использовать $n_1 = 1,5$, полученное из анализа большого количества справочных данных и известных корреляционных зависимостей [77, 83, 84, 164]. При отсутствии упрочнения $n_1 = 1$. С учетом этого на два предпоследних члена выражения (6.41) налагаются некоторые ограничения. Подставив в последнее выражение системы (6.6) соотношения (6.14) и (6.3), а также $\rho = R$ и $\beta = 1,155$, получим

$$\tau_m = \tau_{z\theta} = 0,3 \frac{mhR(R^2 - 1)}{H} \leq 0,577n_1. \quad (6.44)$$

Подставив (6.25) и (6.40) в (6.24), при $\rho = 1$ найдем максимальное значение касательного напряжения на поверхности контакта заготовки с пуансоном:

$$\tau_n = \tau_{z\theta\max} = \frac{1}{1,1 + 1,2 \frac{H}{mh}} \leq 0,577n_1. \quad (6.45)$$

С учетом выражений (6.44) и (6.45) формулу (6.41) удобно переписать в виде:

$$q_k = 0,58 + 0,61 \ln(R^2 + 1) + 0,55 \frac{1 + 2\mu R \cos \alpha}{R^2 - 1} h + 0,275 \frac{0,5 + \mu_1 \cos \alpha_1}{h} - 1,815(\mu_1 \cos \alpha_1)^2 + \frac{1,155}{\sqrt{1 + 3\tau_m^2}} - 0,75\tau_n^2 + q_{тр}. \quad (6.46)$$

С учетом (6.18), (6.12) и (6.44) максимальное давление на стенку матрицы при $\rho = R$ и $z = -h$ будет равно:

$$p_k = 1,155 \left(\frac{1}{\sqrt{1 + 3\tau_m^2}} + \frac{1 + 2\mu R \cos \alpha}{R^2 - 1} h \right) + q_{тр}. \quad (6.47)$$

В частном случае при $\varphi = 0$ из (6.41) получаем удельное усилие обыч-

ного выдавливания без кручения:

$$q = 1,74 + 0,61 \ln(R^2 + 1) + \beta \frac{1 + 2\mu R}{2(R^2 - 1)} h + \beta \frac{0,5 + \mu_1}{4h} - 1,5\beta^2 \mu_1^2 + q_{тр}, \quad (6.48)$$

а высота очага пластической деформации и максимальное давление на стенку матрицы полностью совпадают с выражениями (3.22) и (3.23).

Из сравнения формулы (6.48), полученной без использования упрощенного условия пластичности (2.26), с формулой (3.20) видно, что эти выражения и получаемые по ним значения очень близки друг к другу (в среднем, выражение (6.48) дает значения, на 5% меньшие, чем формула (3.20)), что подтверждает правомерность использования соотношения (2.26).

Из сопоставления формул (6.46) и (6.48) видно, что снижение осевого усилия при выдавливании с кручением по сравнению с обычным выдавливанием обусловлено приведением штампуемого материала в пластическое состояние за счет скручивания (член $1,155 / \sqrt{1 + 3\tau_m^2}$) и изменения направления действия сил контактного трения, приводящего к уменьшению влияния факторов трения μ и μ_1 .

Для выдавливания с кручением ввиду сложности выражения (6.41) с учетом (6.43) нельзя получить формулу высоты очага пластической деформации в элементарных функциях, а в строгой постановке необходимо осуществлять минимизацию численными методами на ЭВМ. Так как это затрудняет непосредственное использование результатов, полученных для выдавливания с кручением, то для практических расчетов положим, что высота очага и в этом случае определяется формулой (3.22). При эффекте дна, когда $h=H$, в выражения (6.41) - (6.48) в качестве h следует подставлять текущее значение толщины дна выдавливаемого изделия.

В таблице 6.1 проведено сравнение полученных теоретических результатов с экспериментальными данными работы [172]. Во всех расчетах принималось $\mu=0,3$, $\mu_1=0,5$.

Таблица 6.1

R	H	s	φ	h	q_k	q	$(q_k/q)_T$	$(q_k/q)_3$	$\delta, \%$
1,472	1,55	0,34	1	0,557	2,915	3,331	0,875	0,874	0,1
1,472	1,22	0,68	2	0,557	2,777	3,331	0,833	0,845	1,4
1,200	0,45	1,09	4π	0,358	2,499	3,674	0,680	0,667	1,9

Так как сходимость относительного снижения удельных усилий сама по себе не гарантирует хорошего совпадения полных усилий, то проведем соответствующее сопоставление.

Площадь использованного в работе [172] пуансона диаметром 18 мм $F=254,5 \text{ мм}^2$, а предел текучести свинца С00 $\sigma_s=19,4 \text{ МПа}$ (раздел 8.1). С учетом этого $P_T = \sigma_s F q = 19,4 \cdot 254,5 \cdot 3,331 = 16,5 \text{ кН}$, $P_3=16,7 \text{ кН}$, $\delta=1,2\%$; $P_{KT} = 14,4 \text{ кН}$, $P_{K3}=14,6 \text{ кН}$, $\delta=1,4\%$.

Таким образом, сравнение показывает хорошую сходимость теоретических и известных экспериментальных результатов.

Сравнительный расчет максимального давления на стенку матрицы при выдавливании с кручением показывает значительное снижение этого давления по сравнению с обычным выдавливанием. Например, при средних значениях $R=1,472$, $\mu=0,3$, $\mu_1=0,5$, $h=H=0,557$, $s=0,68$, $\varphi=2$, $n_1=1,5$, из (6.47) $p_k=1,709$, а из (3.23) $p=2,547$ и, соответственно, $p_k/p=0,697$, то есть максимальное давление при кручении снижается на 30%.

6.2. Работа деформирования и прочность пуансона при выдавливании с кручением и обычном выдавливании

При определении целесообразности применения обратного выдавливания с кручением вместо обычного выдавливания важным критерием является не только сравнение технологических возможностей, но и сравнение прочности штампового инструмента, а также энергетических затрат при первом и

втором способа выдавливания. Эти энергетические затраты в основном определяются работой деформирования, которую необходимо затратить в том и другом сравниваемых случаях, а нахождение этой работы, ввиду отсутствия в литературе, требует специального исследования.

Для квазистационарной стадии выдавливания с целью облегчения непосредственного использования получаемых результатов примем, что высота зоны закручивания H совпадает с высотой очага пластической деформации h (в противном случае потребуется численное интегрирование на ЭВМ). Это несколько завысит значение определяемой работы, что имеет положительное значение, так как в какой-то мере компенсирует работу, затрачиваемую на преодоление трения в винтовом механизме.

С учетом этого, используя выражения (6.24) и (6.45), можно показать, что действующие на торец пуансона со стороны заготовки тангенциальные касательные напряжения определяются зависимостью:

$$\tau_{z\theta} = \tau_n \rho . \quad (6.49)$$

Создаваемый этими касательными напряжениями крутящий момент, действующий на пуансон, будет равен:

$$M_k = \int_0^1 \tau_{z\theta} \rho 2\pi \rho d\rho = \frac{\pi}{2} \tau_n . \quad (6.50)$$

Работа деформирования при выдавливании с кручением определяется выражением

$$A_k = \pi \int_0^s q_k ds + \int_0^\varphi M_k d\varphi . \quad (6.51)$$

Работа деформирования при обычном выдавливании определяется выражением

$$A = \pi \int_0^s q ds . \quad (6.52)$$

На квазистационарной стадии высота очага пластической деформации по ходу не меняется и выражение (6.51) с учетом (6.50) и (6.39) преобразуется

к виду:

$$A_k = \pi s (q_k + 0,5m\tau_{II}) . \quad (6.53)$$

Аналогично из (6.52): $A = \pi s q . \quad (6.54)$

Отношение этих работ

$$a = \frac{A_k}{A} = \frac{q_k + 0,5m\tau_{II}}{q} . \quad (6.55)$$

Если $a > 1$, то энергетически выгоднее обычное выдавливание, если $a < 1$, то энергетически выгоднее выдавливание с кручением. На рис. 6.4 показан график изменения соотношения работ, затрачиваемых на выдавливание с кручением и обычное выдавливание, в зависимости от параметра m . График построен для среднего значения $R=1,472$ при $\mu=0,3$ и $\mu_1=0,5$. Из рис. 6.4 видно, что в определенном диапазоне параметра m (в данном случае - от $m=0$ до $m=2,5$) энергетически выгоднее выдавливание с кручением. С ростом m за пределами этого диапазона наблюдается значительный рост энергетических затрат на осуществление выдавливания с кручением, что прежде всего связано со снижением эффективности из-за начинающегося проскальзывания между инструментом и деформируемым материалом.

При эффекте дна, когда высота очага пластической деформации переменна по ходу деформирования и определяется выражением

$$h = H_0 - s , \quad (6.56)$$

где H_0 - высота очага пластической деформации в момент начала эффекта дна (если эффект дна будет с самого начала выдавливания, то H_0 равна высоте исходной заготовки; если же эффект дна наступает после квазистационарной стадии, то $H_0=h$, определяемой выражением (3.22)). Подставив (6.46) и (6.50) в (6.51) с учетом (6.56), найдем работу деформирования при выдавливании с кручением в условиях эффекта дна:

$$A_{kd} = \pi s \left[0,58 + 0,61 \ln(R^2 + 1) + 0,275 \frac{1 + 2\mu R \cos \alpha}{R^2 - 1} (2H_0 - s) - 1,815 (\mu_1 \cos \alpha_1)^2 + \right.$$

$$+0,275 \frac{0,5 + \mu_1 \cos \alpha_1}{s} \ln \left(\frac{H_0}{H_0 - s} \right) + \frac{1,155}{\sqrt{1 + 3\tau_m^2}} - 0,75\tau_n^2 + 0,5m\tau_n + q_{\text{тр}} \Big]. \quad (6.57)$$

Для упрощения интегрирования считалось, что при эффекте дна $\cos \alpha_1$ от s не зависит и с учетом (6.43) определяется средним значением по ходу s :

$$\cos \alpha_1 = 0,5 \left\{ \frac{1}{\sqrt{1 + (2mH_0)^2}} + \frac{1}{\sqrt{1 + [2m(H_0 - s)]^2}} \right\}. \quad (6.58)$$

Подставив (6.48) в (6.52) с учетом (6.56), получим работу деформирования при обычном выдавливании в условиях эффекта дна:

$$A_d = \pi s \left[1,74 + 0,61 \ln(R^2 + 1) + 0,275 \frac{1 + 2\mu R}{R^2 - 1} (2H_0 - s) + \right. \\ \left. + 0,275 \frac{0,5 + \mu_1}{s} \ln \left(\frac{H_0}{H_0 - s} \right) - 1,815\mu_1^2 + q_{\text{тр}} \right]. \quad (6.59)$$

$$\text{В данном случае соотношение работ:} \quad a = A_{\text{кд}}/A_d. \quad (6.60)$$

Если же на части рабочего хода s_1 имело место квазистационарное выдавливание, а на части рабочего хода s_2 - эффект дна, то

$$a = \frac{A_{\text{к}}|_{s=s_1} + A_{\text{кд}}|_{s=s_2}}{A|_{s=s_1} + A_d|_{s=s_2}}. \quad (6.61)$$

Теперь рассмотрим вопрос о прочности пуансона при выдавливании с кручением и обычном выдавливании. Как известно [148], условие прочности имеет вид:

$$\sigma_{\text{эКВ}} \leq [\sigma], \quad (6.62)$$

где $[\sigma]$ - допускаемое напряжение материала пуансона.

Эквивалентное напряжение при сжатии с одновременным кручением в соответствии с энергетической теорией прочности определяется выражением [148]:

$$\sigma_{\text{эКВ}}^k = \sqrt{q_k^2 + 3\tau^2}. \quad (6.63)$$

$$\text{При простом сжатии (обычное выдавливание):} \quad \sigma_{\text{эКВ}} = q. \quad (6.64)$$

Введем показатель:

$$b = \frac{\sigma_{\text{ЭКВ}}^{\text{К}}}{\sigma_{\text{ЭКВ}}} = \frac{\sqrt{q_{\text{К}}^2 + 3\tau^2}}{q}. \quad (6.65)$$

При $b > 1$ большим запасом прочности будет обладать пуансон при обычном выдавливании, а при $b < 1$ большим запасом прочности будет обладать пуансон при выдавливании с кручением.

Проведем сравнение теоретических расчетов данного показателя с результатами экспериментов работы [172] с учетом данных таблицы 6.1 для $R=1,472$: при $H=1,55$ - $b=0,905$, $b_s=0,939$, $\delta=3,8\%$; при $H=1,22$ - $b=0,873$, $b_s=0,915$, $\delta=4,8\%$. Таким образом сравнение показывает хорошую сходимость теоретических и экспериментальных результатов, а также то, что в данных случаях большим запасом прочности будет обладать пуансон при выдавливании с кручением.

6.3. Обратное выдавливание сплошных стержней

Расчетная схема процесса показана на рис. 6.5. Пуансон с отверстием, вращаясь с угловой скоростью ω , внедряется со скоростью v_0 в заготовку, расположенную в матрице.

Рассмотрим область 1. Подходящие функции осевой и радиальной скоростей течения берем в следующем виде, удовлетворяющем имеющимся граничным условиям и условию несжимаемости:

$$v_z = C_1 [z - f_1(\rho)],$$

$$v_\rho = -0,5C_1 \rho,$$

где
$$C_1 = v_0 \frac{R^2 - 1}{h}. \quad (6.66)$$

Подходящую функцию тангенциальной скорости течения задаем в виде

$$v_\theta = \omega \rho \left(\frac{z}{h} + 1 \right), \quad (6.67)$$

удовлетворяющем граничным условиям $v_\theta = \omega \rho$ при $z=0$ и $v_\theta=0$ при $z=-h$.

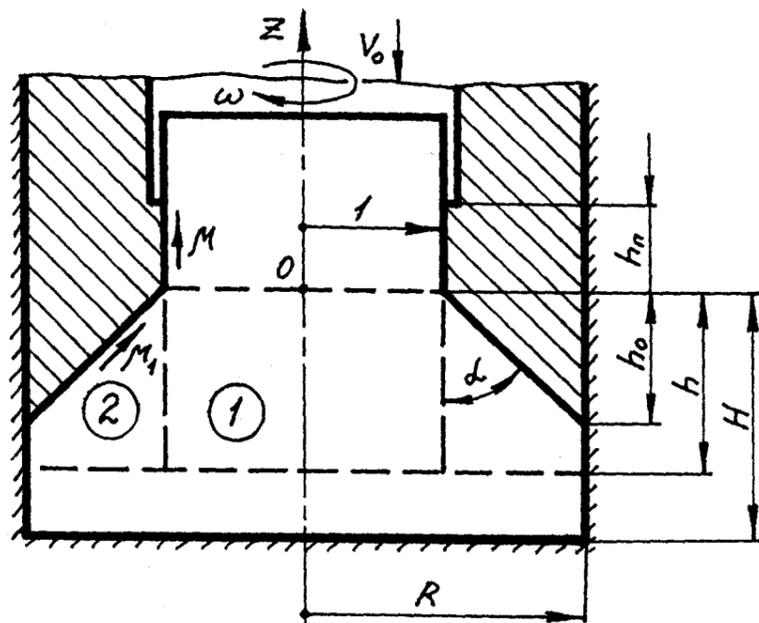


Рис. 6.5. Схема выдавливания стержня с кручением

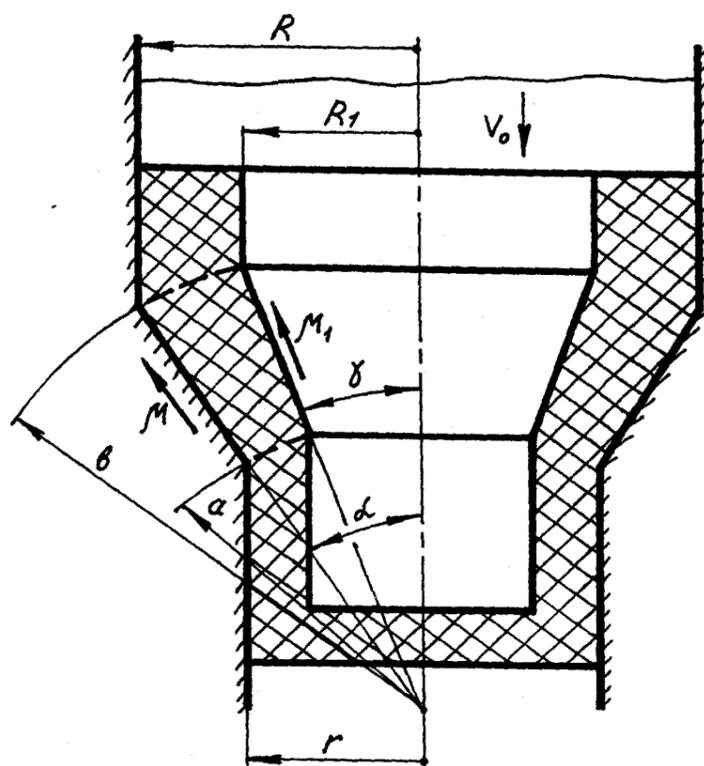


Рис. 7.1. Схема выдавливания труднодеформируемого сердечника в пластичной оболочке

Далее, аналогично разделу 6.1, можно показать, что

$$\tau_{\rho z} = -\frac{C_2}{2}\rho + \frac{C_3}{\rho}.$$

Из граничных условий $\tau_{\rho z}=0$ при $\rho=0$ и $\tau_{\rho z}=-0,5\beta$ при $\rho=1$ находим, что $C_2=\beta$, а $C_3=0$.

Далее, аналогично разделу 6.1, получаем, что

$$\sigma_z = \sqrt{\frac{3}{3 + [f_1'(\rho)]^2 + \left(\frac{m\rho}{R^2 - 1}\right)^2}} + C_2 z + C_4, \quad (6.68)$$

$$\sigma_\rho = \sigma_\theta = C_2 z + C_4. \quad (6.69)$$

Из граничного условия $\sigma_z = -q_{\text{тр}}$ при $z=0$ и $\rho=1$, находим произвольную постоянную

$$C_4 = -\sqrt{\frac{3}{3 + [f_1'(1)]^2 + \left(\frac{m}{R^2 - 1}\right)^2}} - q_{\text{тр}}, \quad (6.70)$$

где удельное усилие от контактного трения на калибрующем пояске пуансона:

$$q_{\text{тр}} = 2\beta\mu h_n \cos\gamma. \quad (6.71)$$

Аналогично разделу 6.1:

$$\cos\gamma = \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{m}{R^2 - 1}\right)^2}}. \quad (6.72)$$

С учетом того, что σ_ρ зависит от z линейно, на границе между областями 1 и 2 (при $\rho=1$) среднее радиальное напряжение

$$\sigma_{\rho\text{ср}} = -\sqrt{\frac{3}{3 + [f_1'(1)]^2 + \left(\frac{m}{R^2 - 1}\right)^2}} - \frac{\beta}{2}h - q_{\text{тр}}. \quad (6.73)$$

Рассмотрим область 2. Подходящую функцию осевой скорости течения выберем в виде $v_z = -f_2(z)$. Далее, аналогично разделу 2.3, находим

$$v_\rho = \frac{1}{2} \frac{\partial f_2(z)}{\partial z} \left(\rho - \frac{R^2}{\rho} \right).$$

Можно показать, что эти скорости в принципе удовлетворяют имеющимся граничным условиям: на конической поверхности

$$v_\rho \cos \alpha + v_z \sin \alpha = -v_0 \sin \alpha$$

и $v_z = 0$ при $z = -h$. Тангенциальную скорость задаем в виде (6.67). С учетом этого из (2.19) находим скорости деформаций:

$$\left\{ \begin{array}{l} \xi_z = -\frac{\partial f_2(z)}{\partial z}, \\ \xi_\rho = \frac{1}{2} \frac{\partial f_2(z)}{\partial z} \left(1 + \frac{R^2}{\rho^2} \right), \\ \xi_\theta = \frac{1}{2} \frac{\partial f_2(z)}{\partial z} \left(1 - \frac{R^2}{\rho^2} \right), \\ \eta_{\rho z} = \frac{1}{2} \frac{\partial^2 f_2(z)}{\partial z^2} \left(\rho - \frac{R^2}{\rho} \right), \\ \eta_{z\theta} = \frac{\omega}{h} \rho, \\ \eta_{\rho\theta} = 0, \end{array} \right. \quad (6.74)$$

и интенсивность скоростей деформации

$$\xi_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{\left(3 \frac{R^4}{\rho^4} + \frac{9}{2} \right) \left[\frac{\partial f_2(z)}{\partial z} \right]^2 + \frac{3}{2} \left[\frac{1}{2} \frac{\partial^2 f_2(z)}{\partial z^2} \left(\rho - \frac{R^2}{\rho} \right) \right]^2 + \left(\frac{\omega}{h} \rho \right)^2}. \quad (6.75)$$

Далее полагаем, что интенсивность скоростей деформации в области 2 постоянна и равна своей средней величине, т.е. $\xi_i = \xi_{i, \text{ср}}$. Тогда из (2.23) касательное напряжение

$$\tau_{\rho z} = \psi_2(z) \left[\left(\rho - \frac{R^2}{\rho} \right) \right], \quad (6.76)$$

где $\psi_2(z)$ - неизвестная пока функция от z .

Подставляя (6.67) с учетом (2.23) и (6.74) в третье уравнение равновесия системы (2.25), находим гидростатическое давление

$$\sigma = \frac{2}{3\xi_i} \frac{\partial f_2(z)}{\partial z} - 2 \int \psi_2(z) \partial z + \varphi_2(\rho), \quad (6.77)$$

где $\varphi_2(\rho)$ - неизвестная пока функция от координаты ρ .

Аналогично из первого уравнения равновесия системы (2.25) с учетом (2.23) и (6.77) получаем

$$\frac{\partial \varphi_2(\rho)}{\partial \rho} \frac{\rho}{\rho^2 - R^2} = - \frac{\partial \psi_2(z)}{\partial z}.$$

Так как левая часть этого уравнения зависит только от ρ , а правая - только от z , то для обеспечения равенства обе они должны равняться постоянной величине C_5 . С учетом этого

$$\psi_2(z) = C_6 - C_5 z, \quad (6.78)$$

$$\varphi_2(\rho) = 0,5 C_5 \rho^2 - C_5 R^2 \ln \rho + C_7. \quad (6.79)$$

Подставляя (6.78) в (6.76), получаем

$$\tau_{pz} = (C_6 - C_5 z) \left(\rho - \frac{R^2}{\rho} \right). \quad (6.80)$$

Из граничного условия на конической поверхности пуансона $\tau = \beta \mu_1$ при $\rho=1$ и $z=0$, с учетом выражений (4.69) и (6.80) находим

$$C_6 = \frac{\beta \mu_1}{R^2 - 1} \frac{1 - \sin 2\alpha}{\cos 2\alpha} = \frac{\beta \mu_1}{R^2 - 1} \frac{\cos \alpha - \sin \alpha}{\cos \alpha + \sin \alpha}. \quad (6.81)$$

При этом, аналогично разделу 6.1, можно показать, что

$$\mu_1 = \mu \cos \gamma_1, \quad (6.82)$$

$$\text{где} \quad \gamma_1 = \arctg(v_\theta/v_\rho). \quad (6.83)$$

Из граничного условия $\tau_{pz} = -0,5\beta$ при $\rho=1$ и $z=-h$ с учетом (6.80) и (6.81) получаем

$$C_5 = \frac{\beta}{(R^2 - 1)h} \left(0,5 - \mu_1 \frac{\cos \alpha - \sin \alpha}{\cos \alpha + \sin \alpha} \right). \quad (6.84)$$

Подставляя (6.77) в (2.23), с учетом (6.74), (6.78) и (6.79) получаем

$$\sigma_\rho = \frac{1}{3\xi_i} \frac{\partial f_2(z)}{\partial z} \left(3 + \frac{R^2}{\rho^2} \right) + (C_5 z - 2C_6)z + \frac{C_5}{2} \rho^2 - C_5 R^2 \ln \rho + C_7, \quad (6.85)$$

$$\sigma_z = (C_5 z - 2C_6)z + \frac{C_5}{2} \rho^2 - C_5 R^2 \ln \rho + C_7. \quad (6.86)$$

Из граничного условия $\sigma_{\rho 2} = \sigma_{\rho 1 \text{ ср}}$ при $z=0$ и $\rho=1$, находим, что

$$C_7 = - \frac{3}{\sqrt{3 + [f_1'(1)]^2 + \left(\frac{m}{R^2 - 1}\right)^2}} - \frac{\beta}{2} h - \frac{C_5}{2} - \frac{1}{3\xi_i} \left. \frac{\partial f_2(z)}{\partial z} \right|_{z=0} (3 + R^2) - q_{\text{тр}}. \quad (6.87)$$

Далее задачу можно решить при любом выборе функций $f_1(\rho)$ и $f_2(z)$, однако для максимального упрощения окончательных выражений конкретизируем $f_1(\rho)$ в виде $f_1(\rho) = -h$, что соответствует плоской форме горизонтальных границ области 1, а $f_2(z)$ конкретизируем в линейном виде: $f_2(z) = v_0(1 + z/h)$. С учетом этого

$$f_1'(\rho) = 0, \quad \frac{\partial f_2(z)}{\partial z} = \frac{v_0}{h}, \quad \frac{\partial^2 f_2(z)}{\partial z^2} = 0. \quad (6.88)$$

Тогда из (6.83) при $\rho=1$ и $z=0$

$$\cos \gamma_1 = \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{2mh}{R^2 - 1}\right)^2}}. \quad (6.89)$$

Подставляя (6.88) в (6.75), получаем

$$\xi_i = 0,816 \frac{v_0}{h} \sqrt{\left(\frac{R}{\rho}\right)^4 + 1,5 + 0,5m^2 \rho^2}. \quad (6.90)$$

При средних значениях $R=2$, $\rho_{\text{ср}}=0,5(R+1)=1,5$, $m=1,5$, получается $(R/\rho)^4=3,16$, а $1,5+0,5m^2\rho^2=4,05$. С учетом этого, аналогично выражению (6.40), линеаризуем выражение (6.90), приведя его к виду:

$$\xi_i = 0,816 \frac{v_0}{h} \left(0,4 \frac{R^2}{\rho^2} + \sqrt{1,5 + 0,5m^2 \rho^2} \right).$$

Так как при тех же средних значениях $0,5m^2\rho^2=2,55 > 1,5$, то окончательно

$$\xi_i = \frac{v_0}{h} \left(0,326 \frac{R^2}{\rho^2} + 0,4 + 0,577m\rho \right).$$

Тогда

$$\begin{aligned}\xi_{ic\rho} &= \frac{1}{\pi(R^2 - 1)} \int_1^R \xi_i 2\pi\rho d\rho = \\ &= \frac{v_0}{\pi(R^2 - 1)} [0,652R^2 \ln R + 0,4R^2 - 0,4 + 0,385m(R^3 - 1)].\end{aligned}\quad (6.91)$$

Из соотношения (4.68) с учетом (6.80), (6.85), (6.86), (6.88), а также того, что на конической поверхности пуансона

$$z = (1 - \rho) \operatorname{ctg} \alpha, \quad (6.92)$$

находим

$$\begin{aligned}\sigma_n &= C_5 \operatorname{ctg}^2 \alpha (1 - \rho)^2 - 2C_6 \operatorname{ctg} \alpha (1 - \rho) - C_5 R^2 \ln \rho + \\ &+ \frac{C_5}{2} \rho^2 + \frac{v_0 \cos^2 \alpha}{3h\xi_i} \left(3 + \frac{R^2}{\rho^2} \right) - [C_5 \operatorname{ctg} \alpha (1 - \rho) - C_6] \left(\frac{R^2 - \rho^2}{\rho} \right) \sin 2\alpha + C_7.\end{aligned}\quad (6.93)$$

Из второго выражения системы (4.68) и разъяснения к нему, согласно которому $0,5(\sigma_z - \sigma_\rho) = \beta\mu_1$, учитывая (6.80) и (6.92), находим касательное напряжение на конической поверхности пуансона:

$$\tau = \beta\mu_1 \sin 2\alpha + [C_6 - C_5(1 - \rho) \operatorname{ctg} \alpha] \left(\frac{R^2}{\rho} - \rho \right). \quad (6.94)$$

С учетом (6.71), (6.84), (6.87), (6.88), (6.90), (6.92) и (6.93) удельное деформирующее усилие на поверхности пуансона будет равно:

$$\begin{aligned}q_k &= \frac{2}{R^2 - 1} \int_1^R (|\sigma_n| + |\tau| \operatorname{ctg} \alpha) \rho d\rho = \sqrt{\frac{3}{3 + \left(\frac{m}{R^2 - 1} \right)^2}} + 0,55h + \\ &+ 1,1 \frac{0,5 + \mu_1 \frac{\sin \alpha - \cos \alpha}{\sin \alpha + \cos \alpha}}{(R^2 - 1)^2 h} [R^2 - 0,25 - 0,75R^4 + R^4 \ln R + \\ &+ \cos^2 \alpha (2,667R^3 - 2R^2 - R^4 + 0,333)] + \frac{(3 \sin^2 \alpha + R^2)(R^2 - 1) - 2 \cos^2 \alpha R^2 \ln R}{1,956R^2 \ln R + 1,2R^2 - 1,2 + 1,155m(R^3 - 1)} + \\ &+ 0,734\mu_1 \frac{2R + 1}{(R + 1)^2} \frac{(\sin \alpha - \cos \alpha) \sin 2\alpha}{\sin \alpha + \cos \alpha} + 2,2\mu_1 \cos^2 \alpha + 2,2\mu h_{II} \cos \gamma.\end{aligned}\quad (6.95)$$

Подставив в (6.95) $m=0$, получим удельное деформирующее усилие

обычного выдавливания:

$$\begin{aligned}
 q = 1 + 0,55h + 1,1 \frac{0,5 + \mu \frac{\sin \alpha - \cos \alpha}{\sin \alpha + \cos \alpha}}{(R^2 - 1)^2 h} [R^2 - 0,25 - 0,75R^4 + R^4 \ln R + \\
 + \cos^2 \alpha (2,667R^3 - 2R^2 - R^4 + 0,333)] + \frac{(3 \sin^2 \alpha + R^2)(R^2 - 1) - 2 \cos^2 \alpha R^2 \ln R}{1,956R^2 \ln R + 1,2R^2 - 1,2} + \\
 + 0,734\mu \frac{2R + 1}{(R + 1)^2} \frac{(\sin \alpha - \cos \alpha) \sin 2\alpha}{\sin \alpha + \cos \alpha} + 2,2\mu \cos^2 \alpha + 2,2\mu h_{\pi}. \quad (6.96)
 \end{aligned}$$

Высота очага пластической деформации определяется из условия (3.21), но так как в (6.95) μ_1 с учетом (6.82) и (6.89) зависит от h сложным образом, то в результате получается трансцендентное уравнение, требующее численных методов решения с помощью ЭВМ. Поэтому для упрощения положим, что высота очага пластической деформации как для обычного выдавливания так и для выдавливания с кручением определяется по (3.21) на основе (6.96):

$$\begin{aligned}
 h = \frac{1,414}{R^2 - 1} \sqrt{\left(0,5 + \mu \frac{\sin \alpha - \cos \alpha}{\sin \alpha + \cos \alpha}\right) \times \\
 \times [R^2 - 0,25 - 0,75R^4 + R^4 \ln R + \cos^2 \alpha (2,667R^3 - 2R^2 - R^4 + 0,333)]}. \quad (6.97)
 \end{aligned}$$

Если $h < h_0 = (R-1)\operatorname{ctg} \alpha$, то надо принимать $h = h_0$. Если $H < h$, то в (6.95) и (6.96) следует подставлять текущее значение $h = H$.

Примененная в данной работе схематизация очага пластической деформации значительно ближе соответствует реально наблюдаемой форме очага, чем традиционно принимаемая схематизация с границами в виде двух концентрических сферических поверхностей. Это обуславливает то, что формула (6.96) не имеет ограничений в применении в отличие от известной формулы Перлина - Сторожева [150], которая неприменима при $H < (R - \cos \alpha) / \sin \alpha$.

Максимальное давление на стенку матрицы найдем из (6.85) с учетом (6.87) и (6.88) при $\rho = R$ и $z = -h_0 = -(R-1)\operatorname{ctg} \alpha$:

$$p = |\sigma_p| = \sqrt{\frac{3}{3 + \left(\frac{m}{R^2 - 1}\right)^2} + \frac{(R^2 - 1)^2}{3[0,652R^2 \ln R + 0,4R^2 - 0,4 + 0,385m(R^3 - 1)]} - 0,5C_5(R^2 - 1) + C_5R^2 \ln R - [C_5(R - 1)\operatorname{ctg}\alpha + 2C_6](R - 1)\operatorname{ctg}\alpha + 0,55h + q_{\text{тр}}}. \quad (6.98)$$

С учетом того, что касательное напряжение не может превышать своей предельной величины $0,577n_1$, на относительный угол закручивания m налагается некоторое ограничение. Из пятой формулы системы (2.23) с учетом (6.74) и (6.91) при $\rho_{\text{max}}=R$ получаем

$$\tau_{z0\text{max}} = \frac{1}{3} \frac{mR(R^2 - 1)}{0,652R^2 \ln R + 0,4R^2 - 0,4 + 0,385m(R^3 - 1)} \leq 0,577n_1,$$

откуда предельная величина

$$m_{\text{пред}} = \frac{1,129R^2 \ln R + 0,692R^2 - 0,692}{R^3(1 - 0,666n_1) - R + 0,666n_1}. \quad (6.99)$$

Если $m > m_{\text{пред}}$, то следует принимать $m = m_{\text{пред}}$.

Сравнение полученных теоретических результатов с данными других исследователей показывает хорошую сходимость. По работе [94]: $R=2,667$, $h_{\text{ш}}=0,4$, $s=0,5$, $\varphi=0,56$ рад, $\mu=0,5$, $\alpha=90^\circ$, $n_1=1,5$, экспериментально зафиксированное снижение усилия при кручении составило 27%, т.е. $(q_k/q)_{\text{т}}=0,73$. Согласно теоретическому расчету $m_{\text{пред}}=4,19$, т.е. принималось $m=1,12$, с учетом чего $h=0,996$, $\gamma=10,38^\circ$, $\gamma_1=20,05^\circ$, $\mu_1=0,47$, $q_k=3,905$, $q=5,235$, $(q_k/q)_{\text{т}}=0,746$. Таким образом, расхождение с экспериментом $\delta=2,1\%$. Для обычного выдавливания по экспериментально проверенной формуле Перлина - Сторожева [150] $q=5,194$, т.е. расхождение $\delta=0,8\%$.

6.4. Выводы по главе 6

1. Для выдавливания с кручением получены зависимости, позволяющие определять как величины удельного деформирующего усилия и максималь-

ного давления на стенку матрицы, так и условия проскальзывания заготовки относительно рабочих поверхностей инструмента.

2. Установлено, что снижение осевого усилия при выдавливании с кручением на 25-35% обусловлено приведением штампуемого материала в пластическое состояние за счет скручивания, а также изменением направления действия сил контактного трения.

3. По сравнению с обычным выдавливанием при выдавливании с кручением происходит значительное (на 30% и более) снижение максимального давления на стенку матрицы, то есть выдавливание с кручением расширяет технологические возможности не только за счет уменьшения потребного усилия прессы, но и за счет возможности штамповки в той же матрице с большим обжатием или более труднодеформируемых материалов, чем при обычном выдавливании.

4. При выдавливании с кручением в определенных пределах ($0 < \varphi/s < 3$) работа деформирования будет меньше, а стойкость пуансона – в 1,3 – 1,5 раза выше, чем при обычном выдавливании.

5. Полученные результаты особенно важны для совершенствования технологии прошивки слитков в гильзы на трубопрокатных агрегатах с пилгримовыми станами (Северский, Челябинский, Таганрогский трубные заводы) и на станах прессвалковой прошивки (Волжский трубный завод), а также для реконструкции этих агрегатов.

ГЛАВА 7

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ НАПРЯЖЕННОГО
СОСТОЯНИЯ ПРИ ВЫДАВЛИВАНИИ ТРУДНОДЕФОР-
МИРУЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ В ОБОЛОЧКАХ И РЕДУЦИ-
РОВАНИИ ТРУБНЫХ ЗАГОТОВОК НА ОПРАВКЕ

7.1. Прямое выдавливание стержневых
изделий в оболочках

Расчетная схема прямого выдавливания сердечника из труднодеформируемого материала в оболочке из пластичного материала приведена на рис. 7.1. В решении используем сферические координаты ρ , φ и θ , а также полные величины напряжений.

Примем, что течение в очаге пластической деформации, сосредоточенном в коническом участке матрицы, происходит по радиусу ρ . Тогда скорости течения по координатам φ и θ будут равны нулю: $v_\varphi = v_\theta = 0$. При этом известные соотношения, определяющие скорости деформаций, принимают вид:

$$\xi_\rho = \frac{\partial v_\rho}{\partial \rho}, \quad \xi_\varphi = \xi_\theta = \frac{v_\rho}{\rho}, \quad \eta_{\varphi\rho} = \frac{1}{\rho} \frac{\partial v_\rho}{\partial \varphi}. \quad (7.1)$$

Подставляя их в условие несжимаемости $\xi_\rho + \xi_\varphi + \xi_\theta = 0$ и решая полученное уравнение, находим $v_\rho = f(\varphi)/\rho^2$, где неизвестная функция $f(\varphi)$ определяется из граничного условия $v_\rho = -v_0 \cos \varphi$ при $\rho = b$, с учетом которого получаем:

$$v_\rho = -v_0 \frac{b^2}{\rho^2} \cos \varphi. \quad (7.2)$$

Подставляя (7.2) в (7.1), находим:

$$\xi_\rho = 2v_0 \frac{b^2}{\rho^3} \cos \varphi, \quad \xi_\varphi = \xi_\theta = -v_0 \frac{b^2}{\rho^3} \cos \varphi, \quad \eta_{\varphi\rho} = v_0 \frac{b^2}{\rho^3} \sin \varphi. \quad (7.3)$$

Интенсивность скоростей деформаций определяем по известному выражению:

$$\xi_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\xi_\rho - \xi_\theta)^2 + (\xi_\theta - \xi_\varphi)^2 + (\xi_\varphi - \xi_\rho)^2} + \frac{3}{2} \eta_{\varphi\rho}^2 = \frac{v_0 b^2}{\sqrt{3} \rho^3} \sqrt{11 \cos^2 \varphi + 1}. \quad (7.4)$$

С учетом (7.3) и (7.4) в соответствии с известными уравнениями Леви-Мизеса напряжения можно записать следующим образом:

$$\begin{cases} \sigma_\rho = \sigma + \frac{2}{3} \frac{\sigma_s}{\xi_i} \xi_\rho = \sigma + \frac{4}{\sqrt{3}} \frac{\cos \varphi}{\sqrt{11 \cos^2 \varphi + 1}} \sigma_s, \\ \sigma_\varphi = \sigma_\theta = \sigma + \frac{2}{3} \frac{\sigma_s}{\xi_i} \xi_\varphi = \sigma - \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{\cos \varphi}{\sqrt{11 \cos^2 \varphi + 1}} \sigma_s, \\ \tau_{\varphi\rho} = \frac{1}{3} \frac{\sigma_s}{\xi_i} \eta_{\varphi\rho} = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{\sin \varphi}{\sqrt{11 \cos^2 \varphi + 1}} \sigma_s. \end{cases} \quad (7.5)$$

где $\sigma = (\sigma_\rho + \sigma_\varphi + \sigma_\theta)/3$ - среднее главное напряжение.

Уравнения равновесия в данном случае имеют вид:

$$\begin{cases} \rho \frac{\partial \sigma_\rho}{\partial \rho} + \frac{\partial \tau_{\rho\varphi}}{\partial \varphi} + 2\sigma_\rho - 2\sigma_\varphi + \tau_{\rho\varphi} \operatorname{ctg} \varphi = 0, \\ \frac{\partial \sigma_\varphi}{\partial \varphi} + 3\tau_{\varphi\rho} = 0. \end{cases} \quad (7.6)$$

Интегрируя второе уравнение системы (7.6), находим:

$$\sigma_\varphi = -\int 3\tau_{\rho\varphi} d\varphi + f(\rho), \quad (7.7)$$

где $f(\rho)$ - произвольная функция от ρ .

$$\text{Используя условие пластичности в виде:} \quad \sigma_\rho - \sigma_\varphi = \sigma_s, \quad (7.8)$$

с учетом (7.7) и того, что согласно (7.5) $\tau_{\rho\varphi} = f(\varphi)$, можно первое уравнение системы (7.6) привести к виду:

$$-\rho f'(\rho) = \frac{\partial \tau_{\varphi\rho}}{\partial \rho} + \tau_{\varphi\rho} \operatorname{ctg} \varphi + 2\sigma_s. \quad (7.9)$$

Так как левая часть этого уравнения зависит только от ρ , а правая - только от φ , то для обеспечения равенства они должны быть равны постоянной величине C_1 . Таким образом,

$$\frac{\partial \tau_{\varphi\rho}}{\partial \rho} + \tau_{\varphi\rho} \operatorname{ctg} \varphi + 2\sigma_s = C_1,$$

откуда:
$$\tau_{\varphi\rho} = \frac{1}{\sin \varphi} [(2\sigma_s - C_1) \cos \varphi + C_2]. \quad (7.10)$$

Из левой части уравнения (7.9) получаем: $f(\rho) = -C_1 \ln \rho + C_3. \quad (7.11)$

Произвольные постоянные C_1 , C_2 и C_3 в этих выражениях находятся отдельно для сердечника и оболочки. Введем далее соответствующие индексы: для сердечника - с, а для оболочки - о.

Граничные условия для сердечника имеют вид: $\tau_{\rho\varphi} = 0$ при $\varphi = 0$, $\tau_{\rho\varphi} = -\mu_1 \sigma_s^0$ при $\varphi = \gamma$, откуда:

$$C_1^c = 2\sigma_s^c - \frac{\mu_1 \sigma_s^0 \sin \gamma}{1 - \cos \gamma}, \quad (7.12)$$

$$C_2^c = -\frac{\mu_1 \sigma_s^0 \sin \gamma}{1 - \cos \gamma}. \quad (7.13)$$

Граничные условия для оболочки имеют вид: $\tau_{\rho\varphi} = -\mu_1 \sigma_s^0$ при $\varphi = \gamma$, $\tau_{\rho\varphi} = \mu \sigma_s^0$ при $\varphi = \alpha$, откуда

$$C_1^o = \sigma_s^o \left(2 + \frac{\mu \sin \alpha + \mu_1 \sin \gamma}{\cos \gamma - \cos \alpha} \right), \quad (7.14)$$

$$C_2^o = \sigma_s^o \left(\mu \sin \alpha + \frac{\mu \sin \alpha + \mu_1 \sin \gamma}{\cos \gamma - \cos \alpha} \right). \quad (7.15)$$

Произвольная постоянная C_3 определяется для оболочки и сердечника из следующего граничного условия, учитывающего силу трения заготовки о цилиндрический выходной участок матрицы, отнесенную ко всей площади поперечного сечения выдавленной части системы:

$$\sigma_\rho = -q_{\text{тр}} = -2\mu \sigma_s^0 H \cos \gamma / r \quad \text{при } \rho = a \text{ и } \varphi = \gamma. \quad (7.16)$$

Подставляя в уравнение (7.7) выражение (7.11) и третье уравнение системы (7.5) и находя с учетом (7.8) произвольную постоянную C_3 из условия (7.16), получим выражения для определения радиальных и тангенциальных напряжений в сердечнике и оболочке:

$$\sigma_{\rho}^c = -C_1^c \ln \frac{\rho}{a} - \sqrt{\frac{3}{11}} \sigma_s^c \ln \frac{\cos \gamma + \sqrt{\cos^2 \gamma + \frac{1}{11}}}{\cos \varphi + \sqrt{\cos^2 \varphi + \frac{1}{11}}} - \frac{2\mu \sigma_s^o H}{r} \cos \gamma, \quad (7.17)$$

$$\sigma_{\rho}^o = -C_1^o \ln \frac{\rho}{a} - \sqrt{\frac{3}{11}} \sigma_s^o \ln \frac{\cos \gamma + \sqrt{\cos^2 \gamma + \frac{1}{11}}}{\cos \varphi + \sqrt{\cos^2 \varphi + \frac{1}{11}}} - \frac{2\mu \sigma_s^o H}{r} \cos \gamma, \quad (7.18)$$

$$\sigma_{\varphi}^c = -\sigma_s^c - C_1^c \ln \frac{\rho}{a} - \sqrt{\frac{3}{11}} \sigma_s^c \ln \frac{\cos \gamma + \sqrt{\cos^2 \gamma + \frac{1}{11}}}{\cos \varphi + \sqrt{\cos^2 \varphi + \frac{1}{11}}} - \frac{2\mu \sigma_s^o H}{r} \cos \gamma, \quad (7.19)$$

$$\sigma_{\varphi}^o = -\sigma_s^o - C_1^o \ln \frac{\rho}{a} - \sqrt{\frac{3}{11}} \sigma_s^o \ln \frac{\cos \gamma + \sqrt{\cos^2 \gamma + \frac{1}{11}}}{\cos \varphi + \sqrt{\cos^2 \varphi + \frac{1}{11}}} - \frac{2\mu \sigma_s^o H}{r} \cos \gamma. \quad (7.20)$$

Очевидно, что для начала пластической деформации в сердечнике напряжения, определяемые по выражениям (7.19) и (7.20) при $\rho=b$ и $\varphi=\gamma$, должны быть равны между собой. Отсюда, используя очевидное соотношение $b/a=R/r$, можно найти, что для выполнения этого равенства отношение пределов текучести материалов сердечника и оболочки должно быть равно:

$$\frac{\sigma_s^c}{\sigma_s^o} = \frac{1 + \left(2 + \frac{\mu \sin \alpha + \mu_1 \sin \gamma}{\cos \gamma - \cos \alpha} + \frac{\mu_1 \sin \gamma}{1 - \cos \gamma} \right) \ln \frac{R}{r}}{1 + 2 \ln \frac{R}{r}}, \quad (7.21)$$

где $\sin \gamma = \frac{R_1}{R} \sin \alpha$, $\cos \gamma = \sqrt{1 - \sin^2 \gamma}$.

Если это отношение в реальном процессе будет отличаться от расчетного в большую сторону, то тензор напряжений будет недостаточен для создания пластического состояния в сердечнике, и пластическое состояние возникнет лишь в более мягком материале системы - оболочке.

Подсчитанные по формуле (7.21) значения хорошо согласуются с экс-

периментальными данными работы [106]. Так при $\alpha=45^\circ$, $R=30$ мм, $r=18$ мм (степень деформации $e_f=\ln(R/r)^2=1$), $R_1=27$ мм и $\mu=\mu_1=0,3$ $(\sigma_s^c/\sigma_s^o)_r=2,78$, $(\sigma_s^c/\sigma_s^o)_s=2,7$, т.е. расхождение $\delta=2,9\%$. При $\alpha=45^\circ$, $R=30$ мм, $r=10$ мм ($e_f=2,2$), $R_1=22$ мм и $\mu=\mu_1=0,5$ $(\sigma_s^c/\sigma_s^o)_r=4,46$, $(\sigma_s^c/\sigma_s^o)_s=4,5$, т.е. $\delta=0,9\%$.

Проведенное исследование позволило разработать ряд принципиально новых способов выдавливания стержневых изделий с использованием оболочек, признанных изобретениями [192, 195, 196].

7.2. Редуцирование полых изделий на оправке

Расчетная схема редуцирования трубной заготовки на оправке представлена на рис. 7.2. Аналогично разделу 4.3 сначала рассмотрим кинематическое состояние в торовой системе координат. Подходящие функции скоростей течения металла выберем в следующем виде:

$$v_\varphi=v_\theta=0, \quad v_\rho=f(\rho,\varphi). \quad (7.23)$$

Подставляя их в (4.2), находим скорости деформаций:

$$\left\{ \begin{array}{l} \xi_\rho = \frac{\partial v_\rho}{\partial \rho}, \\ \xi_\theta = \frac{v_\rho \sin \varphi}{r + \rho \sin \varphi}, \\ \xi_\varphi = \frac{v_\rho}{\rho}, \end{array} \right. \quad (7.24)$$

с учетом которых из условия несжимаемости (4.3) получаем уравнение

$$\frac{\partial v_\rho}{\partial \rho} + \frac{v_\rho \sin \varphi}{r + \rho \sin \varphi} + \frac{v_\rho}{\rho} = 0,$$

решая которое, находим

$$v_\rho = \frac{f(\varphi)}{\rho(r + \rho \sin \varphi)}. \quad (7.25)$$

Произвольную функцию интегрирования определяем из граничного условия $v_\rho=v_0 \cos \varphi$ при $\rho=a$, откуда

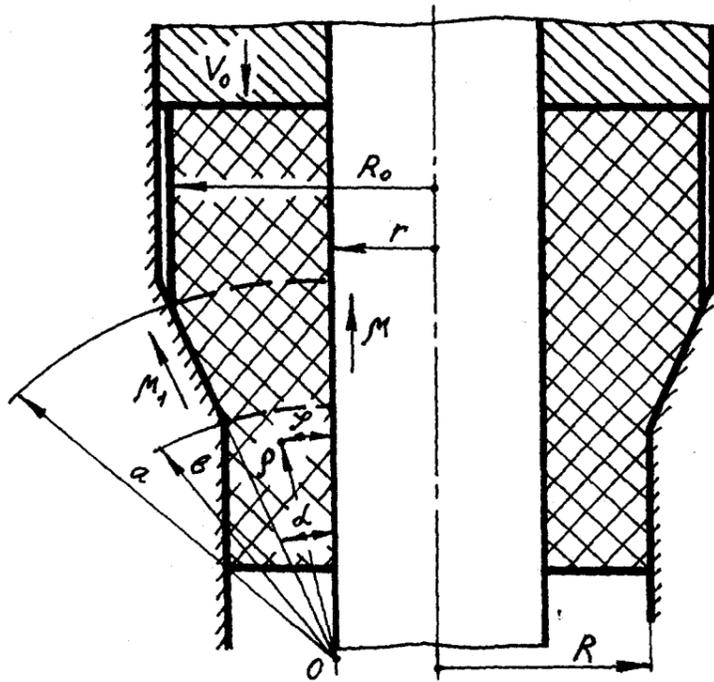


Рис. 7.2. Схема редуцирования трубной заготовки на оправке

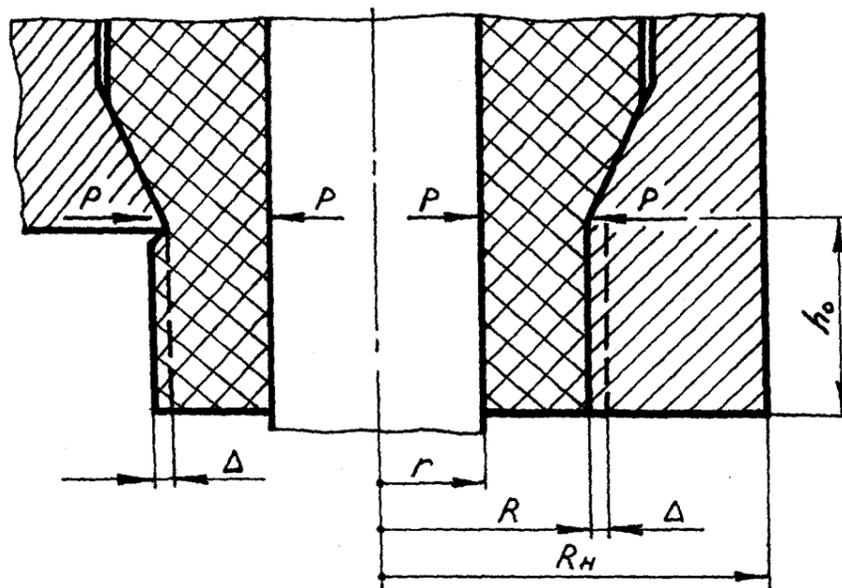


Рис. 7.3. Схема к определению нормальных давлений в выходном цилиндрическом участке с учетом упругой деформации инструмента

$$f(\varphi) = v_0 a \cos \varphi (r + a \sin \varphi).$$

Тогда окончательно

$$v_\rho = v_0 \frac{a \cos \varphi (r + a \sin \varphi)}{\rho (r + \rho \sin \varphi)}. \quad (7.26)$$

Так как при редуцировании угол $\alpha \leq 15^\circ$ [164], то с учетом (7.26) и (7.24) видно, что $\xi_\theta \approx 0$, т.е. деформированное состояние можно считать плоским и от торových координат перейти к полярным координатам, для которых скорости деформаций принимают вид:

$$\xi_\rho = \frac{\partial v_\rho}{\partial \rho}, \quad \xi_\theta = 0, \quad \xi_\varphi = \frac{v_\rho}{\rho}. \quad (7.27)$$

Подставляя (7.27) в (4.3) с учетом (7.23) и решая полученное уравнение, на-

ходим
$$v_\rho = \frac{f_1(\varphi)}{\rho}. \quad (7.28)$$

Далее, полностью аналогично анализу, изложенному в разделе 4.3, можно показать, что напряжения определяются выражениями:

$$\sigma_\rho = -\beta \sigma_s \left(1 + \frac{\mu + \mu_1}{\alpha} \right) \ln \rho + C, \quad (7.29)$$

$$\sigma_\varphi = -\beta \sigma_s - \beta \sigma_s \left(1 + \frac{\mu + \mu_1}{\alpha} \right) \ln \rho + C, \quad (7.30)$$

где σ_s - среднее по очагу пластической деформации напряжение текучести; $\sigma_s = 0,5(\sigma_{s0} + \sigma_{sk})$, где σ_{s0} - исходное напряжение текучести, σ_{sk} - напряжение текучести упрочненного в результате редуцирования материала.

Так как деформированное состояние при редуцировании является стационарным, то необходимая для определения σ_{sk} накопленная деформация равна логарифму отношения начальной площади к конечной:

$$e_i = \ln \frac{R_0^2 - r^2}{R^2 - r^2}. \quad (7.31)$$

Произвольную постоянную C находим из граничного условия

$\sigma_\rho = -q_{тр}$ при $\rho = b$, где $q_{тр}$ - удельная сила трения в выходном цилиндриче-

ском участке матрицы. На основании этого,

$$C = \beta \sigma_s \left(1 + \frac{\mu + \mu_1}{\alpha} \right) \ln b - q_{\text{тр}}. \quad (7.32)$$

Определение $q_{\text{тр}}$ требует особого обсуждения. В работе [150] для определения аналогичной величины при прямом выдавливании принимается, что нормальное давление на стенку матрицы на данном участке равно напряжению текучести. При этом указывается, что фактически это давление меньше, поскольку матрица не является абсолютно жесткой, а сама упруго деформируется. В работах [57, 164] та же величина нормального давления принимается и в случае редуцирования, что представляется нам необоснованно завышенным, так как радиальные давления при редуцировании значительно меньше, чем при выдавливании, а их неточное завышенное определение приводит к необоснованным ограничениям возможности применения редуцирования, для которого, в отличие от выдавливания, вопросы устойчивости и отсутствия пластических деформаций для участка заготовки, расположенного выше очага пластической деформации, являются весьма существенными. Для рассматриваемого случая редуцирования это завышение усугубляется еще и тем, что приводит к завышенной оценке не только трения между матрицей и заготовкой, но и между заготовкой и оправкой. Поэтому, задачу определения нормального давления и, соответственно, трения необходимо решать в более точной постановке, т.е. с учетом упругой деформации инструмента.

Расчетная схема представлена на рис. 7.3. Поскольку на границе между коническим и выходным цилиндрическим участками матрицы металл заготовки находится еще в пластическом состоянии, то будем, аналогично работам [57, 150, 164], считать, что в этом сечении металл заготовки сжат давлениями $p = \sigma_{\text{ск}}$. Если бы за коническим участком матрицы отсутствовал выходной цилиндрический участок (рис. 7.3, слева), то по закону наличия упругих деформаций при пластических деформациях, на выходе из матрицы произошла бы упругая разгрузка деформированной заготовки, с увеличением ее

радиального размера на величину Δ .

Далее, как для металла заготовки, так и для инструмента будем считать справедливым решение задачи Ляме в зоне выходного цилиндрического участка (влиянием расположенных выше участков инструмента и заготовки пренебрегаем). Тогда, величина Δ , на которую изделие сжато в конце пластической области, определяется выражением:

$$\Delta = \left| \frac{1-\nu}{E_1} \frac{(pr^2 - pR^2)}{R^2 - r^2} R - \frac{1+\nu}{E_1} \frac{r^2 R^2}{R} \frac{p-p}{R^2 - r^2} \right| = p \frac{1-\nu}{E_1} R = \sigma_{ск} \frac{1-\nu}{E_1} R. \quad (7.33)$$

Поскольку в реальном инструменте на выходе имеется цилиндрический участок матрицы (рис. 7.3, справа), который препятствует упругой разгрузке изделия, то можно считать, что величина Δ есть величина натяга между изделием и этим участком матрицы. Из условия совместности перемещений аналогично [159] можно показать, что при разных модулях упругости давление от натяга между двумя цилиндрами будет равно:

$$p_M = \frac{\Delta}{R} \cdot \frac{EE_1}{\frac{E_1[(1-\nu)R^2 + (1+\nu)R_n^2]}{R_n^2 - R^2} + \frac{E[(1-\nu)R^2 + (1+\nu)r^2]}{R^2 - r^2}}, \quad (7.34)$$

где E - модуль упругости инструмента (матрицы), а E_1 - модуль упругости материала изделия. Полученное выражение (7.34) является более общим по сравнению с приведенным в [159] и переходит в него в частном случае $E=E_1$. Подставив (7.33) в (7.34), найдем давление между изделием и матрицей:

$$p_M = \sigma_{ск} \cdot \frac{(1-\nu)E}{\frac{E_1[(1-\nu)R^2 + (1+\nu)R_n^2]}{R_n^2 - R^2} + \frac{E[(1-\nu)R^2 + (1+\nu)r^2]}{R^2 - r^2}}. \quad (7.35)$$

Давление между изделием и оправкой найдем из условия совместности перемещения поверхности их контакта. Для оправки, являющейся сплошным стержнем, перемещение

$$u = -p_0 \frac{1-\nu}{E} r, \quad (7.36)$$

$$\text{а для изделия} \quad u = \frac{r}{E_1(R^2 - r^2)} \left\{ p_0 [(1 - \nu)r^2 + (1 + \nu)R^2] - 2p_m R^2 \right\}. \quad (7.37)$$

Приравнивая (7.36) и (7.37), находим:

$$p_0 = \frac{2p_m R^2}{(1 - \nu)r^2 + (1 + \nu)R^2 + (1 - \nu)(R^2 - r^2)E_1 / E}. \quad (7.38)$$

Определяя суммарную силу трения на поверхностях контакта изделия с матрицей и оправкой с учетом закона трения Амонтона-Кулона и относя эту силу к площади проредуцированного конца изделия, находим удельную силу трения в выходном участке матрицы:

$$q_{\text{тр}} = \frac{2h_0(\mu_1 R p_m + \mu r p_0)}{R^2 - r^2}. \quad (7.39)$$

Для частного случая редуцирования стали $E=E_1$ и выражения (7.35) и (7.38) значительно упрощаются:

$$p_m = p_0 = \sigma_{\text{ск}} \frac{1 - \nu}{2} \left[1 - \left(\frac{R}{R_H} \right)^2 \right]. \quad (7.40)$$

Выражение (7.40) получено с учетом того, что в данном случае можно считать изделие совместно с оправкой монолитом и подставлять $r=0$.

С учетом (7.40) и того, что коэффициент Пуассона $\nu=0,3$, формула (7.39) принимает конкретный для данного случая вид:

$$q_{\text{тр}} = 0,7 \sigma_{\text{ск}} h_0 \frac{\mu_1 R + \mu r}{R^2 - r^2} \left[1 - \left(\frac{R}{R_H} \right)^2 \right]. \quad (7.41)$$

Возможность осуществления редуцирования с учетом (7.29) и (7.32), с выражением a и b через R_0 , R , r , с заменой для удобства малого значения угла α на $\sin \alpha$ и с подстановкой соответствующего плоскому деформированному состоянию $\beta=1,155$, определяется выражением

$$q = \left| \sigma_\rho \right|_{\rho=a} = 0,577(\sigma_{s0} + \sigma_{\text{ск}}) \left(1 + \frac{\mu + \mu_1}{\sin \alpha} \right) \ln \frac{R_0 - r}{R - r} + q_{\text{тр}} \leq [\sigma], \quad (7.42)$$

где $[\sigma]$ - напряжение, допускаемое из условия отсутствия пластических де-

формаций в части заготовки, расположенной выше очага пластической деформации; в начале редуцирования его следует принимать равным σ_{s0} , а по мере приближения к концу процесса оно может и превышать эту величину, поскольку проредуцированный конец сдерживает деформацию свободной части в поперечном направлении, фактически сводя эту возможную деформацию к высадке с пластическим трением по торцу свободной части, а не к возможной в начале редуцирования осадке с минимальным трением.

Величина усилия редуцирования определяется выражением:

$$P = \pi(R_0^2 - r^2)q. \quad (7.43)$$

Полученные результаты применимы не только для анализа редуцирования на неподвижной оправке, но и для анализа редуцирования с активными силами трения, когда оправку принудительно перемещают в направлении редуцирования. В этом случае во все полученные выше выражения следует подставлять величину μ с отрицательным знаком. При этом очевидно, что величины усилия редуцирования и компонентов напряженного состояния будут уменьшаться.

Расчеты по полученным зависимостям и их сравнение с опытными данными будут приведены в главе 9.

7.3. Выводы по главе 7

1. Определены кинематическое и напряженное состояния при совместном истечении разнородных материалов в процессе выдавливания стержневых изделий. Получена формула для нахождения оптимального соотношения пределов текучести материалов системы, состоящей из труднодеформируемого сердечника и оболочки из пластичного материала. Данная формула впервые учитывает влияние толщины оболочки на процесс совместного истечения и дает значения, хорошо (с максимальным расхождением не более 3%) согласующиеся с результатами известных экспериментов [106].

2. Впервые определены напряженное и кинематическое состояния при

редуцировании полых изделий на оправке с учетом упругой деформации инструмента, что позволило повысить точность определения основных параметров процесса и снять необоснованные ограничения возможности применения редуцирования. Полученные расчетные соотношения имеют расширенную область применения, так как учитывают возможность использования при редуцировании активных сил трения путем принудительного перемещения оправки в направлении редуцирования.

ГЛАВА 8

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ВЫДАВЛИВАНИЯ И АНАЛИЗ ПОЛУЧЕННЫХ РЕЗУЛЬТАТОВ

8.1. Методики проведения экспериментальных исследований

В предыдущих главах были проведены многочисленные (94 раза) сравнения полученных теоретических результатов с экспериментальными данными других исследователей. Во всех случаях была получена хорошая сходимость (максимальное расхождение не превышало 9,7%). Однако по целому ряду рассмотренных теоретических вопросов известная экспериментальная информация либо отсутствует вовсе, либо является недостаточной или противоречивой, то есть требующей уточнения. Поэтому в соответствующих случаях требуется проведение дополнительных экспериментальных исследований, целями которых являются проверка полученных теоретических результатов и определение параметров процессов выдавливания, позволяющих максимально интенсифицировать технологические процессы получения изделий с требуемыми характеристиками.

Для достижения этих целей необходимо решить следующие задачи:

1. Определить зависимость деформированного и напряженного состояний заготовки от величины рабочего хода пуансона;
2. Для выдавливания полых изделий установить влияние формы торца пуансона на величину усилия выдавливания и качество получаемого изделия;
3. Определить влияние параметров выдавливания с раздачей заготовки на величину удельного деформирующего усилия;
4. Как для полых изделий, так и для сплошных стержней исследовать эффективность выдавливания с одновременным кручением.

На напряженно-деформированное состояние при холодном выдавливании влияют следующие факторы:

1. Свойства материала заготовки;
2. Смазка;
3. Схема деформирования, характеризующаяся:
 - а) формой торца пуансона;
 - б) геометрией полости матрицы;
 - в) направлением действия сил контактного трения;
4. Скорость деформирования;
5. Величина обжатия заготовки, характеризующаяся относительным радиусом матрицы;
6. Рабочий ход пуансона.

Для определения влияния на напряженно-деформированное состояние и предельное формоизменение при холодном выдавливании свойств материала заготовки, таких как упрочнение, пластичность и способность удерживать смазочный слой, проводятся исследования на заготовках из алюминиевых сплавов АВ, Д16, АД-31, малоуглеродистых сталей Ст. 3, 10, 20, 35, 45, а также нержавеющей стали 12Х18Н9Т. Диаграммы истинных напряжений текучести σ_s перечисленных материалов в зависимости от логарифмической деформации e_i приведены на рис. 8.1. Значения начальных напряжений текучести данных материалов в МПа приведены в таблице 8.1.

Таблица 8.1

Материал	С00	АВ	Д16	Ст.3 отож	ст.10	ст.20	ст.35 отож	ст.45 отож	12Х18Н9Т	
									-	закал
σ_{s0}	19,4	140	200	170	290	370	212	255	250	190

Значения истинных напряжений текучести получены из результатов испытаний образцов на растяжение и сжатие с заполненными смазкой выточками по торцам образцов. Применительно к горячему выдавливанию, а также для непосредственной проверки результатов теоретического анализа, полученных на основе модели жесткопластического материала, проводятся испытания на

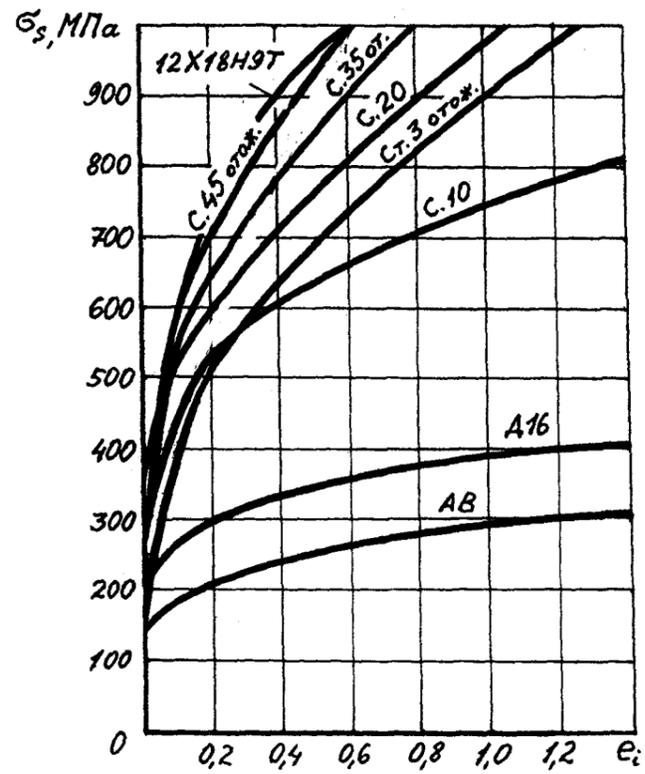


Рис. 8.1. Диаграммы истинных напряжений текучести применяемых для экспериментов материалов

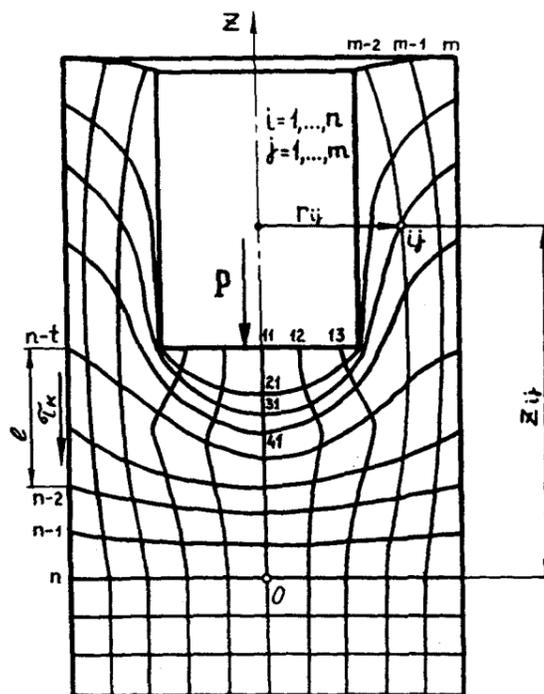


Рис. 8.2. Схема к определению напряженно-деформированного состояния заготовки методом делительных сеток

заготовках из свинца С00, напряжение текучести которого (таблица 8.1) определено по среднему значению испытаний на осадку со смазкой по торцам 5 образцов; как показали эксперименты, напряжение текучести этого материала практически не зависит от накопленной деформации e_i .

Ввиду большого количества исследований по смазке мы ограничиваемся смазками, рекомендуемыми для соответствующих материалов в литературе, и специально этот фактор не исследуем.

Для установления влияния формы торца пуансона на величину удельного деформирующего усилия, трещинообразование и угол выхода волокна макроструктуры на внутреннюю поверхность стенки стакана, выполняются эксперименты по выдавливанию пуансонами с плоской, сферической и конической формой торцев, а также с радиусными фасками.

С целью доказательства преимуществ нового способа выдавливания с раздачей заготовки [199] проводится эксперимент по выдавливанию заготовки в движущейся матрице с расширяющейся конической полостью.

Для установления влияния сил контактного трения на величину удельного деформирующего усилия выполняется эксперимент по выдавливанию крупногабаритных стаканов из стали 10 в закрепленной и в свободноплавающей матрице.

С целью определения влияния скорости деформирования на величину удельного деформирующего усилия и на изменение последнего в процессе выдавливания, проводится эксперимент по выдавливанию заготовок из стали 10 и нержавеющей стали 12Х18Н9Т с разными скоростями деформирования.

Для установления зависимостей величины удельного деформирующего усилия, трещинообразования и угла выхода волокна макроструктуры на внутреннюю поверхность стенки стакана, от обжатия заготовки, проводится выдавливание заготовок при относительных радиусах матрицы, равных 1,1, 1,2, 1,33, 1,5, 2,0.

Эксперименты выполняются на гидравлической универсальной испы-

тательной машине УИМ-50 (максимальное усилие - 0,5 МН), имеющей устройство для записи графика "усилие - ход ползуна".

Определение влияния рабочего хода пуансона на деформированное и напряженное состояния заготовки проводится по разработанной нами методике с помощью делительной сетки на основе соотношений теории конечных деформаций [143]. Напряженно-деформированное состояние заготовки при выдавливании стаканов определяется в следующей последовательности:

1. Исходными данными для расчета деформированного состояния заготовки являются радиальные координаты узлов сетки до и после деформации (соответственно, R_j и r_{ij}) и их осевые координаты после деформации z_{ij} , показанные на рис. 8.2. Измерения проводятся из центра координат, выбранного на пересечении линии нижней границы очага деформации с осью симметрии заготовки (точка О, рис. 8.2).

По исходным данным определяем хорды l_R и l_z , соединяющие точки, расположенные вокруг точки расчета деформированного состояния (рис. 8.3):

$$\begin{cases} l_R = \sqrt{[z_{i,j-1} - z_{i,j+1}]^2 + [r_{i,j+1} - r_{i,j-1}]^2}, \\ l_z = \sqrt{[z_{i+1,j} - z_{i-1,j}]^2 + [r_{i+1,j} - r_{i-1,j}]^2}. \end{cases} \quad (8.1)$$

2. С учетом величины начального шага сетки δ находим главные компоненты тензора деформаций и интенсивность деформаций:

$$\begin{cases} e_a = \ln \left\{ \frac{1}{2} \left[\sqrt{\left(\frac{l_z}{2\delta}\right)^2 + \left(\frac{l_R}{2\delta}\right)^2} + 2\frac{R_j}{r_{ij}} + \sqrt{\left(\frac{l_z}{2\delta}\right)^2 + \left(\frac{l_R}{2\delta}\right)^2} - 2\frac{R_j}{r_{ij}} \right] \right\}, \\ e_b = \ln \left\{ \frac{1}{2} \left[\sqrt{\left(\frac{l_z}{2\delta}\right)^2 + \left(\frac{l_R}{2\delta}\right)^2} + 2\frac{R_j}{r_{ij}} - \sqrt{\left(\frac{l_z}{2\delta}\right)^2 + \left(\frac{l_R}{2\delta}\right)^2} - 2\frac{R_j}{r_{ij}} \right] \right\}, \\ e_c = \ln \frac{r_{ij}}{R_j}, \\ e_i = \sqrt{e_c^2 + \frac{1}{3}(e_a - e_b)^2}. \end{cases} \quad (8.2)$$

3. Далее определяем направления главных осей результирующей деформации. Для этого необходимо найти угол сдвига $\gamma = \psi_z + \psi_R$ и угол $\lambda = \psi_z - \psi_R$. Из геометрических соотношений (рис. 8.3):

$$\begin{cases} \frac{\lambda + \gamma}{2} = \operatorname{arctg} \left(\frac{r_{i+1,j} - r_{i-1,j}}{z_{i+1,j} - z_{i-1,j}} \right), \\ \frac{\lambda - \gamma}{2} = \operatorname{arctg} \left(\frac{z_{i,j-1} - z_{i,j+1}}{r_{i,j+1} - r_{i,j-1}} \right), \end{cases} \quad (8.3)$$

находим углы γ и λ :

$$\gamma = \frac{\lambda + \gamma}{2} - \frac{\lambda - \gamma}{2}, \quad \lambda = \frac{\lambda + \gamma}{2} + \frac{\lambda - \gamma}{2}. \quad (8.4)$$

Используя формулу

$$(2\alpha - \lambda) = \operatorname{arctg} \left(\frac{l_R^2 + l_z^2}{l_R^2 - l_z^2} \operatorname{tg} \gamma \right), \quad (8.5)$$

$$\text{находим} \quad 2\alpha = (2\alpha - \lambda) + \lambda, \quad (8.6)$$

где α - угол между осью симметрии и направлением первой главной оси результирующей деформации. При этом важно учитывать, что если $l_z^2 - l_R^2 < 0$, то надо к значениям, получаемым по формуле (8.5), прибавлять величину π .

4. При расчете параметров деформации в узлах координатной сетки, лежащих на оси симметрии заготовки, используем вышеизложенный метод, но с обязательной корректировкой исходных данных в целях уменьшения погрешностей измерения и влияния возможного искривления осевой линии. Поправки Δl_R и Δl_z определяем из совместного решения уравнений

$$\begin{cases} \Delta l_R (l_R + \Delta l_R)^5 - 16\delta^3 [8\delta^3 - l_z (l_R + \Delta l_R)^2] = 0, \\ \Delta l_z = \frac{8\delta^3}{(l_R + \Delta l_R)^2} - l_z, \end{cases} \quad (8.7)$$

первое из которых удовлетворяет условию несжимаемости и минимуму суммы квадратов поправок, а второе получено из условия несжимаемости. Далее

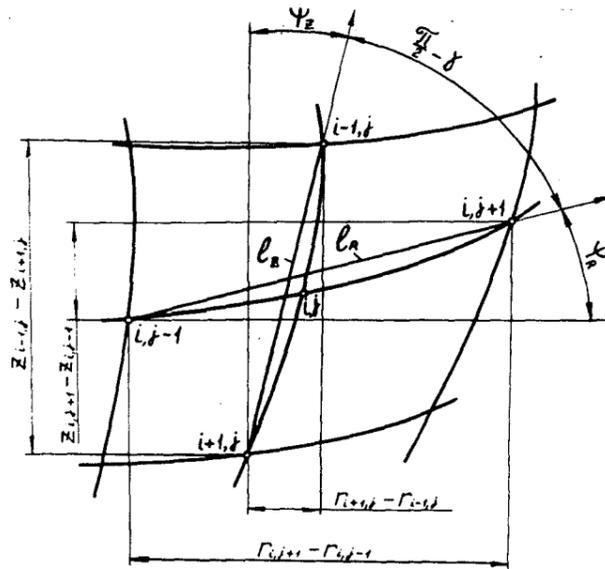


Рис. 8.3. Геометрические параметры искаженных деформацией ячеек делительной сетки

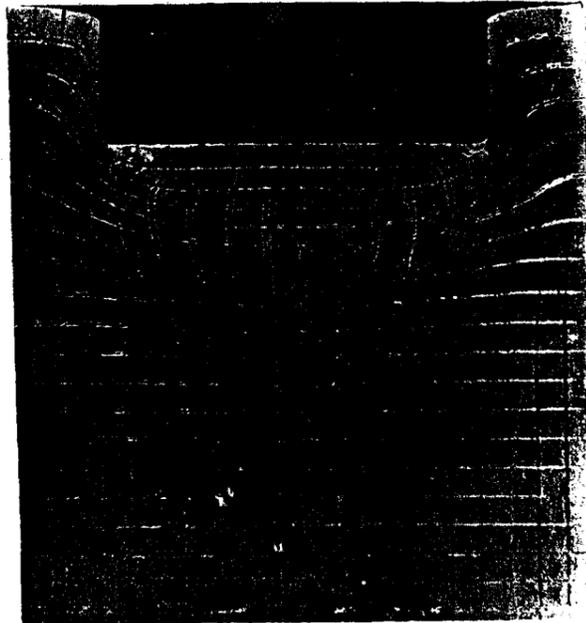


Рис. 8.4. Искаженная делительная сетка в осевой плоскости стакана из АВ при $s=0,5$

расчеты ведем по формулам (8.2), подставляя в них уточненные значения

$l'_R = l_R + \Delta l_R$, $l'_z = l_z + \Delta l_z$, и учитывая, что на оси симметрии

$$\frac{r_{ij}}{R_j} = \frac{l_R}{2\delta}, \quad (8.8)$$

а $\gamma = \lambda = 0$, $2\alpha = \pi$.

5. Некоторые затруднения вызывает расчет компонентов тензора деформаций в узлах сетки, расположенных на границе между заготовкой и матрицей, так как здесь нельзя непосредственно определять величину хорды l_R . Однако определяя угол λ как

$$\lambda = \arctg \left(\frac{z_{i,m-1} - z_{i,m}}{r_{i,m} - r_{i,m-1}} \right), \quad (8.9)$$

и учитывая, что $\gamma = -\lambda$ ($\psi_z = 0$), на основе условия несжимаемости можно найти:

$$(l_R)_m = \frac{4\delta^2}{l_z \cos \gamma}. \quad (8.10)$$

6. Определяем компоненты тензора деформаций в цилиндрической системе координат, подставляя (8.2) и (8.6) в следующие выражения:

$$\begin{cases} e_z = 0,5[-e_c + (e_a - e_b) \cos 2\alpha], \\ e_\rho = 0,5[-e_c - (e_a - e_b) \cos 2\alpha], \\ e_\theta = e_c. \end{cases} \quad (8.11)$$

7. Исходными данными для определения напряжений в заготовке являются полученные результаты расчета деформированного состояния, величина усилия деформирования в момент прерывания процесса выдавливания и кривая упрочнения деформируемого материала, выраженная зависимостью (3.110).

8. С учетом (8.2), (8.6) и (3.110) находим компоненты девиатора тензора напряжений:

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_z - \sigma = \frac{1}{3} \frac{\sigma_s}{e_i} [-e_c + (e_a - e_b) \cos 2\alpha], \\ \sigma_\rho - \sigma = \frac{1}{3} \frac{\sigma_s}{e_i} [-e_c - (e_a - e_b) \cos 2\alpha], \\ \sigma_\theta - \sigma = \frac{2}{3} \frac{\sigma_s}{e_i} e_c, \\ \tau_{\rho z} = \frac{1}{3} \frac{\sigma_s}{e_i} (e_a - e_b) \sin 2\alpha. \end{array} \right. \quad (8.12)$$

9. Далее вычисляем

$$\left\{ \begin{array}{l} (\sigma_z - \sigma_\rho)_{i,j} = (\sigma_z - \sigma)_{i,j} - (\sigma_\rho - \sigma)_{i,j}, \\ (\sigma_\theta - \sigma_\rho)_{i,j} = (\sigma_\theta - \sigma)_{i,j} - (\sigma_\rho - \sigma)_{i,j}. \end{array} \right. \quad (8.13)$$

10. По конечно-разностным формулам определяем значения частных производных по координатам Лагранжа:

$$\left\{ \begin{array}{l} \left[\frac{\partial}{\partial R} (\sigma_z - \sigma_\rho) \right]_{i,j} \cong \frac{(\sigma_z - \sigma_\rho)_{i,j+1} - (\sigma_z - \sigma_\rho)_{i,j-1}}{2\delta}, \\ \left[\frac{\partial}{\partial Z} (\sigma_z - \sigma_\rho) \right]_{i,j} \cong \frac{(\sigma_z - \sigma_\rho)_{i+1,j} - (\sigma_z - \sigma_\rho)_{i-1,j}}{2\delta}, \\ \left[\frac{\partial \tau_{\rho z}}{\partial R} \right]_{i,j} \cong \frac{(\tau_{\rho z})_{i,j+1} - (\tau_{\rho z})_{i,j-1}}{2\delta}, \\ \left[\frac{\partial \tau_{\rho z}}{\partial Z} \right]_{i,j} \cong \frac{(\tau_{\rho z})_{i+1,j} - (\tau_{\rho z})_{i-1,j}}{2\delta}. \end{array} \right. \quad (8.14)$$

11. Из уравнений равновесия в координатах Лагранжа находим:

$$\left\{ \begin{aligned}
\frac{\partial}{\partial R} \left(\frac{\sigma_z + \sigma_\rho}{2} \right)_{i,j} &= \frac{l_R l_z r}{4\delta^2 R} \left[\frac{\cos \lambda}{2} \frac{\partial}{\partial R} (\sigma_z - \sigma_\rho) + \sin \lambda \frac{\partial \tau_{\rho z}}{\partial R} \right] - \\
&- \left(\frac{l_R}{2\delta} \right)^2 \frac{r}{R} \left[\frac{1}{2} \sin(\gamma - \lambda) \frac{\partial}{\partial Z} (\sigma_z - \sigma_\rho) + \cos(\gamma - \lambda) \frac{\partial \tau_{\rho z}}{\partial Z} \right] + \\
&+ \frac{l_R}{2\delta r} \left[(\sigma_\theta - \sigma_\rho) \cos\left(\frac{\gamma - \lambda}{2}\right) - \tau_{\rho z} \sin\left(\frac{\gamma - \lambda}{2}\right) \right], \\
\frac{\partial}{\partial Z} \left(\frac{\sigma_z + \sigma_\rho}{2} \right)_{i,j} &= -\frac{l_R l_z r}{4\delta^2 R} \left[\frac{\cos \lambda}{2} \frac{\partial}{\partial Z} (\sigma_z - \sigma_\rho) + \sin \lambda \frac{\partial \tau_{\rho z}}{\partial Z} \right] + \\
&+ \left(\frac{l_z}{2\delta} \right)^2 \frac{r}{R} \left[\frac{1}{2} \sin(\gamma + \lambda) \frac{\partial}{\partial R} (\sigma_z - \sigma_\rho) - \cos(\gamma + \lambda) \frac{\partial \tau_{\rho z}}{\partial R} \right] + \\
&+ \frac{l_z}{2\delta r} \left[(\sigma_\theta - \sigma_\rho) \sin\left(\frac{\gamma + \lambda}{2}\right) - \tau_{\rho z} \cos\left(\frac{\gamma + \lambda}{2}\right) \right].
\end{aligned} \right. \quad (8.15)$$

12. Важно отметить, что для узлов сетки, расположенных на оси симметрии заготовки, нельзя определять значения частных производных по первой и третьей формулам системы (8.14), так как вследствие симметрии напряженного состояния эти формулы всегда будут давать значения, равные нулю, тогда как в действительности величины производных могут быть любыми. Используя эти формулы, авторы работы [143] делают ошибочный вывод, что на оси симметрии равны нулю и правые части уравнений (8.15).

Определяем производные полусуммы нормальных компонентов тензора напряжений на оси симметрии заготовки по экстраполяционной формуле Лагранжа, используя определенные в соседних узлах сетки значения производных:

$$\frac{\partial}{\partial R} \left(\frac{\sigma_z + \sigma_\rho}{2} \right)_{i,1} \cong \frac{\partial}{\partial R} \left(\frac{\sigma_z + \sigma_\rho}{2} \right)_{i,2} + r_{i,2} \frac{\frac{\partial}{\partial R} \left(\frac{\sigma_z + \sigma_\rho}{2} \right)_{i,2} - \frac{\partial}{\partial R} \left(\frac{\sigma_z + \sigma_\rho}{2} \right)_{i,3}}{r_{i,3} - r_{i,2}}. \quad (8.16)$$

13. Для определения нормальных компонентов тензора напряжений необходимо проинтегрировать первое выражение системы (8.15) и определить произвольную постоянную интегрирования. Так как при вычислении хорд l_z

для расчета деформированного состояния заготовки, расчетная область сократилась до линии $n-1$, а затем при расчете по формулам (8.14) - до $n-2$, то вычисляем значения вспомогательных функций F_j на этой линии (рис. 8.2):

$$\left\{ \begin{array}{l} F_1 = 0, \\ F_2 \cong \delta \left[\frac{\partial}{\partial R} \left(\frac{\sigma_z + \sigma_\rho}{2} \right)_{n-2,1} + \frac{\partial}{\partial R} \left(\frac{\sigma_z + \sigma_\rho}{2} \right)_{n-2,2} \right], \\ F_j \cong 2\delta \left\{ \frac{1}{2} \left[\frac{\partial}{\partial R} \left(\frac{\sigma_z + \sigma_\rho}{2} \right)_{n-2,1} + \frac{\partial}{\partial R} \left(\frac{\sigma_z + \sigma_\rho}{2} \right)_{n-2,j} \right] + \sum_{k=j-1}^{k=j-1} \frac{\partial}{\partial R} \left(\frac{\sigma_z + \sigma_\rho}{2} \right)_{n-2,k} \right\}. \end{array} \right. \quad (8.17)$$

14. Далее находим значения другой вспомогательной функции:

$$T_j = [F_j + (\sigma_z - \sigma_\rho)_{n-2,j}] r_{n-2,j}. \quad (8.18)$$

15. Определяем произвольную постоянную интегрирования C из интегрального уравнения равновесия осевых напряжений σ_z вдоль линии $n-2$, усилия выдавливания P и суммарного усилия от действия касательных напряжений τ_k между боковой поверхностью заготовки и матрицей (рис. 8.2), вычисляя интеграл по формуле трапеций:

$$C = \frac{1}{R_m^2} \left\{ -\frac{2P}{\pi} - [T_1(r_{n-2,2} - r_{n-2,1}) + T_m(r_{n-2,m} - r_{n-2,m-1}) + \sum_2^{j=m-1} T_j(r_{n-2,j+1} - r_{n-2,j-1})] \right\} + \frac{4l}{R_m} \frac{\sum_{i=n-1}^{i=n-2} (\tau_{\rho z})_{i,m}}{[(n-2) - (n-t)]}. \quad (8.19)$$

16. Находим сумму напряжений σ_z и σ_ρ во всех узлах сетки на линии $n-2$:

$$(\sigma_z + \sigma_\rho)_{n-2,j} = C + F_j. \quad (8.20)$$

17. Используя второе уравнение системы (8.15), находим значения

суммы напряжений в остальных узлах сетки:

$$(\sigma_z + \sigma_\rho)_{i-1,j} \cong (\sigma_z + \sigma_\rho)_{i,j} + \delta \left[\frac{\partial}{\partial Z} \left(\frac{\sigma_z + \sigma_\rho}{2} \right)_{i-1,j} + \frac{\partial}{\partial Z} \left(\frac{\sigma_z + \sigma_\rho}{2} \right)_{i,j} \right]. \quad (8.21)$$

18. Необходимо отметить, что поскольку точность определения компонентов деформированного состояния, особенно углов γ и λ , существенным образом зависит от степени искривленности линий координатной сетки, постольку точность расчета суммы напряжений на основе разных уравнений системы (8.15) будет различной. Поэтому в области, расположенной под торцем пуансона (где горизонтальные линии сетки искривлены более плавно, чем вертикальные), используем формулу на основе первого уравнения системы (8.15)

$$(\sigma_z + \sigma_\rho)_{i,j} \cong (\sigma_z + \sigma_\rho)_{i,j-1} + \delta \left[\frac{\partial}{\partial R} \left(\frac{\sigma_z + \sigma_\rho}{2} \right)_{i,j-1} + \frac{\partial}{\partial R} \left(\frac{\sigma_z + \sigma_\rho}{2} \right)_{i,j} \right], \quad (8.22)$$

в которой находим начальное значение $(\sigma_z + \sigma_\rho)_{i,j-1}$ из (8.21). Значения суммы напряжений в узлах сетки, расположенных на оси симметрии заготовки, находим, экстраполируя полученные в соседних узлах значения по формуле, полностью аналогичной (8.16).

19. Компоненты тензора напряжений находим по формулам:

$$\begin{cases} \sigma_{i,j} = 0,5[(\sigma_\theta - \sigma)_{i,j} + (\sigma_z + \sigma_\rho)_{i,j}], \\ (\sigma_z)_{i,j} = (\sigma_z - \sigma)_{i,j} + \sigma_{i,j}, \\ (\sigma_\rho)_{i,j} = (\sigma_\rho - \sigma)_{i,j} + \sigma_{i,j}, \\ (\sigma_\theta)_{i,j} = (\sigma_\theta - \sigma)_{i,j} + \sigma_{i,j}. \end{cases} \quad (8.23)$$

20. Используя четвертое выражение системы (8.12), находим среднюю величину фактора трения на границе с матрицей по формуле

$$\mu = \frac{\sum_{i=n-l}^{i=n-2} \left(\frac{\tau_{\rho z}}{\sigma_s} \right)_{i,m}}{1,1(t-1)}, \quad (8.24)$$

а на границе с пуансоном - по формуле

$$\mu_1 = \frac{\sum_{j=1}^{j=m_1} \left(\frac{\tau_{pz}}{\sigma_s} \right)_{2,j}}{1,1m_1}, \quad (8.25)$$

где m_1 - наибольший номер вертикальной линии сетки, радиус точки пересечения которой с горизонтальной линией $i=2$ не выходит за пределы радиуса полости заготовки (например, на рис. 8.2 $m_1=3$).

21. Критерием достоверности и точности определения напряженного состояния заготовки по разработанной нами методике служит сравнение действительного усилия деформирования с усилием, определенным по эпюре осевых напряжений σ_z вблизи торца пуансона и таким образом включающим все погрешности, накапливаемые в расчетах при переходе от нижней линии определения напряженного состояния (линия $n-2$) к верхней линии.

На основе изложенной методики экспериментально-аналитического определения напряженно-деформированного состояния заготовки создана программа расчета на ЭВМ на языке Фортран.

8.2. Влияние рабочего хода пуансона на деформированное и напряженное состояния заготовки при выдавливании полых изделий

Согласно методике экспериментального исследования, приведенной в разделе 8.1, определены деформированное и напряженное состояния при выдавливании цилиндрических образцов с начальными высотой и диаметром, равными 30 мм, изготовленных из алюминиевого сплава АВ. Диаметр полости матрицы составлял 30 мм, диаметр пуансона - 20 мм ($R=1,5$, то есть выдавленные образцы были геометрически подобны изделию, заданному в разделе 9.2). Образцы смазывались животным жиром.

На меридиональную поверхность образцов наносилась царапанием на фрезерном станке квадратная сетка с шагом 1,5 мм; отсчет производился по индикаторной головке с ценой деления 0,01 мм. На трех стадиях процесса выдавливания, соответствующих рабочим ходам пуансона, равным 5, 10 и 15 мм (соответственно, $s = 0,5 ; 1,0 ; 1,5$), была получена деформированная делительная сетка показанная на рис. 8.4, 8.5, 8.6. Исследования проводились на трех разных заготовках, вырезанных из одного прутка, поскольку при поэтапном исследовании деформированного состояния одной и той же заготовки существенно искажаются условия контактного трения, вследствие необходимости извлечения заготовки из матрицы в конце каждого этапа для фотографирования. Критерием сопоставимости результатов, полученных на разных заготовках, являлось совпадение соответствующих координат узлов делительной сетки в стенках выдавленных на разных этапах стаканов, а также совпадение диаграмм усилия деформирования по ходу выдавливания.

Для определения напряженного состояния заготовки по разработанной нами методике была использована аппроксимация кривой упрочнения сплава АВ (3.113), а также произведена запись графика “усилие - ход ползуна”, приведенного на рис. 8.7, где сплошной линией показана общая для всех этапов диаграмма деформирования. В таблице 8.2 приведены выполненные по методу раздела 3.5 теоретические расчеты усилия для характерных точек диаграммы и их сравнение с экспериментальными результатами. Ход $s=0,072$ взят из таблицы 3.4. Вычисления накопленных деформаций сделаны для затрудненного течения металла вблизи торца пуансона; из таблицы видно, что по ходу развитого выдавливания высота очага пластической деформации менялась незначительно (что хорошо согласуется с экспериментальными данными работы [110]), и так как при выводе формул разделов 3.3, 3.5 h считалась независимой от времени, то во всех расчетах (за исключением начальной стадии) принималось среднее значение $h_y=1$. В расчетах учитывалось $q_{тр}$, т.к. матрица не имела компенсирующей конусности. Значения факторов тре-

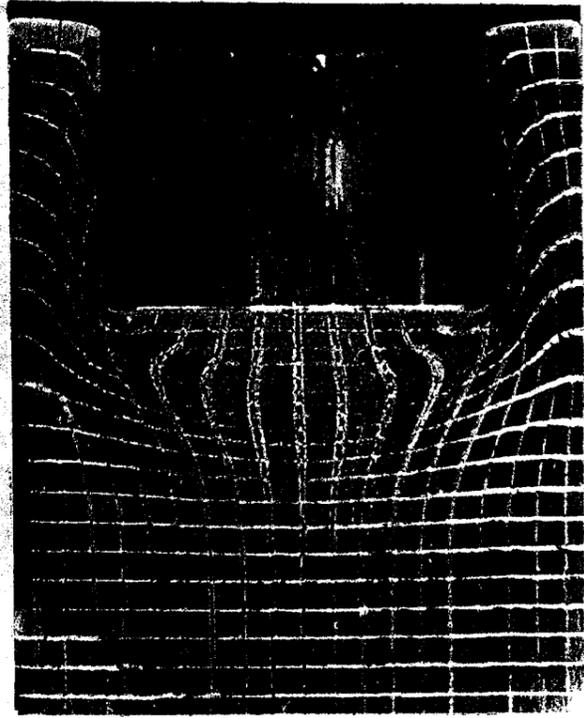


Рис. 8.5. Искаженная делительная сетка в осевой плоскости стакана из АВ при $s=1,0$

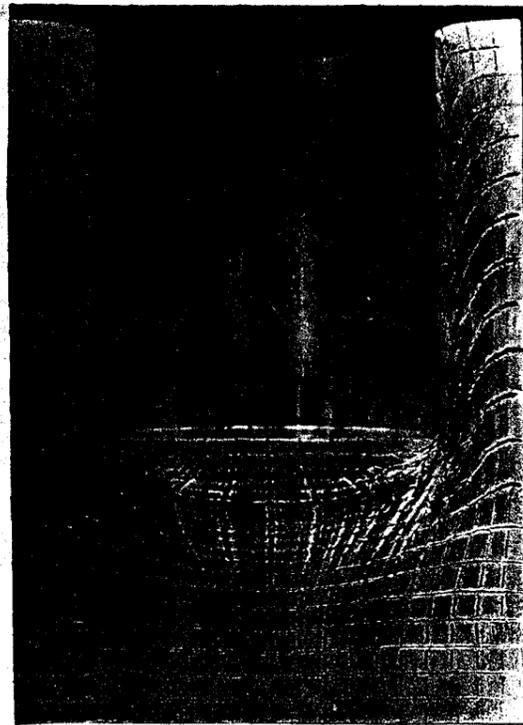


Рис. 8.6. Искаженная делительная сетка в осевой плоскости стакана из АВ при $s=1,5$

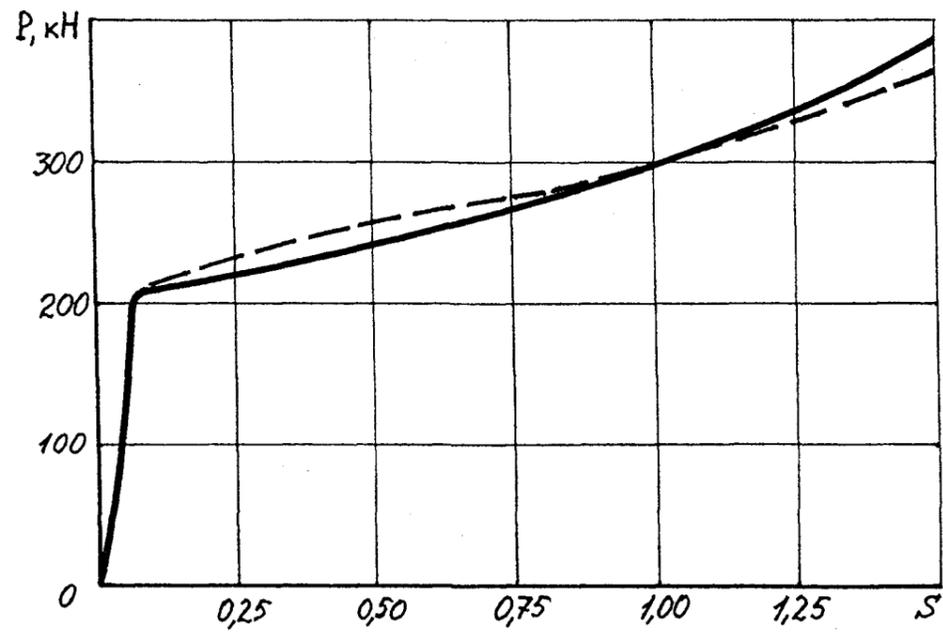


Рис. 8.7. Сравнение теоретической и экспериментальной зависимостей изменения усилия по ходу холодного выдавливания сплава АВ

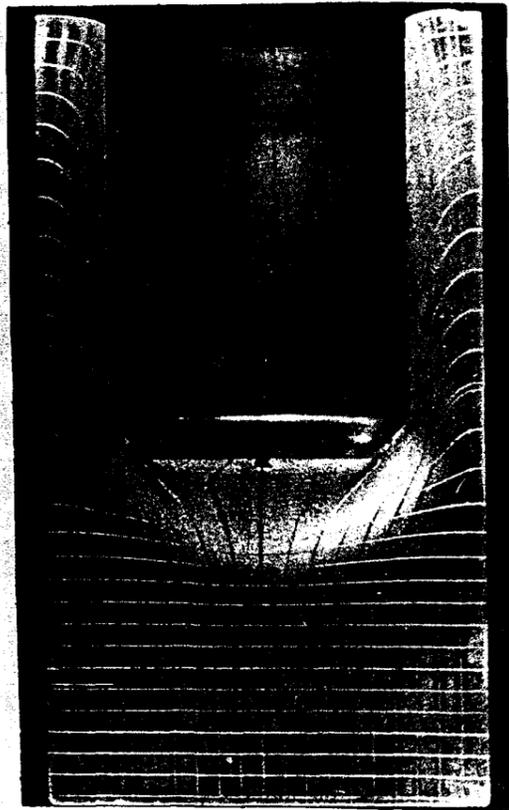


Рис. 8.8. Искаженная делительная сетка в осевой плоскости стакана из стали 10 при $s=2,0$

ния для соответствующих величин хода определены методом делительных сеток. Для сравнения, с целью оценки возможности применения, проведен и расчет с более простой линейной аппроксимацией кривой упрочнения:

$$\sigma_s = 204 + 80e_i \text{ [МПа]} . \quad (8.26)$$

Соответствующие результаты обозначены индексом "л".

Таблица 8.2

s	0,072	0,5	1,0	1,25	1,5
μ	0,05	0,05	0,1	0,2	0,3
μ_1	0,05	0,05	0,1	0,3	0,5
h_v	0,680	0,972	1,010	1,062	1,097
e_i	0,122	0,462	0,675	0,757	0,832
q	3,213	3,366	3,534	3,837	4,115
σ_s , МПа	200,7	246,3	266,0	272,6	278,1
q_v , МПа	644,9	829,1	939,9	1045,7	1144,4
P , кН	202,6	260,5	295,3	328,5	359,5
P_0 , кН	204	245	300	330	384
δ , %	0,7	5,9	1,6	0,4	6,8
σ_{sl} , МПа	213,8	241,0	258,0	264,6	270,6
q_{yl} , МПа	686,7	811,1	911,6	1015,1	1113,6
$P_{л}$, кН	215,7	254,8	286,4	318,9	349,8
$\delta_{л}$, %	5,4	3,9	4,8	3,5	9,8

Из таблицы 8.2 видно, что среднее расхождение теоретических и экспериментальных результатов при использовании показательной аппроксимации составляет 3,1%. Достаточно высокая сходимость (среднее расхождение - 5,5%) будет и при использовании линейной аппроксимации, т.е. ее вполне допустимо использовать для упрощения расчетов.

Графическое сопоставление экспериментальных данных и результатов теоретического расчета для показательной аппроксимации (пунктирная линия) приведено на рис. 8.7 и наглядно демонстрирует высокую качественную и количественную сходимость.

Для оценки влияния масштабного фактора на деформированное состояние заготовки и проверки возможности использования полученных ре-

зультатов при выдавливании сплава АВ был выдавлен натуральный (т.е. соответствующий изделию из раздела 9.2) стакан из стали 10, с нанесенной квадратной сеткой, имеющей базу 3 мм, показанный на рис. 8.8. Начальный диаметр заготовки равнялся 60 мм, высота - 100 мм. Диаметр полости матрицы был равен 60 мм, пуансона - 40 мм (т.е. как и при выдавливании заготовок из сплава АВ $R=1,5$). Рабочий ход пуансона составил 40 мм, или, в относительных величинах, $s=2,0$.

Измерение координат искаженных делительных сеток произведено на инструментальном микроскопе УИМ-21, точность измерения которого равна 0,001 мм. По результатам измерения согласно методике раздела 8.1 рассчитаны нормальные и угловые компоненты тензора деформаций, а также величины главных деформаций, интенсивности деформаций, углов сдвига и направления осей наибольших результирующих деформаций. Результаты расчета величин накопленной деформации приведены сплошными линиями на рис. 8.9, 8.10, где также показаны пунктиром теоретические результаты, значения которых даны в скобках. Последние получены по формулам разделов 3.3 и 3.5, причем для всех величин рабочего хода с учетом результатов таблицы 8.2 и того, что для стали 10 при $s=2$, $\mu=\mu_1=0,1$, $\sigma_{s1}=610$ МПа, $e_1=0,4$, $\sigma_{s2}=790$ МПа, $e_2=1,2$, $h_y=1,047$, было принято соответствующее среднему ходу $s=1$ значение $h_y=1$.

Для определения накопленных деформаций на оси симметрии заготовки при $s=0,5; 1,0$, использовались формулы (3.74), (3.75) для случая затрудненного течения металла вблизи торца пуансона. Ввиду того, что при дальнейшем ходе пуансона, вследствие интенсивного вытекания смазки, образуется ярко выраженная застойная зона (рис. 8.6), для определения деформаций на оси симметрии заготовки при $s=1,5; 2,0$, использовались формулы (3.68), (3.69). Деформации вблизи наружной поверхности стакана определены по формулам (3.58), (3.59), а вблизи кромки торца пуансона – по формуле (3.85). Рабочий ход, при котором поле деформаций в области, примыкающей

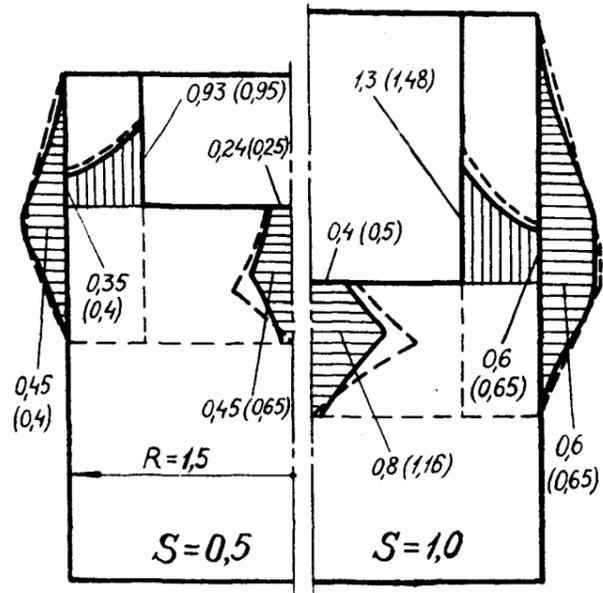


Рис. 8.9. Распределение накопленных деформаций при затрудненном течении вблизи торца пуансона

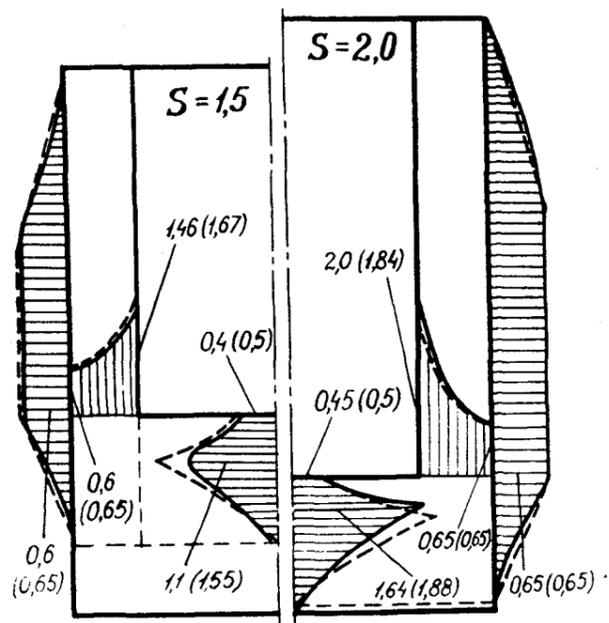


Рис. 8.10. Распределение накопленных деформаций после образования ярко выраженной застойной зоны

к наружной поверхности стакана, становится стационарным, найден по формуле (3.57).

Анализ полученных экспериментальных и теоретических данных показывает, что при $s=0,73$ (рис. 8.9), поле деформаций в области, примыкающей к наружной поверхности стенки стакана, становится стационарным, и дальнейший рост деформаций в этой зоне прекращается. В то же время на оси симметрии заготовки деформации непрерывно нарастают с увеличением рабочего хода пуансона, имея ярко выраженный экстремум, смещающийся к торцу пуансона. Ниже этого экстремума поле деформаций становится стационарным, а выше – остается нестационарным при любой величине рабочего хода пуансона. Это обуславливает то, что вблизи кромки торца пуансона, в области, примыкающей ко внутренней поверхности стенки стакана, деформации непрерывно накапливаются, что при определенной величине рабочего хода пуансона приводит к исчерпанию ресурса пластичности и появлению трещин. На рис. 8.10 видно, что после образования застойной зоны рост деформации в точках, расположенных на оси симметрии вблизи торца пуансона, прекращается, а неравномерность деформации, характеризующаяся ярко выраженным пиком эпюры, возрастает.

Сравнение результатов (рис. 8.10), полученных при выдавливании макета из сплава АВ (слева) и натурального стакана из стали 10 (справа), показывает, что они хорошо согласуются друг с другом, причем последние являются как бы продолжением первых при увеличении рабочего хода от 1,5 до 2,0. Это подтверждает независимость полученных экспериментально и теоретически результатов от масштабного фактора и обосновывает их применение для анализа распределения прочностных характеристик и возможности разрушения при выдавливании натуральных стальных стаканов.

Величина накопленной деформации вблизи кромки пуансона при $s=2$ близка к критической (определяемой для конкретной марки стали по диаграмме пластичности), что, вместе с ухудшением работы смазочного слоя

вследствие его истечения и локального температурного эффекта, может привести к образованию трещин при дальнейшем внедрении пуансона в заготовку. Поэтому целесообразно ограничить рабочий ход пуансона при выдавливании стальных заготовок с $R \approx 1,5$ относительной величиной $s = 2 \dots 2,2$, после достижения которой процесс выдавливания надо прерывать, делать отжиг полученного полуфабриката, фосфатирование и омыливание, и лишь затем производить окончательное выдавливание.

Сравнение экспериментальных и теоретических результатов определения величины накопленных деформаций показывает их хорошую качественную и количественную сходимость. Превышение теоретических результатов над экспериментальными, особенно в зонах с наибольшей нестационарностью деформации, обусловлено тем, что примененный экспериментальный метод делительных сеток не учитывает немонотонность деформирования, всегда давая в этом случае заниженные результаты [55, 142, 143].

На рис. 8.11 представлены результаты экспериментально-аналитического определения компонентов напряженного состояния (сплошные линии), а также их сравнение с напряжениями, найденными теоретически по формулам, приведенным в разделах 3.1, 3.2, эпюры которых показаны пунктиром, а значения приведены в скобках. Экспериментально-аналитические результаты получены для промежуточной стадии выдавливания ($s=1$) заготовки из сплава АВ путем деления найденных величин нормальных напряжений на напряжения текучести в исследуемых точках. В соответствии с таблицей 8.2 в теоретических расчетах принято $\mu = \mu_1 = 0,1$.

Из рис. 8.11 видно, что экспериментальная эпюра распределения нормальных напряжений, действующих на торец пуансона, имеет большую крутизну, чем теоретическая. Наиболее вероятной причиной этого является отличие используемого в теоретическом анализе закона контактного трения Зибеля от реального. Вместе с тем, если, используя экспериментальное распределение контактных напряжений $\sigma_z = 1,5\rho^3 - 4,1$, найти удельное деформи-

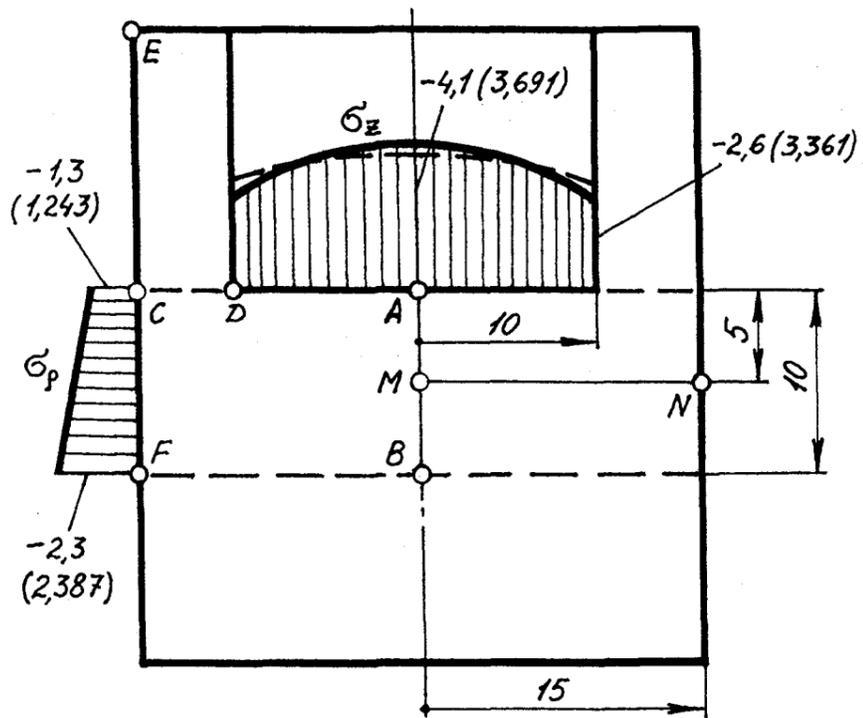


Рис. 8.11. Сравнение теоретического и экспериментального распределения напряжений при выдавливании

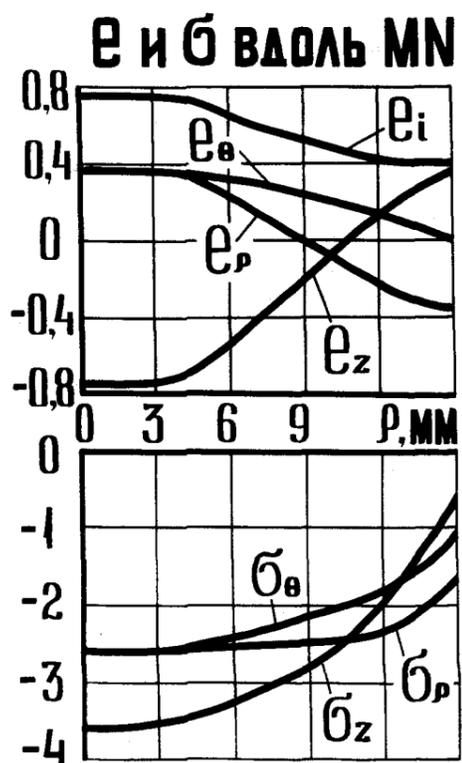


Рис. 8.12. Экспериментальное изменение напряжений и деформаций вдоль радиуса ρ

рующее усилие $q_3 = 2 \int_0^1 |\sigma_z| \rho d\rho = 3,5$ и сравнить его с теоретическим $q_T = 3,534$, то видно, что расхождение составляет менее 1%. Таким образом, использование закона Зибеля для определения этого важнейшего технологического параметра является вполне допустимым.

Достаточно хорошо согласуются и эпюры нормальных напряжений, действующих на стенку матрицы, подтверждаемые также результатами работ [66, 97, 110]. В точке *C* расхождение составляет 4,5%, а в точке *F* – 3,7%.

На рис. 8.12 представлены результаты экспериментально-аналитического определения изменения компонентов тензоров напряжений и деформаций вдоль радиуса ρ посередине высоты очага пластической деформации (линия *MN* на рис. 8.11). Равенство $e_\rho = e_\theta$ в области очага пластической деформации, расположенной под торцем пуансона, подтверждает принятое в теоретическом анализе поле скоростей течения, согласно которому в области 2 $\xi_\rho = \xi_\theta$, а следовательно и $e_\rho = e_\theta$. Анализ изменения e_i в этой области обосновывает сделанное в теоретическом исследовании осреднение эквивалентной скорости деформации по радиусу ρ , поскольку e_i , а следовательно, и $\xi_{\text{экв}}$, изменяются вдоль радиуса незначительно. Характер изменения компонентов напряженного состояния и соотношения между их величинами подтверждает достаточную точность использования упрощенного условия пластичности. Наибольшие отклонения от перечисленных теоретических положений наблюдаются вблизи границы между областями 1 и 2, поскольку в действительности здесь имеет место не разрыв, а плавный переход одного напряженного и деформированного состояния в другое.

Сравнение результатов определения напряженного состояния заготовки при рабочих ходах пуансона $s=1$ и $s=1,5$ показывает, что абсолютные величины напряжений возрастают соответственно росту накопленной деформации и упрочнению в исследуемой точке, в то время как относительные величины напряжений меняются незначительно, в пределах, обусловленных рос-

том трения. Для примера укажем, что значение нормального напряжения, действующего на торец пуансона на оси симметрии, при $s=1$ $\sigma_z = -4,1$, а при $s=1,5$ $\sigma_z = -4,5$, то есть расхождение составляет 9% (найденное при $s=1,5$ для $\mu=0,3$ и $\mu_1=0,5$ соответствующее теоретическое значение $\sigma_z = -4,373$, т.е. $\delta=2,9\%$). Это подтверждает достаточную точность использованной в теоретическом анализе модели жесткопластического тела с осредненным учетом упрочнения.

Таким образом, сравнение теоретических и экспериментальных результатов подтверждает приемлемость принятых в теоретических исследованиях допущений и достоверность полученных на их основе зависимостей.

Таблица 8.3

Форма торца	R	1,1	1,2	1,5	2,0
Плоская	d , мм	27	25	20	15
Сферическая с $\alpha=45^\circ$	d , мм	27	25	20	15
	r_0 , мм	19,0	17,5	14,0	10,5
Полусфера ($\alpha=90^\circ$)	d , мм	27	25	20	15
Коническая	d , мм	27	25	20	15
	d_0 , мм	13,5	17,5	2,0	4,5
	α	15°	$37,5^\circ$	$22,5^\circ$	30°
С радиусной фаской	d , мм	27	25	20	15
	r_1 , мм	6,8	6,3	5	3,8

8.3. Влияние формы торца пуансона на величину усилия

выдавливания и качество получаемого изделия

Экспериментальный штамп для обратного выдавливания цилиндрических стаканов пуансонами с разной формой торцев показан на рис. 8.13. Штамп включает пуансон 1, центрирующийся по свободноплавающей матрице 2, бандажированной обоймой 3. Заготовка 5 опирается в матрице на опор-

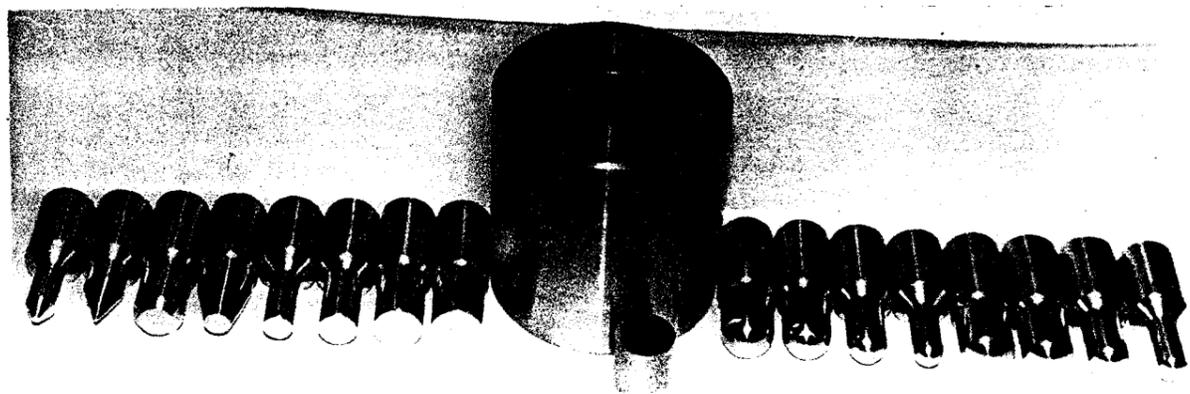
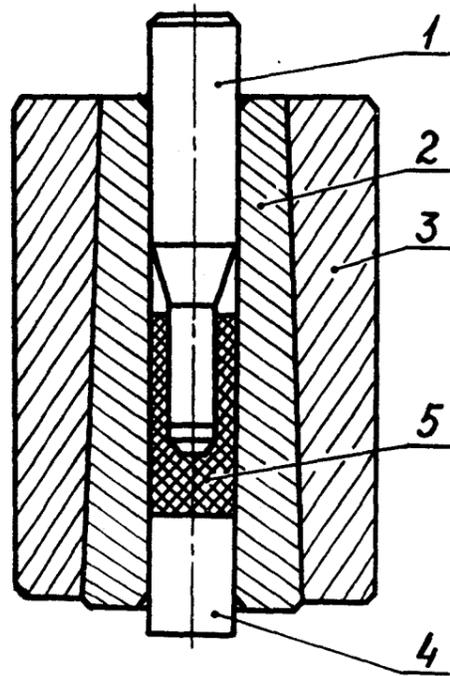


Рис. 8.13. Экспериментальный штамп для выдавливания пуансонами с разными диаметрами и формой торцев

ный вкладыш 4.

В экспериментах использовалась матрица с диаметром рабочей полости 30 мм и пуансоны, геометрические параметры которых показаны на рис. 8.14, а соответствующие величины приведены в таблице 8.3.

Для проверки полученных для пуансонов с плоским ($\alpha=0^\circ$) и сферическими торцами ($\alpha=45^\circ$ и $\alpha=90^\circ$) теоретических результатов при отсутствии упрочнения были проведены эксперименты по выдавливанию как обезжиренных ацетоном, так и смазанных животным жиром заготовок из свинца С00. Сравнение результатов экспериментов и расчетов по формуле (4.19) для $\mu=\mu_1=0,5$ приведено на рис. 8.15, а для $\mu=\mu_1=0,1$ – на рис. 8.16, где значками показаны опытные данные. Это сравнение показывает высокую сходимость как при большом, так и при малом трении. Из рисунков также видно, что оптимальность формы торца по усилию существенным образом зависит от обжатия, определяемого относительным радиусом матрицы R , а также от трения. С увеличением R (то есть уменьшением обжатия) усилие растет интенсивнее на пуансоне с плоским торцем, а с уменьшением R – на пуансонах со сферическими торцами. Этот результат объясняется соотношением сил трения на границе между областями 1 и 2 (рис. 4.1) и на поверхности торца пуансона. При выдавливании плоским пуансоном величина трения на границе между областями 1 и 2 близка к предельной, поскольку имеется разрыв в касательных составляющих скоростей течения, т.е. условия деформации здесь подобны срезу; при выдавливании сферическим пуансоном величина трения на границе между областями значительно меньше, так как происходит плавное обтекание металлом торца пуансона и линии тока не имеют резких перегибов. При увеличении R высота очага пластической деформации растет, приводя к увеличению площади поверхности разрыва, а относительная площадь поверхности сферического пуансона уменьшается. Соответственно увеличивается составляющая усилия, обусловленная трением среза при плоском пуансоне, и уменьшается составляющая усилия, обусловленная трением на

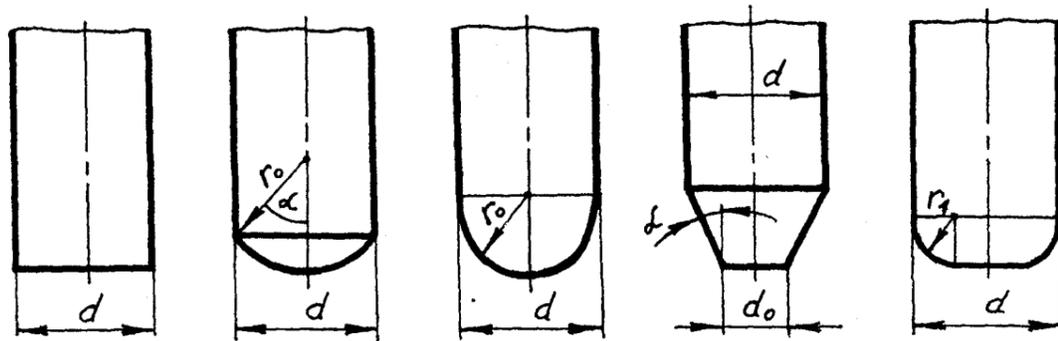


Рис. 8.14. Геометрические параметры пуансонов с разной формой рабочего торца

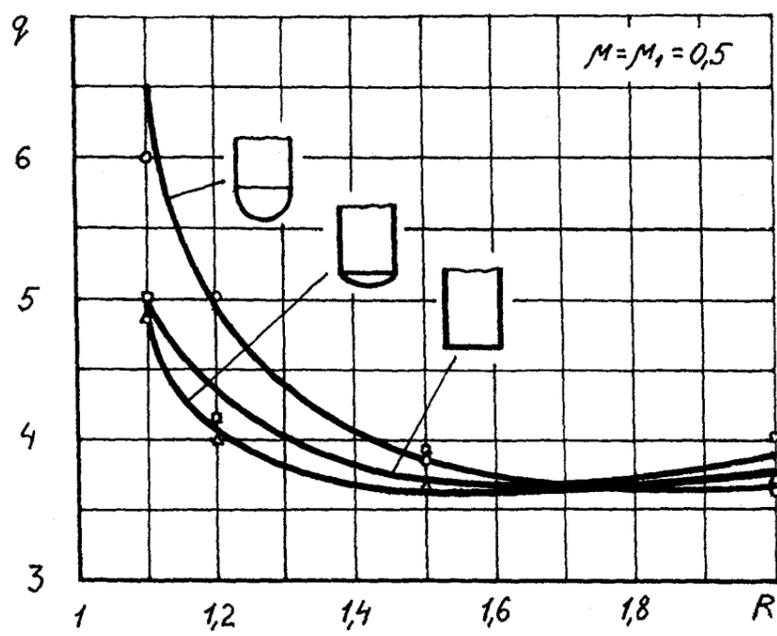


Рис. 8.15. Сравнение теоретических и экспериментальных зависимостей усилия выдавливания свинца С00

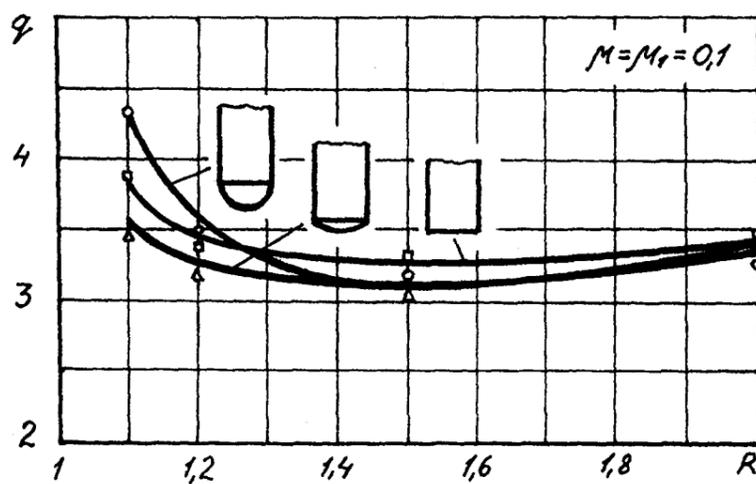


Рис. 8.16. Сравнение теоретических и экспериментальных зависимостей усилия выдавливания свинца С00

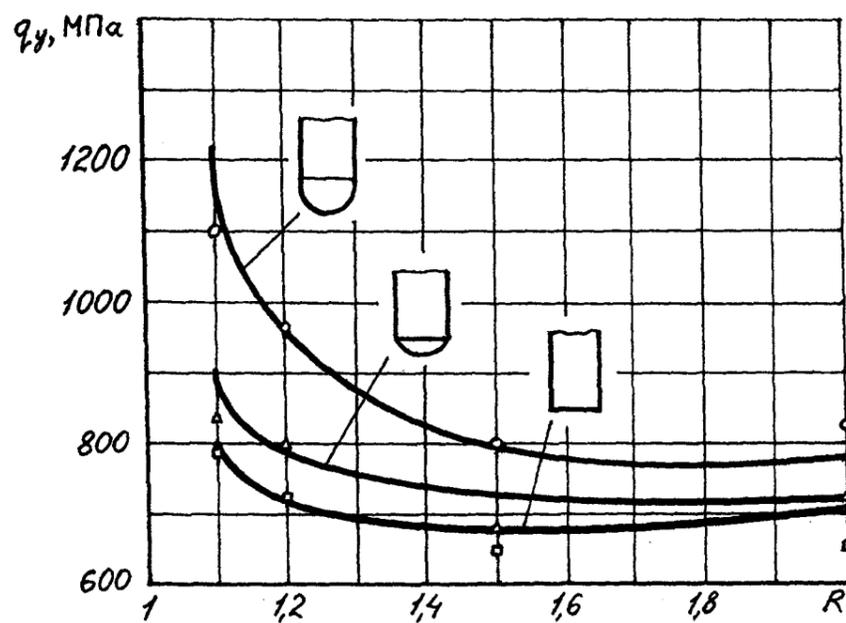


Рис. 8.17. Сравнение теоретических и экспериментальных зависимостей усилия выдавливания сплава АВ

торце сферического пуансона. При уменьшении R высота очага пластической деформации уменьшается, а относительная площадь поверхности сферического пуансона увеличивается. Соответственно удельное усилие на плоском пуансоне падает, а на сферическом – растет.

Для проверки полученных теоретических результатов в случае выдавливания упрочняющегося материала были проведены эксперименты по выдавливанию смазанных животным жиром заготовок из алюминиевого сплава АВ. Удельные деформирующие усилия определялись на момент начала внедрения в заготовку цилиндрической части пуансона. Сопоставление экспериментальных результатов с теоретическими приведено в таблице 8.4 и показывает хорошую сходимость. Для расчета относительного удельного деформирующего усилия q высота очага пластической деформации h_y находилась по формуле (4.23), в которой $k_y=0,956$ (с учетом (3.128) и того, что согласно кривой упрочнения сплава АВ на рис. 8.1 $\sigma_{s1}=240$ МПа, $\sigma_{s2}=300$ МПа, $e_1=0,4$, $e_2=1,2$). Для расчета удельных деформирующих усилий q_y использовалась аппроксимация кривой упрочнения (8.26). Величины рабочего хода, при котором начнется собственно выдавливание, для пуансона с плоским торцем брались из таблицы 3.4. Так как для пуансонов со сферическим торцем начальная стадия выдавливания совпадает с полным внедрением торца в заготовку, то соответствующий рабочий ход определялся по формуле (4.26). С учетом данных таблицы 8.2 для пуансонов с $\alpha=0^\circ$ и $\alpha=45^\circ$ принималось $\mu=\mu_1=0,05$. Ввиду того, что до полного внедрения сферического торца пуансон с $\alpha=90^\circ$ (полусфера) проходит путь, примерно вдвое больший, чем при $\alpha=45^\circ$, и вследствие большой крутизны торца активно выжимает смазку с поверхности заготовки, т.е. слой смазки активно истощается, для этого пуансона принималось $\mu=\mu_1=0,1$. Средняя величина накопленной деформации определялась по формулам разделов 3.4, 3.6 для затрудненного течения металла вблизи торца пуансона; т.к. эти формулы получены для пуансона с плоским торцем, то при их применении в случае сферических пуансонов высота

h_y для соответствующего рабочего хода s находилась уже не по формуле (4.23), а по формуле (3.127).

Графическое представление теоретических результатов, представленное на рис. 8.17, где значками нанесены опытные данные, показывает, что для упрочняющегося материала меньшие величины удельного деформирующего усилия независимо от величины R обеспечивает пуансон с плоским торцем, что объясняется меньшей величиной упрочнения и лучшим удержанием смазки.

Следовательно, оптимальная по усилию форма торца пуансона определяется величинами относительного радиуса матрицы R и контактного трения, а также свойствами материала заготовки, такими как упрочняемость и способность удерживать смазку. Этим и объясняются противоречивые результаты, приведенные в литературе (раздел 1.1), поскольку они были получены в условиях, неодинаковых по вышеустановленным показателям.

Таблица 8.4

α	R	s	h_y	e_i	$\sigma_s, \text{МПа}$	q	$q_y, \text{МПа}$	$q_z, \text{МПа}$	$\delta, \%$
0°	1,1	0,033	0,256	0,223	221,8	3,640	807	790	2,2
	1,2	0,040	0,377	0,165	217,2	3,329	723	730	0,9
	1,5	0,072	0,680	0,122	213,8	3,213	687	650	5,4
	2,0	0,164	1,208	0,111	212,9	3,353	714	655	8,2
45°	1,1	0,233	0,454	0,632	254,6	3,538	901	840	6,7
	1,2	0,262	0,476	0,554	248,4	3,174	788	800	1,5
	1,5	0,317	0,807	0,354	232,3	3,116	724	685	5,4
	2,0	0,359	1,245	0,197	219,7	3,277	720	725	0,7
90°	1,1	0,449	1,062	0,861	272,9	4,463	1218	1100	9,7
	1,2	0,537	1,110	0,756	264,5	3,576	946	970	2,6
	1,5	0,704	1,186	0,568	249,4	3,203	799	800	0,2
	2,0	0,833	1,215	0,370	233,6	3,299	771	835	8,4

По деформированным делительным сеткам (рис. 8.4 – 8.6) и макрошлифам выдавленных образцов (рис. 8.18 – 8.20) была проведена проверка формул для определения высоты очага пластической деформации упрочняющегося материала (3.127) и (4.23). Нам представляется необоснованной распространенная практика субъективного отбрасывания исследователями хорошо заметных, но малых искажений делительной сетки, приводящая к сильно отличающимся друг от друга “экспериментальным” суждениям о форме и размерах очага пластической деформации. Между тем, так как очаг пластической деформации при выдавливании стаканов перемещается, то в него постоянно вовлекаются свежие материальные частицы. При этом, чем ближе к нижней границе очага деформации, тем меньшее время материальная частица находилась в очаге. А так как перемещение частицы определяется не только скоростью, но и временем, то даже при большой скорости пластического течения перемещение частиц, близких к нижней границе, будет незначительно. Таким образом, малое перемещение отнюдь не свидетельствует о неразвитости пластического течения. Поэтому нами в качестве экспериментальной высоты очага пластической деформации принималась высота всей области, в пределах которой невооруженным глазом заметны искажения делительной сетки или волокон макроструктуры. Сравнения опытных и теоретических результатов при разных значениях R и s приведены в таблице 8.5 и показывают достаточно хорошую сходимость. Значения μ и μ_1 принимались на основе таблицы 8.2 с учетом величины рабочего хода s и выпуклости торца пуансона.

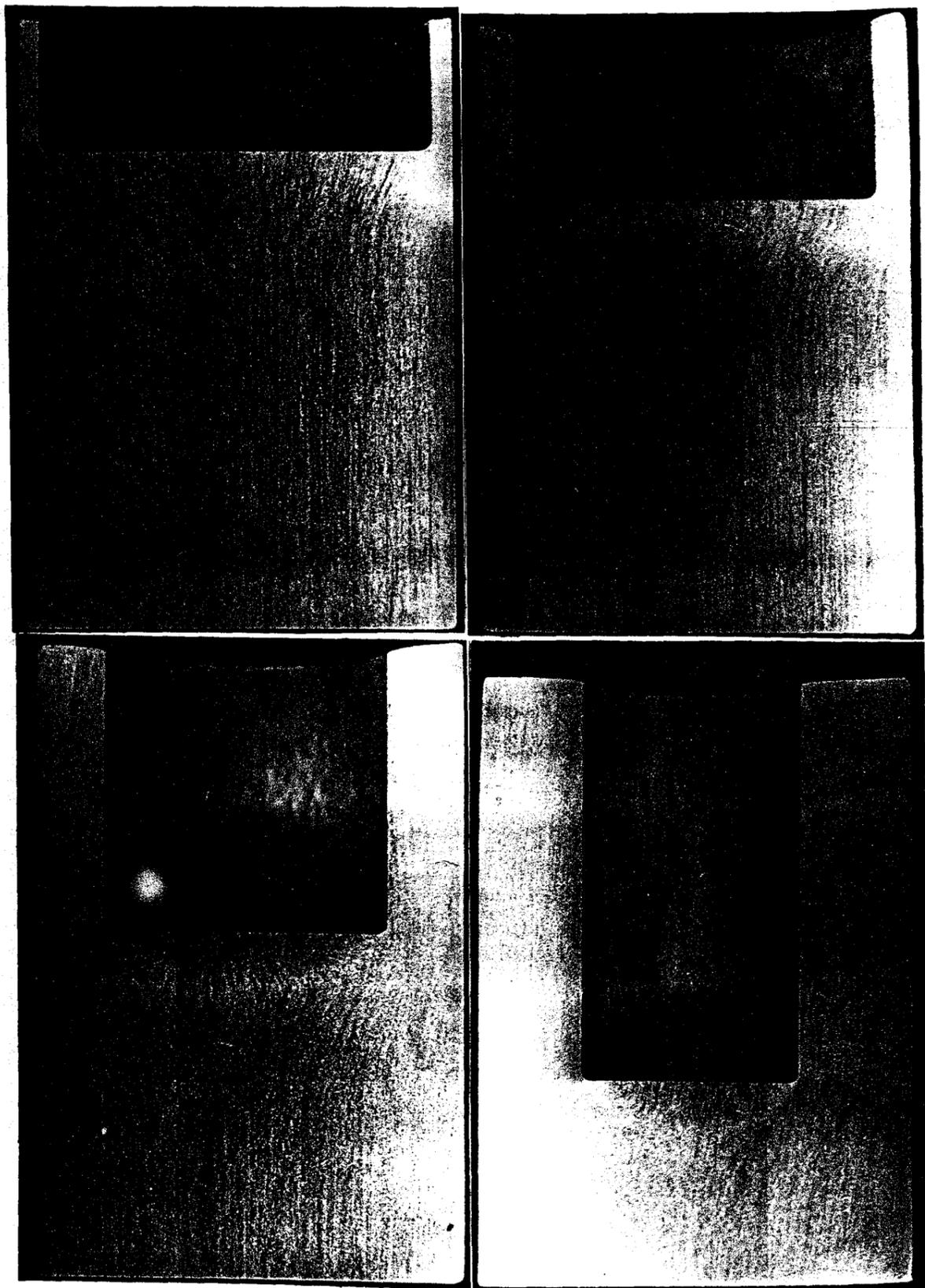


Рис. 8.18. Макрошлифы заготовок, выдавленных
пуансоном с плоским торцем

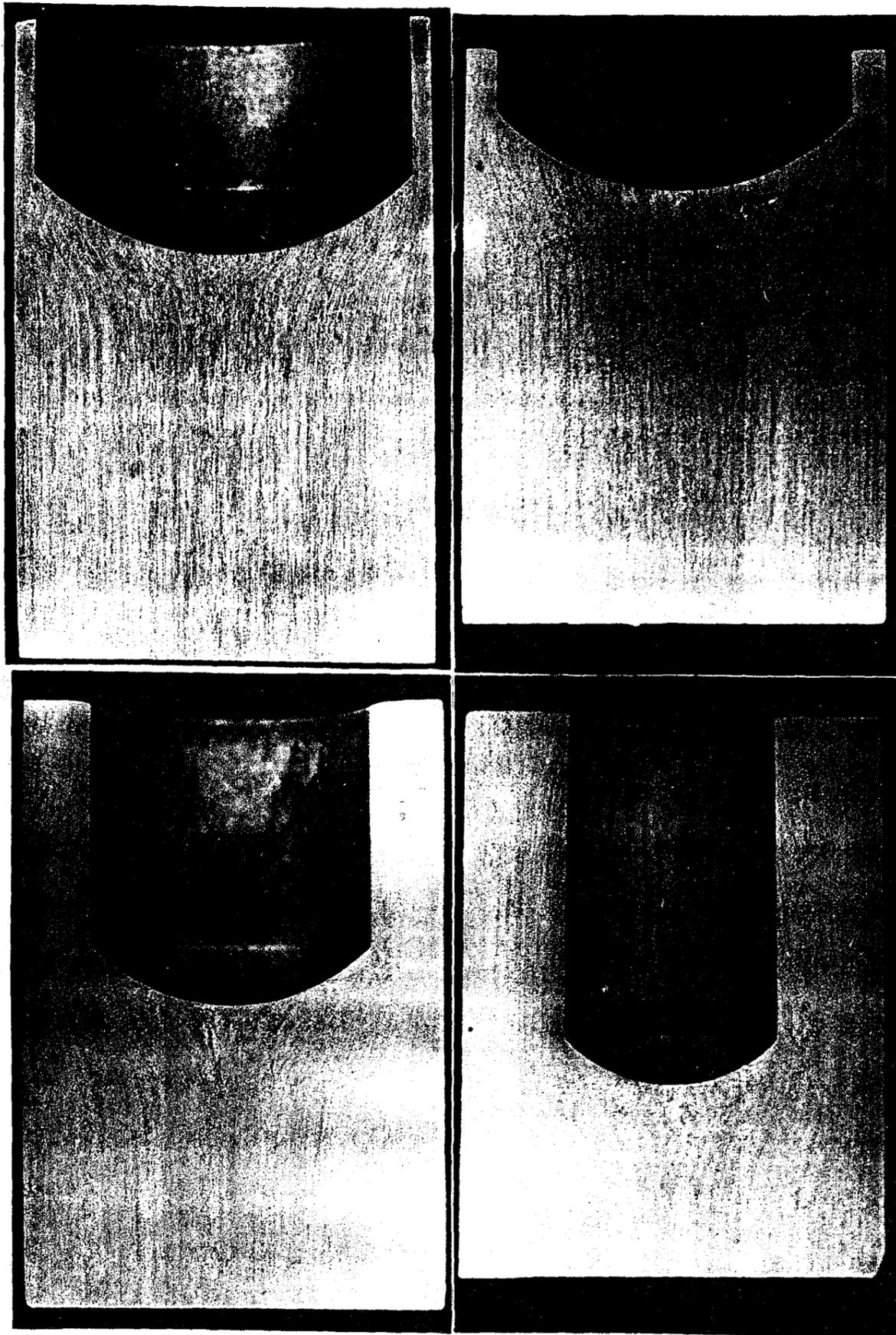


Рис. 8.19. Макрошлифы заготовок, выдавленных сферическим пуансоном с $\alpha=45^\circ$

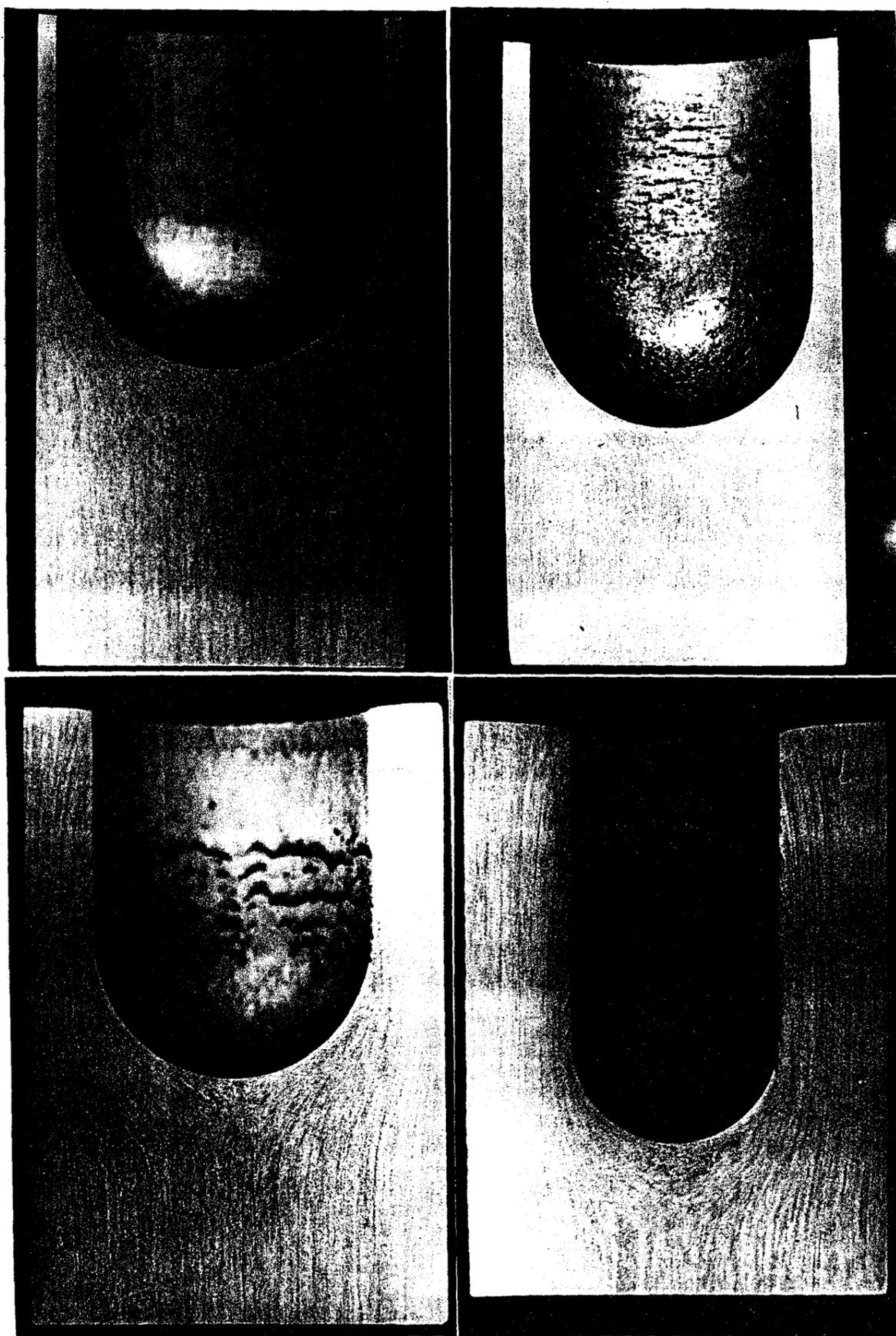


Рис. 8.20. Макрошлифы заготовок, выдавленных пуансоном с торцем в виде полусферы

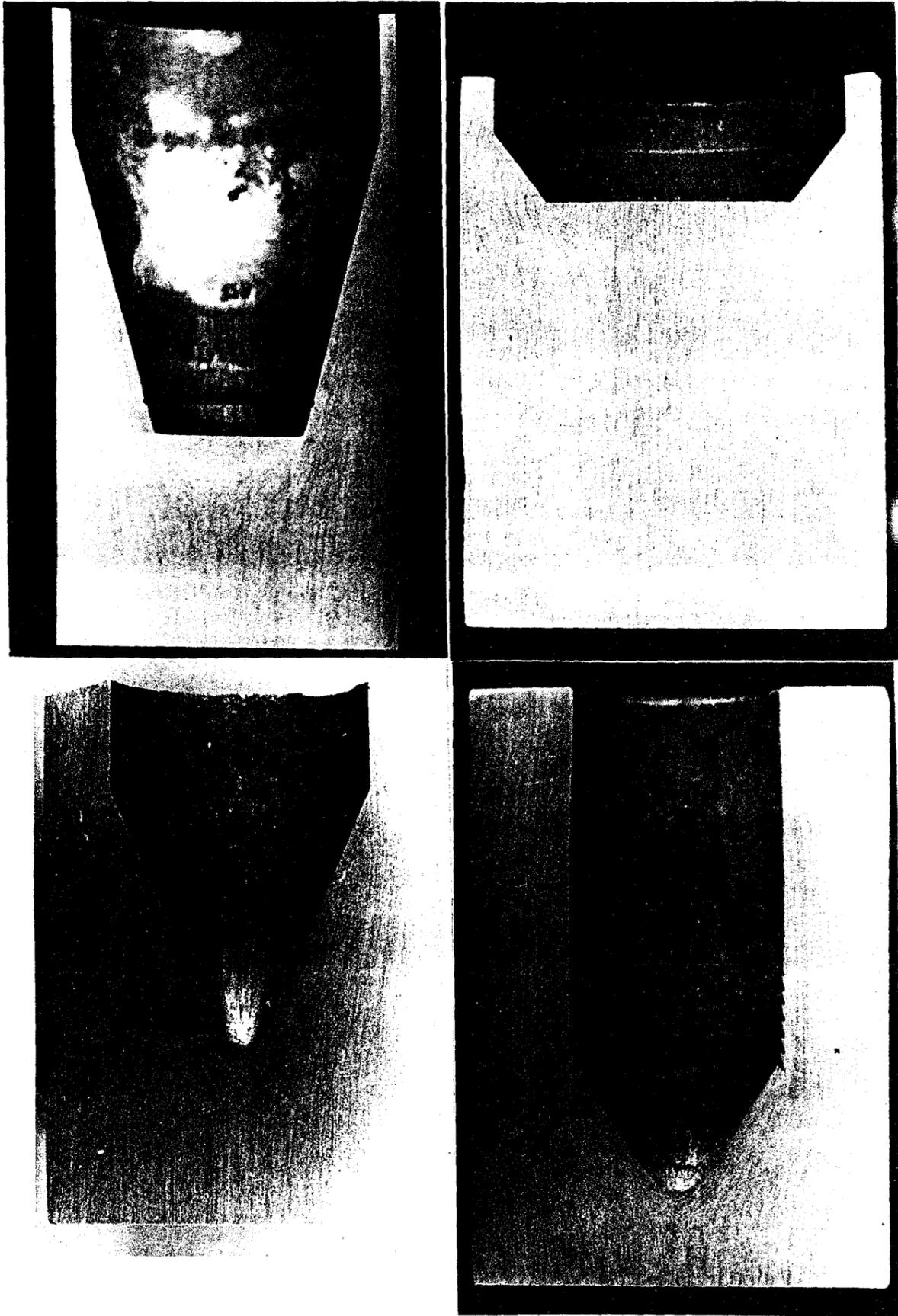


Рис. 8.21. Макрошлифы заготовок, выдавленных пуансоном с коническим торцем

Таблица 8.5

α	R	s	μ	μ_1	h_y	h_{y3}	$\delta, \%$
0°	1,1	0,112	0,05	0,05	0,308	0,33	7,1
	1,2	0,282	0,05	0,05	0,534	0,56	4,9
	1,5	0,500	0,05	0,05	0,972	1,00	2,9
	1,5	1,000	0,10	0,10	1,010	1,04	3,0
	1,5	1,111	0,10	0,10	1,015	1,06	4,4
	1,5	1,500	0,30	0,50	1,097	1,16	5,7
	2,0	2,769	0,30	0,50	1,605	1,60	0,3
45°	1,1	0,372	0,05	0,05	0,464	0,51	9,9
	1,2	0,375	0,05	0,05	0,487	0,53	8,8
	1,5	1,258	0,20	0,30	0,830	0,91	9,6
	2,0	2,629	0,30	0,50	1,220	1,33	9,0
90°	1,1	0,650	0,10	0,1	1,068	1,15	7,7
	1,2	1,067	0,20	0,3	1,123	1,23	9,5
	1,5	1,666	0,30	0,5	1,204	1,30	8,0
	2,0	3,141	0,30	0,5	1,237	1,35	9,1

Для проверки формулы удельного деформирующего усилия для пуансона с коническим торцем (4.77) были проведены эксперименты по выдавливанию смазанных животным жиром заготовок из алюминиевого сплава АВ. Ввиду большого количества варьируемых параметров использовали 4 пуансона, сочетание различных геометрических характеристик которых выбрано по теории многофакторного эксперимента. В расчетах высоту h определяли минимизацией выражения (4.77) на ЭВМ, после чего находили высоту h_y по формуле (4.80) и на основе этой высоты подсчитывали относительное удельное деформирующее усилие q (застойная зона учитывалась подстановкой $\mu_1=0,5$). Для определения накопленных деформаций использовали высоту из выражения (3.127) с учетом (3.22). В расчетах использовались те же аппрок-

симация и параметры кривой упрочнения, что и для пуансонов со сферическим торцем. Результаты расчетов и опытные данные (высота h_{y3} определялась по макрошлифам выдавленных стаканов, показанным на рис. 8.21) приведены в таблице 8.6 и хорошо сходятся друг с другом.

Таблица 8.6

R	1,1	1,2	1,5	2,0
r_0	0,5	0,7	0,1	0,3
α	15°	37,5°	22,5°	30°
s	1,100	0,285	2,273	3,697
μ	0,1	0,05	0,3	0,3
h	1,946	0,631	2,183	1,292
h_y	1,946	0,810	2,336	1,500
h_{y3}	2,1	0,8	2,4	1,6
$\delta_h, \%$	7,9	1,2	2,7	6,7
e_i	1,176	0,495	0,976	0,826
$\sigma_s, \text{МПа}$	298	244	282	270
q	7,930	3,790	4,675	4,006
$q_y, \text{МПа}$	2364	923	1319	1082
$q_3, \text{МПа}$	2250	900	1250	1050
$\delta_q, \%$	4,8	2,5	5,2	3,0

Для проверки в случае отсутствия упрочнения формулы удельного деформирующего усилия для пуансона с радиусными фасками (4.35) были проведены дополнительные эксперименты по выдавливанию как обезжиренных, так и смазанных животным жиром заготовок из свинца С00 пуансонами с $r_1=0,5$ при $R=1,2; 1,5; 2,0$. Сравнение результатов расчетов и экспериментов приведено на рис. 8.22, где значками показаны опытные данные (для крайних случаев $r_1=0$ (плоский пуансон) и $r_1=1$ (полусфера) опытные значения взяты из вышеописанных экспериментов). Ввиду близости как теоретических, так и опытных значений при $R=2$ и $R=1,5$, последние не показаны.

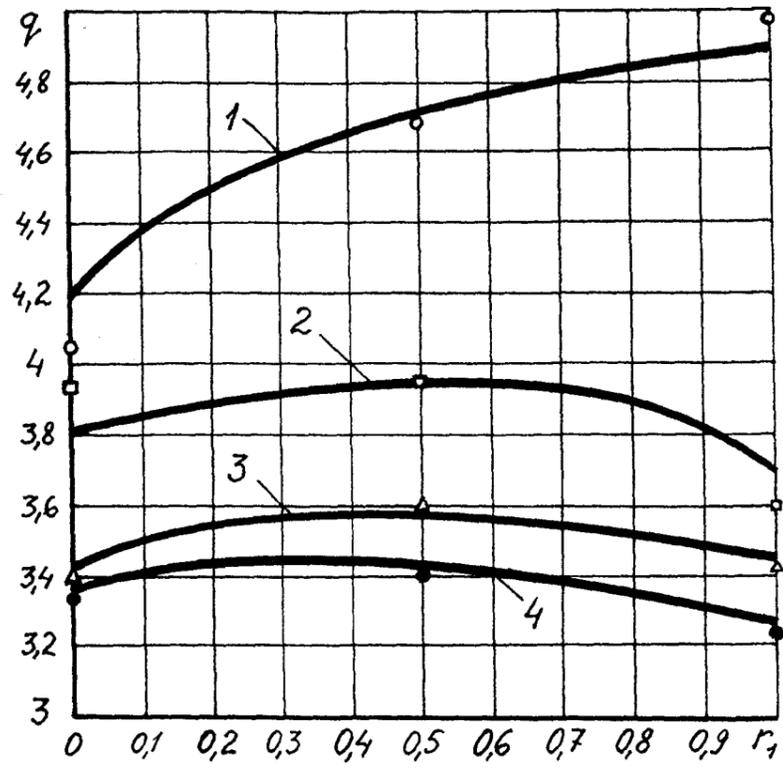


Рис. 8.22. Сравнение теоретических и экспериментальных зависимостей усилия выдавливания пуансоном с радиусными фасками

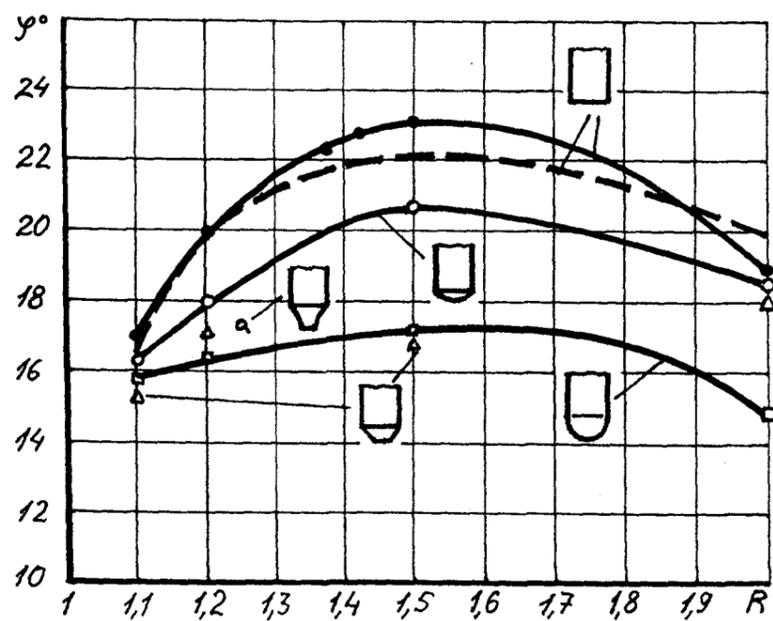


Рис. 8.23. Зависимость угла выхода волокна на внутреннюю поверхность стакана от R и формы торца пуансона

ны. Кривая 1 построена для значения $R=1,2$, кривая 2 – для $R=2$ при $\mu=\mu_1=0,5$; кривая 3 – для $R=1,2$, а кривая 4 – для $R=2$ при $\mu=\mu_1=0,1$.

Из рис. 8.22 видна хорошая сходимость теоретических и опытных данных, а также то, что влияние радиуса скругления кромки r_1 на величину удельного деформирующего усилия существенным образом зависит от относительного радиуса матрицы R и величины контактного трения. Неучет этих факторов и объясняет противоречивые утверждения работ [101, 161]. При больших величинах обжатия (то есть малом R) и трения увеличение радиуса скругления вызывает лишь рост усилия выдавливания (кривая 1), в то время как при меньшем обжатии или трении (кривые 2, 3, 4) зависимость усилия от величины радиуса скругления имеет более сложный характер с наличием экстремума, то есть увеличение радиуса скругления может как увеличивать, так и уменьшать величину усилия выдавливания.

По макрошлифам и деформированным делительным сеткам выдавленных заготовок из алюминиевого сплава АВ была определена величина угла выхода волокна макроструктуры на внутреннюю поверхность стенки стакана. Результаты приведены на рис. 8.23 (для пуансона с плоским торцом результаты при $R=1,38$ и $R=1,43$ получены по искаженным делительным сеткам, приведенным, соответственно, в работах [90, 133]; для пуансона с вогнутым радиусным торцом результат получен по макрошлифу, приведенному в кандидатской диссертации А.М.Дмитриева).

Установлено, что наибольшая величина угла выхода волокна получается при выдавливании пуансоном с плоским торцом в области значений R от 1,4 до 1,6, что хорошо подтверждает показанные пунктиром теоретические результаты, найденные по формуле (3.104) при $\mu=0,1$. Наибольшее расхождение в определении величины φ° для пуансона с плоским торцом составляет 5%.

Анализ макрошлифов выдавленных заготовок показывает, что интенсивность трещинообразования возрастает с увеличением отличия формы тор-

ца от плоской и с ростом толщины стенки выдавливаемого стакана. Первое объясняется отмеченным выше лучшим удержанием смазки и меньшей величиной накопленной деформации при выдавливании пуансонами с формой торца, близкой к плоской. Второе объясняется появлением с ростом толщины стенки застойной зоны под торцем пуансона, увеличивающей неравномерность деформации, а также худшим удержанием смазки вследствие уменьшения площади поверхности рабочего торца пуансона.

На основании полученных результатов в качестве объекта более детального исследования был выделен конический пуансон, близкий к плоскому (т.е. имеющий большой радиус r_0 и небольшой конический участок), поскольку при выдавливании глубоких стальных стаканов с заданными свойствами (раздел 9.2) такой пуансон обеспечивает наименьшую величину удельного деформирующего усилия, наибольший угол выхода волокна на внутреннюю поверхность стенки стакана и минимальную вероятность трещинообразования. Последнее, вместе с лучшим удержанием смазки, особенно важно при выдавливании изделий с глубокой полостью.

Выдавливание коническими пуансонами осуществляли в экспериментальном штампе, показанном на рис. 8.24, конструкция которого полностью аналогична приведенной на рис. 8.13. Выдавливали заготовки из стали 10, идентичной материалу заданного изделия, в матрице с диаметром полости 20 мм. Использовали пуансоны двух диаметров d : 13,5 мм ($R=1,5$) и 15 мм ($R=1,33$), обеспечивающих геометрическое подобие макетов заданному стакану. Пуансоны имели конические торцы с углами α° , равными 20° , 30° , 40° , 50° , 60° , 70° , 80° . Исходные диаметры плоской части пуансона составляли $d_0=0,5d$. После каждого выдавливания торцы пуансонов перешлифовывали до получения $d_0/d=0,6$; $0,7$; $0,8$; $1,0$. Начальная высота заготовок равнялась 25 мм; глубина выдавливаемой полости – 30...40 мм. Поверхность заготовок фосфатировали и омыливали.

На рис. 8.25 показаны типовые экспериментальные диаграммы измене-

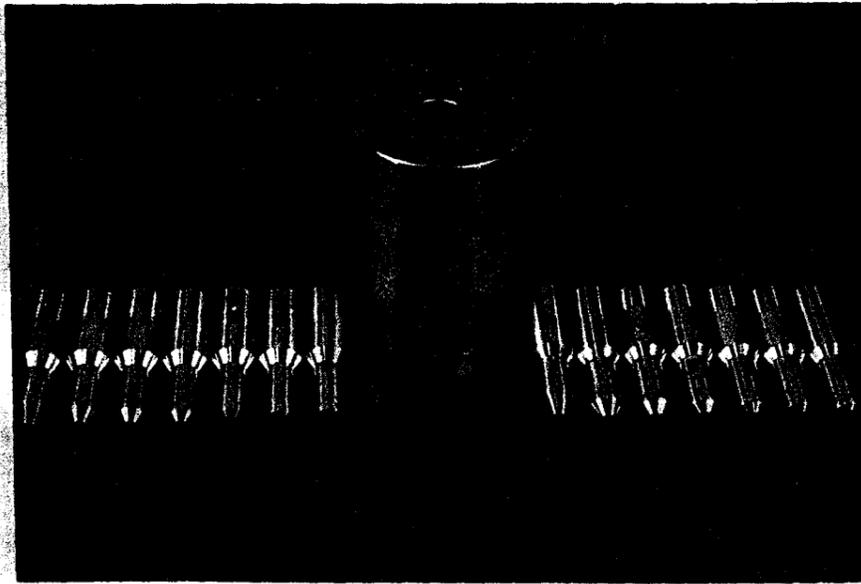


Рис. 8.24. Экспериментальный штамп для выдавливания стали пуансонами с конической формой торца

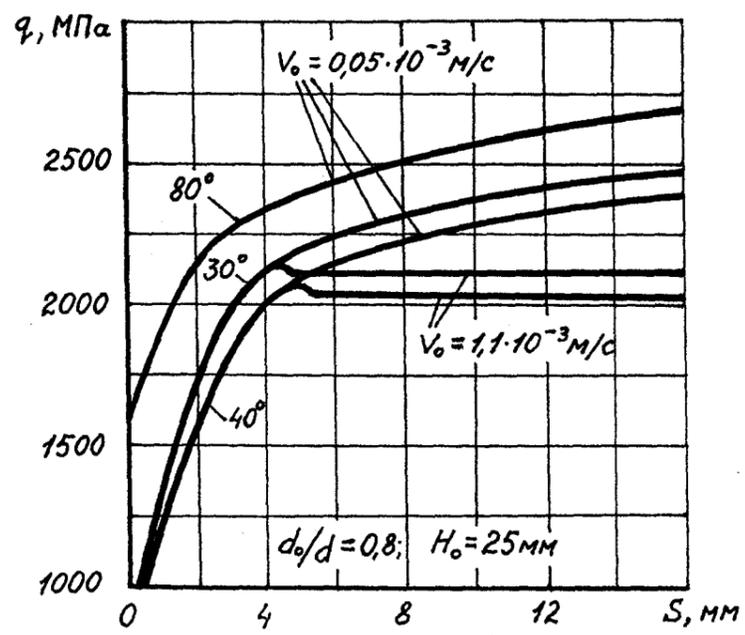


Рис. 8.25. Изменение удельного усилия от хода холодного выдавливания пуансонами с коническим торцем

ния удельного деформирующего усилия по ходу выдавливания. При скорости движения пуансона $0,05 \cdot 10^{-3}$ м/с (3 мм/мин) усилие выдавливания непрерывно возрастало, что объясняется ростом накопленной деформации и, соответственно, упрочнения в очаге пластической деформации. Путем изменения скорости выдавливания установлено, что при скорости, равной $1,1 \cdot 10^{-3}$ м/с (70 мм/мин), усилие имеет незначительный пик в начале выдавливания и далее остается постоянным. Постоянство усилия можно объяснить уменьшением напряжения текучести от разогрева очага пластической деформации вследствие температурного эффекта; при данной скорости теплоотдача в штамповый инструмент не успевает произойти, и разогрев компенсирует упрочнение заготовки.

Установленный результат позволяет сделать важный вывод: если с помощью предварительной термообработки снизить величину начального напряжения текучести, то затем можно подобрать такую скорость деформирования, при которой усилие в процессе выдавливания остается практически постоянным и определяется величиной напряжения текучести начала выдавливания. Это создает возможность выдавливания труднодеформируемых материалов при допустимой величине удельного деформирующего усилия на пуансоне.

Как видно из сравнения графиков на рис. 8.25, величины постоянного усилия при скорости $1,1 \cdot 10^{-3}$ м/с соответствуют точкам перегибов на графиках при скорости $0,05 \cdot 10^{-3}$ м/с. Поэтому для упрощения управления процессом последующее выдавливание вели при скорости $0,05 \cdot 10^{-3}$ м/с и на основании вышеизложенного за усилие выдавливания принимали соответствующее точкам перегибов.

Полученные экспериментальные результаты и их сравнение с теоретическими данными представлены в таблице 8.7 (значения удельных деформирующих усилий даны в МПа). Теоретические расчеты осуществлялись по изложенной выше методике для конических пуансонов на основе аппроксима-

ции (4.38). Так как в заданном изделии регламентировалась глубина полости, а форма перехода дна полости в стенку могла быть произвольной, то в теоретических расчетах производилось сравнение усилий при одинаковом рабочем ходе, в качестве которого принимался ход, необходимый для полного внедрения самого выпуклого торца (т.е. с $\alpha=20^\circ$ и $r_0=0,5$). Этот ход определялся по формуле (4.65) и составлял: $s=0,921$ при $R=1,33$ и $s=1,018$ при $R=1,5$. В расчетах принимались $\mu=0,1$ и $\mu_1=0,5$. В соответствии с выражением (3.128) $k_y=0,967$, т.к. согласно кривой упрочнения стали 10 на рис. 8.1 $\sigma_{s1}=620$ МПа, $\sigma_{s2}=790$ МПа, $e_1=0,4$, $e_2=1,2$. При определении $q_{тр}$ учитывали, что в качестве хода s в формулу (3.35) следует подставлять $s - s_0$, где s_0 определяется по формуле (4.65). Сравнение теоретических и экспериментальных результатов показывает хорошую качественную и количественную сходимость.

Анализ таблицы 8.7 показывает, что для всех пуансонов с $R=1,5$ удельные деформирующие усилия несколько (на 4...10%) меньше, чем для пуансонов с $R=1,33$. Для пуансонов с $R=1,5$ на основе полученных экспериментальных результатов построены трехмерные диаграммы, показанные на рис. 8.26, из которого видно, что при $r_0=0,5$ наименьшее удельное деформирующее усилие соответствует углу $\alpha=30^\circ$, а с увеличением r_0 оптимальный угол увеличивается до 45° . Аналогичная картина наблюдается и для пуансонов при $R=1,33$.

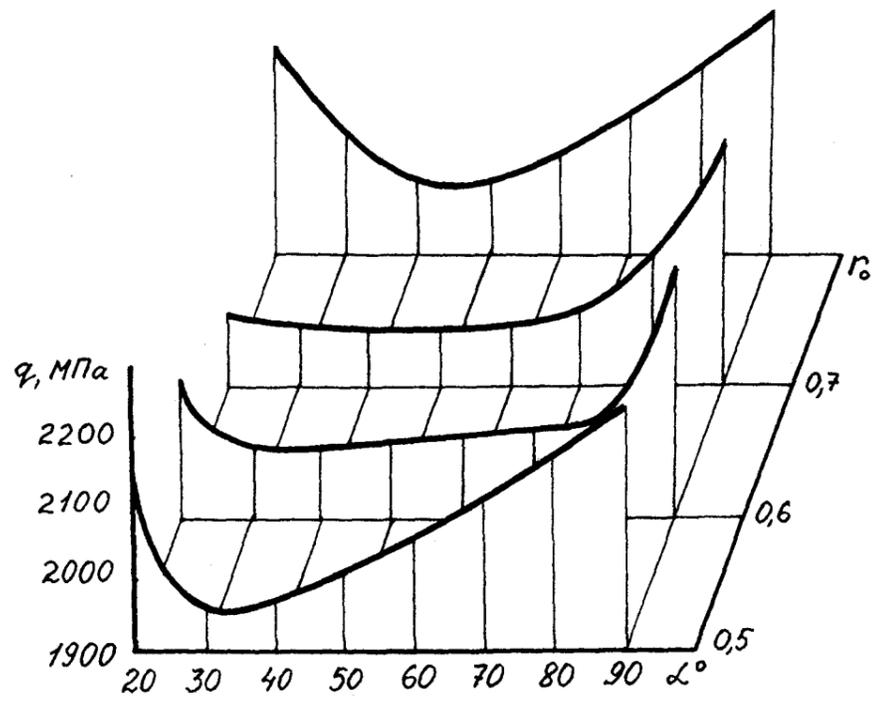


Рис. 8.26. Удельные усилия холодного выдавливания стали 10 коническими пуансонами

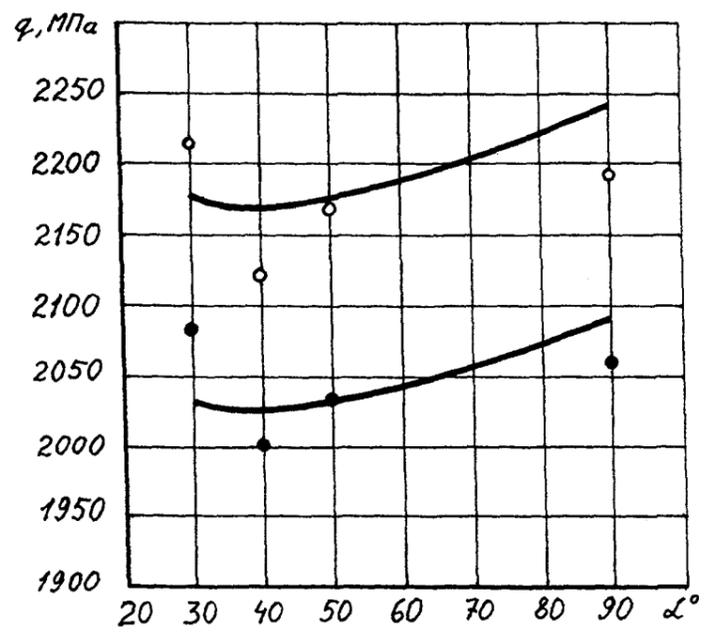


Рис. 8.27. Сравнение теоретических и опытных значений усилия холодного выдавливания нержавеющей стали 12X18H9T

Таблица 8.7

α°		20°	30°	40°	50°	60°	70°	80°	90°
$R=1,33$									
$r_0=0,5$	q_T	2408	2297	2250	2248	2259	2295	2337	2391
	q_3	2500	2210	2200	2200	2250	2280	2300	2340
	$\delta, \%$	3,8	3,8	2,2	2,1	0,4	0,7	1,6	2,1
$r_0=0,6$	q_T	2430	2320	2279	2262	2272	2302	2343	2391
	q_3	2550	2280	2200	2280	-	-	2300	2340
	$\delta, \%$	4,9	1,7	3,5	0,8	-	-	1,8	2,1
$r_0=0,7$	q_T	2439	2342	2306	2291	2299	2320	2346	2391
	q_3	2500	2160	2100	2000	-	-	2200	2340
	$\delta, \%$	2,5	7,8	8,9	12,7	-	-	6,2	2,1
$r_0=0,8$	q_T	2439	2368	2335	2326	2332	2337	2361	2391
	q_3	2280	2220	2120	2100	-	-	2280	2340
	$\delta, \%$	6,5	6,3	9,2	9,7	-	-	3,4	2,1
$R=1,5$									
$r_0=0,5$	q_T	2082	2032	2045	2057	2081	2116	2150	2191
	q_3	2130	1950	1980	2030	2050	2100	2200	2240
	$\delta, \%$	2,3	4,0	3,2	1,3	1,5	0,8	2,3	2,2
$r_0=0,6$	q_T	2105	2080	2073	2078	2093	2120	2153	2191
	q_3	2100	2000	2000	2020	-	-	2040	2240
	$\delta, \%$	0,2	3,8	3,5	2,8	-	-	5,2	2,2
$r_0=0,7$	q_T	2146	2116	2100	2102	2115	2132	2160	2191
	q_3	2050	2000	1980	1980	-	-	2080	2240
	$\delta, \%$	4,5	5,5	5,7	5,8	-	-	3,7	2,2
$r_0=0,8$	q_T	2182	2143	2130	2131	2138	2148	2165	2191
	q_3	2180	2080	2000	2000	-	-	2180	2240
	$\delta, \%$	0,1	2,9	6,1	6,1	-	-	0,7	2,2

Поскольку с увеличением угла и r_0 улучшается удержание смазки на торце пуансона и снижается вероятность трещинообразования, что важно при

выдавливании стаканов с глубокими полостями, а величина угла выхода волокна макроструктуры на внутреннюю поверхность стенки стакана растет, что повышает качество в соответствии с требованиями, предъявляемыми к заданному изделию, то для выдавливания последнего из малоуглеродистых сталей рекомендуется конический пуансон с $r_0=0,75$ и $\alpha=45^\circ$, позволяющий снизить усилие на 10...20% по сравнению с пуансоном с плоским торцом.

Влияние угла конуса пуансона на величину удельного деформирующего усилия исследовано также при выдавливании изделий из нержавеющей стали 12Х18Н9Т. Данное исследование осуществлено в ходе разработки технологического процесса изготовления диамагнитных вставок для Московского машиностроительного производственного объединения "Знамя Революции" (см. приложение). Выдавливание осуществлялось в штампе, показанном на рис. 8.24. Исходная высота заготовки равнялась 25 мм, а диаметр – 20 мм. Перед выдавливанием заготовки оксалатировали по рекомендациям работы [158] и омыливали. Производили выдавливание заготовок в состоянии поставки и после закалки при 1050°C в воду. В исследованиях использовали пуансон с плоским торцом, а также с $\alpha=30^\circ$; 40° ; 50° . По методике, подробно описанной выше применительно к выдавливанию стали 10, при $R=1,5$ и $r_0=0,8$ был проведен теоретический расчет, в котором принимали $\mu=0,1$ и $\mu_1=0,5$. В соответствии с выражением (3.128) как для стали в состоянии поставки, так и для закаленной стали $k_y=1$, т.к. согласно кривым упрочнения стали 12Х18Н9Т на рис. 8.1 при $e_1=0,1$ и $e_2=0,6$ в первом случае $\sigma_{s1}=600$ МПа, $\sigma_{s2}=1000$ МПа, а во втором - $\sigma_{s1}=560$ МПа, $\sigma_{s2}=960$ МПа. В расчетах использовали следующие аппроксимации кривых упрочнения:

$$\text{для стали в состоянии поставки} \quad \sigma_s = 1830 - 1500e^{-e_1} - 80e^{-20e_1} \text{ МПа};$$

$$\text{для стали после закалки} \quad \sigma_s = 1780 - 1490e^{-e_1} - 100e^{-20e_1} \text{ МПа}.$$

Для рабочего хода, в качестве которого принимали ход, необходимый для полного внедрения наиболее выпуклого рабочего торца (т.е. при $\alpha=30^\circ$),

$s=0,221$, величина накопленной деформации составила $e_i=0,222$. Полученные теоретические результаты для пуансонов с диаметром 13,5 мм ($R=1,5$, $r_0=0,8$) представлены на рис. 8.27 (опытные значения показаны кружками). Прочие результаты расчетов приведены в таблице 8.8, в которой данные для закаленной стали помечены индексом "з". Экспериментальные значения высоты очага пластической деформации получены по макрошлифам выдавленных заготовок, представленным на рис. 8.28.

Таблица 8.8

α°	30°	40°	50°	60°	70°	80°	90°
h	0,836	0,748	0,708	0,685	0,673	0,675	0,690
h_y	1,130	1,051	1,023	1,014	1,016	1,040	1,087
$h_{yз}$	1,20	1,12	1,10	-	-	-	1,15
$\delta_h, \%$	6,2	6,6	7,5	-	-	-	5,8
q	3,464	3,456	3,466	3,482	3,502	3,532	3,573
$q_y, \text{МПа}$	2175	2170	2176	2186	2199	2218	2243
$q_{yз}, \text{МПа}$	2220	2120	2170	-	-	-	2190
$\delta, \%$	2,1	2,3	0,3	-	-	-	2,4
$q_{yз}, \text{МПа}$	2028	2024	2029	2039	2051	2068	2092
$q_{yзз}, \text{МПа}$	2080	2000	2030	-	-	-	2060
$\delta_3, \%$	2,6	1,2	0	-	-	-	1,5

Из таблицы 8.8 видна хорошая сходимость расчетных и опытных данных. Анализ показывает, что как при выдавливании стали 12Х18Н9Т в состоянии поставки (кривая 1 на рис. 8.27), так и при выдавливании закаленной стали 12Х18Н9Т (кривая 2) наименьшее удельное деформирующее усилие соответствует углу $\alpha=40^\circ$. При выдавливании нержавеющей стали в состоянии поставки (кривая 1) величина удельного деформирующего усилия на 7...10% больше, чем при выдавливании стали после закалки (кривая 2). Аналогичная картина наблюдается и при выдавливании нержавеющей стали пу-

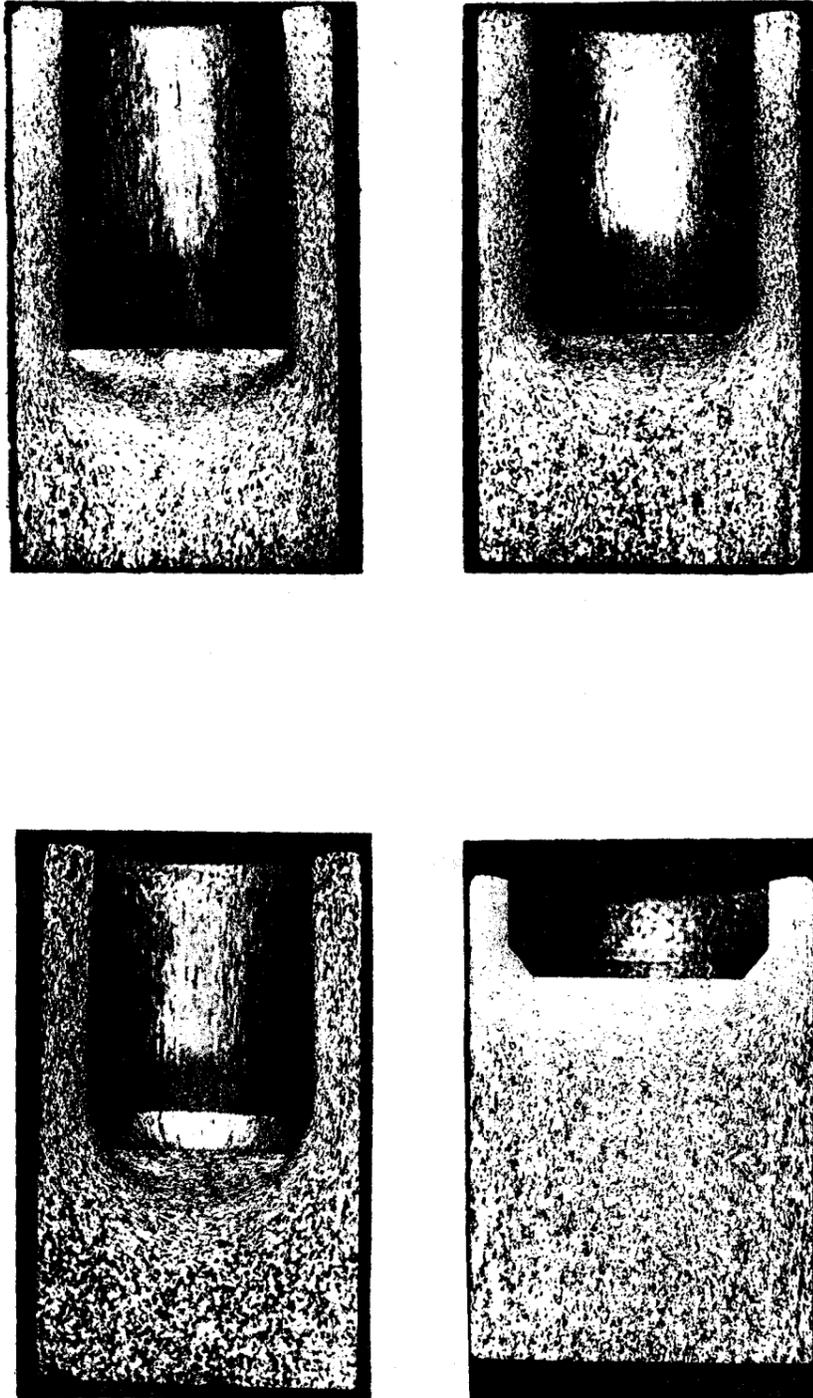


Рис. 8.28. Макрошлифы образцов, выдавленных из нержавеющей стали 12X18H9T

ансонами при $R=1,33$. Исследование влияния скорости перемещения пуансона в процессе выдавливания на характер изменения усилия деформирования подтвердило выводы, полученные при выдавливании стали 10. Для стали 12Х18Н9Т усилие оставалось постоянным при скорости $0,8 \cdot 10^{-3}$ м/с. Анализ макрошлифов на рис. 8.28 показывает полное отсутствие трещин и наливов в полученных стаканах, что подтверждает их высокое качество.

8.4. Влияние геометрических параметров инструмента на усилие выдавливания с раздачей заготовки

С целью проверки установленных зависимостей и эффективности нового способа выдавливания с раздачей заготовки [198], являющегося перспективным при изготовлении стаканов с наружным конусом, препятствующим непосредственному использованию сил активного трения или свободноплавающей матрицы, была проведена серия экспериментов.

Схема экспериментального штампа приведена на рис. 8.29. Штамп включает: пуансон 1, центрирующийся по подвижной матрице 2, в которую загружается заготовка 3, опирающаяся на вкладыш 4. В начальный момент выдавливания матрица поддерживается с помощью пружины или иным способом, а после нажатия пуансона на заготовку матрица удерживается на весу силами трения, возникающими от распора заготовки. При этом происходит синхронное перемещение вниз матрицы и пуансона, поскольку последний опирается на матрицу своим опорным участком. Металл деформируемой заготовки вытекает в расширяющуюся полость между пуансоном и матрицей, происходит раздача заготовки, вызывающая уменьшение сжимающих напряжений и тем самым снижающая усилие деформирования (рис. 8.29, б).

Геометрические параметры штампа приведены на рис. 8.30, а их величины – в таблице 8.9. С целью упрощения изготовления полость матрицы и торец пуансона выполнены коническими таким образом, чтобы зазор между ними, точнее его площадь, оставались постоянными, и металл в направлении

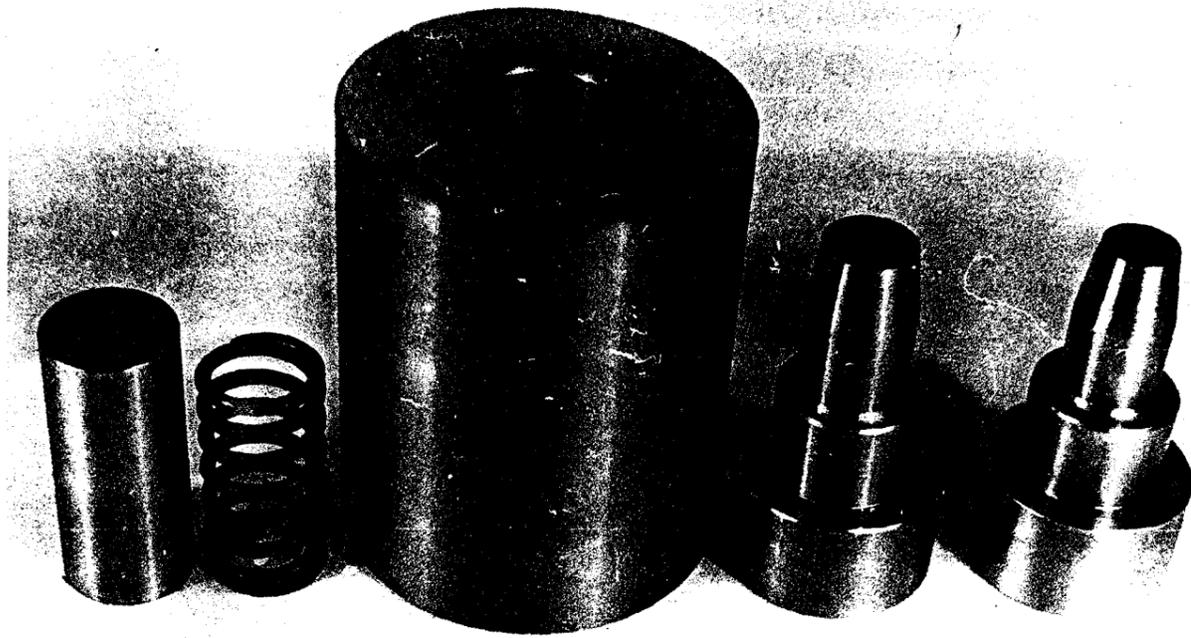
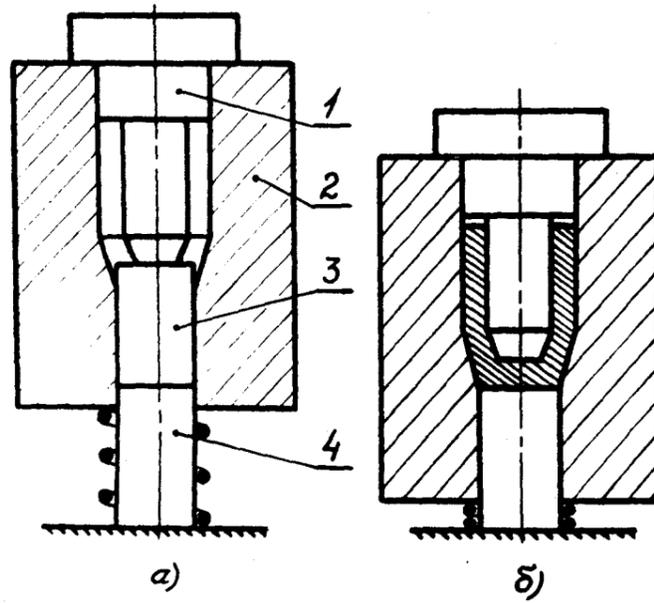


Рис. 8.29. Экспериментальный штамп для выдавливания с раздачей заготовки

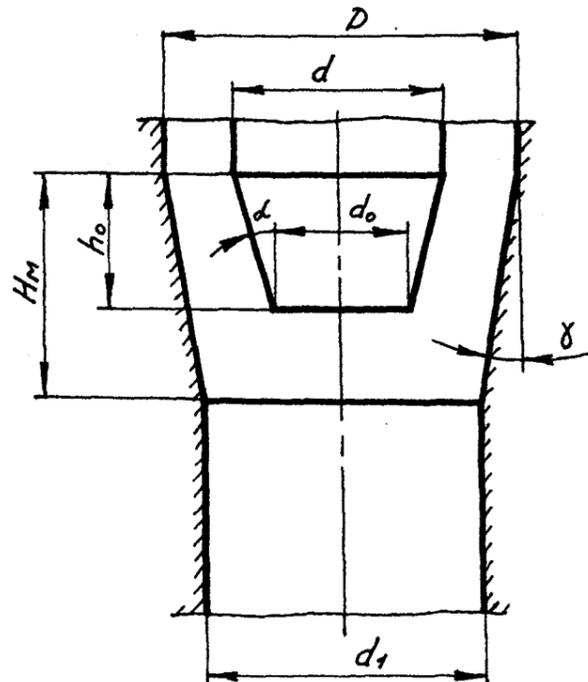


Рис. 8.30. Геометрические параметры штампа для выдавливания с раздачей заготовки

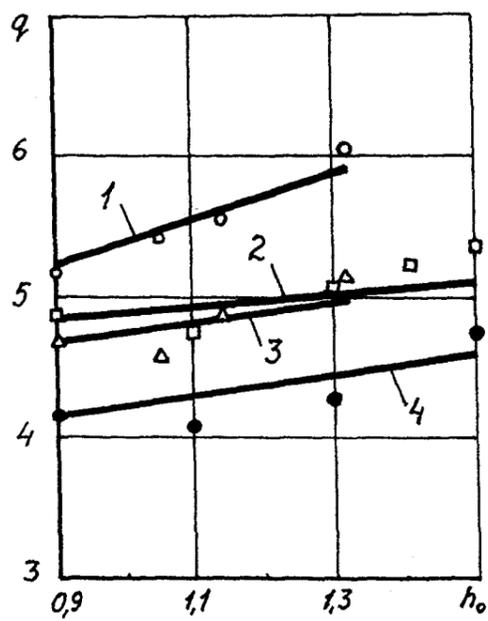


Рис. 8.31. Сравнение теоретических и экспериментальных значений усилия при выдавливании с раздачей

своего истечения не деформировался. С увеличением угла конусности матрицы раздача увеличивается, и усилие деформирования будет уменьшаться. Однако при этом снижается и величина гидростатического давления в очаге деформации, что увеличивает вероятность разрушения выдавливаемого материала. Поэтому угол конусности матрицы γ выбран нами небольшим, равным 5° .

Таблица 8.9

Постоянные размеры							Начальные размеры	
d	D	d_1	D/d	α	β	H_M	h_0	d_0
мм	мм	мм				мм	мм	мм
22,5	30	27	1,33	5°	$7^\circ 15'$	15,5	15	18,7
20,0	30	27	1,50	5°	$8^\circ 30'$	15,5	15	15,6

Производилось выдавливание смазанных животным жиром заготовок из свинца С00 в матрице с конической полостью (рис. 8.29) и параллельно тем же пуансоном - в обычной матрице с цилиндрической полостью (рис. 8.13). После каждого выдавливания высота конической части пуансона h_0 уменьшалась шлифованием на 2 мм.

Результаты расчетов и экспериментов представлены на рис. 8.31, где значками показаны опытные данные. Так как свинец не очень хорошо удерживает смазку, а рабочий ход, требующийся для полного оформления конического участка достаточно велик, то в расчетах принималась средняя величина факторов трения $\mu = \mu_3 = 0,3$. Поскольку под торцем формообразующего пуансона в исследуемом диапазоне геометрических параметров имеется застойная зона, то $\mu_1 = 0,5$. Для выдавливания без раздачи по формуле (4.62) для пуансона с малым углом конуса были получены: кривая 1 для значений $R=1,33$, $\alpha=7^\circ 15'$ и кривая 2 для значений $R=1,5$, $\alpha=8^\circ 30'$; при этом r_0 определялось с помощью формулы (4.108). Для выдавливания с раздачей по формуле (4.104) с учетом (4.108), а для значений $h_0 > 1,3$ по формуле (4.106)

были получены: кривая 3 для значений $R=1,33$, $r_1=1,2$, $\alpha=7^\circ 15'$, кривая 4 для значений $R=1,5$, $r_1=1,35$, $\alpha=8^\circ 30'$. Сравнение показывает достаточно хорошую сходимость теоретических и экспериментальных результатов, а также то, что выдавливание с раздачей заготовки позволяет на 10...20% снизить величину удельного деформирующего усилия по сравнению с обычным выдавливанием, что, соответственно, в несколько раз [110] увеличивает стойкость штампового инструмента и расширяет область применения выдавливания.

8.5. Определение силовых параметров при выдавливании с кручением

В ходе совместных работ с ООО «ПРЕССМАШ» и МГИУ (см. технический акт внедрения в приложении) была произведена проверка теоретических соотношений, полученных в главе 6. Для этого были проведены эксперименты по выдавливанию как с кручением, так и без него, изделий типа стаканов и сплошных ступенчатых стержней из алюминиевого сплава АД-31. Измерение усилий производили методами электротензометрирования с записью на осциллографическую фотобумагу.

При выдавливании стаканов диаметр матрицы равнялся 80 мм, а пуансона – 60 мм. Для предотвращения проскальзывания при кручении в донной части матрицы и на рабочем торце пуансона имелись четыре радиальные канавки глубиной 2 мм, имеющие треугольный профиль. Торцевые поверхности заготовки обезжиривались, а боковая смазывалась маслом И-20. Рабочий ход выдавливания с кручением составлял 37 мм, толщина дна изделия в момент окончания выдавливания равнялась 5 мм, а абсолютный угол закручивания - 170° . Обычное выдавливание без кручения производилось при тех же параметрах. Усилие обычного выдавливания в момент окончания процесса составило 1,81 МН, а выдавливания с кручением – 1,38 МН. Соответствующие параметры в относительных величинах: $R=1,333$; $H=0,167$; $s=1,233$;

$\varphi=2,968$ рад ; $m=2,407$; $\mu=0,3$; $\mu_1=0,5$; $(q_k/q)_3=0,762$. Согласно справочнику [77] $\sigma_{so}=150$ МПа ; $\sigma_b=200$ МПа , т.е. $n=1,333$.

Вычисленная для данных параметров по формуле (3.22) высота очага пластической деформации $h=0,465>H$, т.е. имеет место эффект дна и следует принимать $h=H=0,167$. С учетом этого из формулы (6.46) $q_k=3,272$, а из (6.48) $q=4,083$, то есть $(q_k/q)_T=0,801$ и, соответственно, $\delta=4,9\%$.

При выдавливании сплошных ступенчатых стержней диаметр полости матрицы равнялся 80 мм, диаметр отверстия в пуансоне – 50 мм, а ширина калибрующего пояска – 10 мм. В донной части матрицы и на рабочем торце пуансона имелись вышеупомянутые канавки. Боковая поверхность заготовки смазывалась маслом И-20, а торцевые обезжиривались. Рабочий ход составлял 45 мм, а абсолютный угол закручивания $\varphi=144^\circ$. При $H>h$ усилие обычного выдавливания составило 1,98 МН, а выдавливания с кручением – 1,3 МН. Соответствующие параметры в относительных величинах: $R=1,6$, $h_n=0,4$, $s=1,8$, $\varphi=2,513$ рад , $\mu=0,5$, $\alpha=90^\circ$, $(q_k/q)_3=0,657$.

По формуле (6.99) $m_{пред}=5,617$, поэтому в расчетах использовали фактическое $m=1,4$. С учетом этого из выражения (6.97) $h=0,625$, из (6.72) $\gamma=41,91^\circ$, из (6.89) $\gamma_1=48,29^\circ$, из (6.82) $\mu_1=0,333$, из (6.95) $q_k=2,785$, из (6.96) $q=4,181$, т.е. $(q_k/q)_T=0,666$. Таким образом, расхождение с экспериментом $\delta=1,4\%$. По формуле Перлина-Сторожева для обычного выдавливания $q=4,256$, т.е. $\delta=1,8\%$.

8.6. Выводы по главе 8

1. Проведенные экспериментальные исследования подтвердили достоверность и высокую точность установленных теоретических зависимостей, что позволяет рекомендовать их для практического использования.

2. При выдавливании полых изделий обеспечивающая минимальную величину деформирующего усилия форма торца пуансона определяется относительным радиусом матрицы, применяемой смазкой и свойствами мате-

риала заготовки, такими как упрочняемость и способность удерживать смазку. При выдавливании глубоких стаканов с $R=1,3\dots 1,5$ из малоуглеродистой стали оптимальной формой торца пуансона является коническая с $r_0=0,75$ и $\alpha=45^\circ$, а при выдавливании нержавеющей стали 12Х18Н9Т с $r_0=0,8$, минимальная величина удельного деформирующего усилия будет при $\alpha=40^\circ$.

3. Для обеспечения допустимых напряжений на инструменте следует подбирать такую скорость деформирования, при которой не успевают произойти теплоотдача в штамповый инструмент и усилие в процессе выдавливания остается практически постоянным вследствие уменьшения напряжения текучести температурным эффектом деформации, компенсирующим упрочнение заготовки. При выдавливании стаканов с $R=1,3\dots 1,5$ из малоуглеродистых сталей эта скорость равна $1,1 \cdot 10^{-3}$ м/с, а из нержавеющей стали 12Х18Н9Т - $0,8 \cdot 10^{-3}$ м/с.

4. Угол выхода волокна макроструктуры на внутреннюю поверхность стенки стакана максимален при выдавливании пуансоном с плоским торцом, а с увеличением выпуклости торца уменьшается, при этом наибольшие значения величины этого угла находятся в области $R=1,4\dots 1,6$.

5. Выдавливание с раздачей заготовки позволяет значительно (при $R=1,3\dots 1,5$ на 10...20%) снизить удельные деформирующие усилия по сравнению с обычным выдавливанием, что обуславливает его высокую эффективность при изготовлении стаканов с наружным конусом.

6. Выдавливание с кручением также позволяет значительно (на 20...35%) снизить удельные деформирующие усилия по сравнению с обычным выдавливанием.

ГЛАВА 9

РАЗРАБОТКА И СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ПРОИЗВОДСТВА СТАЛЬНЫХ СТАКАНОВ С ГЛУБОКИМИ ПОЛОСТЯМИ И СТУПЕНЧАТЫХ ВТУЛОК ЗВЕНА ЭКСКАВАТОРА ЭО 5115

9.1. Анализ существующих технологических процессов производства стальных стаканов с глубокими полостями

Крупногабаритные (с наружным диаметром 50 мм и более) детали типа стакан с отношением наружного диаметра к внутреннему 1,3-1,5 и глубиной полости в 4 и более раз превышающей ее диаметр в настоящее время получают следующими способами обработки давлением:

1. **Листовой штамповкой**, включающей операции вырубki плоской дисковой заготовки, вытяжку из нее стакана и несколько операций вытяжек с утонением стенки. Недостатками данного способа являются низкий коэффициент использования металла (КИМ), по данным ЦНИТИМ составляющий 60% , и то, что стоимость листа стали значительно выше, чем стоимость проката круглого сечения той же массы. Те же недостатки остаются и при замене вытяжек с утонением стенки на операции раскатки, которые, к тому же, приводят к зачастую недопустимой волнистости раскатываемой поверхности и требуют создания специализированного оборудования. Поэтому в массовом производстве рассматриваемых изделий листовую штамповку не применяют;

2. **Горячей объемной штамповкой**, требующей меньшие, чем при других способах, количество переходов и мощность оборудования, и включающей два основных способа: а) горячую прошивку; б) горячую прошивку с последующей горячей вытяжкой с утонением стенки. Первый из этих способов позволяет сократить техпроцесс и облегчает автоматизацию и механизацию, но имеет следующие недостатки: большой расход штампового инструмента вследствие высоких удельных нагрузок в условиях высоких температур; обя-

зательность обработки внутренней полости получаемого стакана из-за быстрого износа рабочей поверхности пуансона, приводящего к дефектам и значительным отклонениям от заданных размеров; большие припуски на удаление окалины и механическую обработку. Второй способ увеличивает количество оборудования и усложняет автоматизацию и механизацию, но частично устраняет недостатки первого. При обоих способах горячей объемной штамповки низок КИМ, для упомянутых изделий по данным ЦНИТИМ равный 62%. Для получения заданных механических характеристик необходимо применять сталь с высоким содержанием углерода (для оговоренных в разделе 9.2 изделий - сталь 60), производство и обработка которой обходятся дороже, чем низкоуглеродистой стали;

3. **Комбинированной объемной штамповкой**, включающей операцию рубки заготовки, калибровку, горячую прошивку, несколько операций холодных вытяжек с утонением стенки и холодную калибровку дна, обеспечивающую равнопрочность последнего и холоднотянутых стенок стакана. Применение нескольких вытяжек позволяет уменьшить высоту заготовки, получаемой после прошивки, а следовательно, и объем металла, снимаемого вдоль оси заготовки обработкой резанием, необходимой для снятия окалины и устранения разностенности, достигающей после горячей прошивки рассматриваемых изделий около 4 мм. По данным ЦНИТИМ в этом случае КИМ равен 76%. Вместо стали 60 применяют сталь 20, обеспечивающую требуемые свойства в результате упрочнения, что, вместе с повышением КИМ, дает значительный экономический эффект по сравнению с горячей штамповкой. Технологические процессы комбинированной штамповки являются лучшими из реально используемых, но имеют следующие существенные недостатки: большое количество переходов, а следовательно, и большое количество оборудования, промежуточных отжигов и фосфатирований; для операции холодной калибровки дна используется оборудование большой мощности (чеканочный пресс К-0044 номинальным усилием 25 МН), при этом стойкость инструмента низ-

кая из-за высоких удельных деформирующих усилий; наличие горячей операции снижает возможный КИМ;

4. **Полугорячей объемной штамповкой**, позволяющей повысить точность размеров изделия, улучшить качество поверхности по сравнению с горячей штамповкой и в то же время снизить по сравнению с холодной потребляемую мощность оборудования. Применяемые для получения глубоких стаканов переходы аналогичны приведенным выше для комбинированной штамповки (возможна замена вытяжек с утонением стенки на прямое выдавливание), но осуществляется в режиме, близком к условиям неполной горячей деформации в интервале температур от 500° до 800°С. При таких режимах в металле имеет место одновременно микроструктура двух различных типов: рекристаллизованная (с равноосными зёрнами) и нерекристаллизованная (с вытянутыми зёрнами), что приводит к увеличению неравномерности деформации и уменьшению пластичности выдавливаемого материала, т.е. увеличению вероятности его разрушения в процессе штамповки. Стойкость штампового инструмента при полугорячем выдавливании ниже, чем при холодном и горячем, т.к. нагрузки на инструмент достигают значительной величины порядка 1400 МПа в условиях повышенных температур.

9.2. Постановка задачи. Разработка технологических переходов и конструкции штампового инструмента для выдавливания стальных стаканов с глубокими полостями

Целью исследования являлась выработка рекомендаций по рациональной технологии производства стальных стаканов с глубокими полостями, а также апробация установленных выше результатов исследований процессов выдавливания полых изделий.

Чертеж заданного изделия представлен на рис. 9.1. По условиям заказчика допускалось варьирование формой дна полости стакана. К механическим свойствам в стенках получаемого изделия предъявлялись следующие

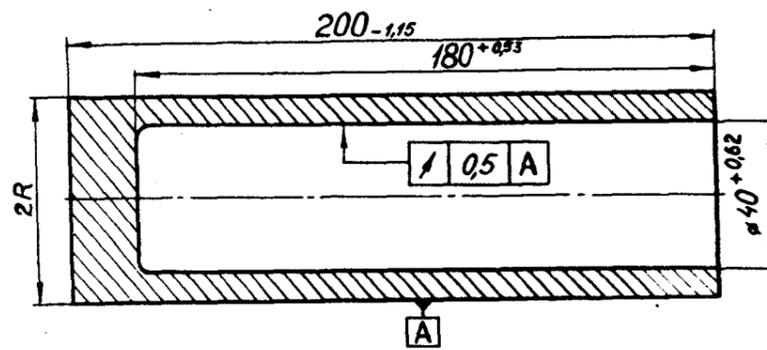


Рис. 9.1. Чертеж заданного изделия

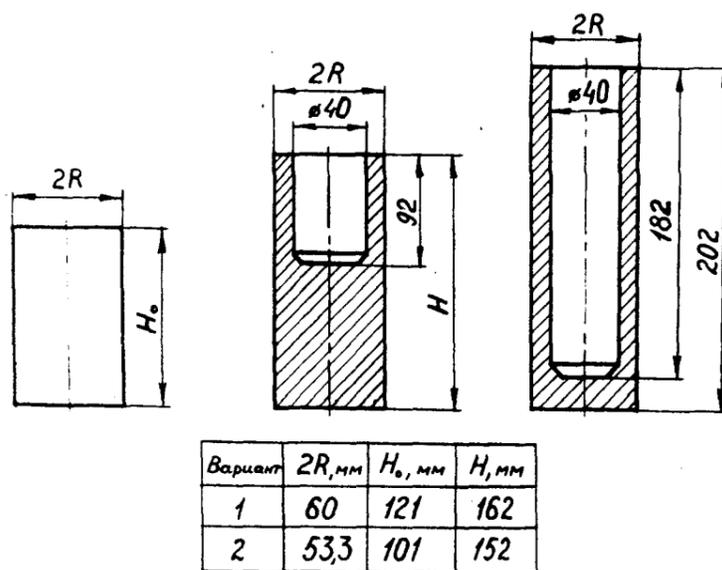


Рис. 9.2. Разработанный технологический процесс изготовления заданного изделия

требования: максимальное повышение прочностных характеристик ($\sigma_{0,2}$, $\sigma_{вр}$) и твердости (HB), и снижение характеристик пластичности (δ_5 , ψ_5) и ударной вязкости (a_n). В качестве материалов для изготовления данных изделий были заданы углеродистые стали: Ст. 3, 10, 20, 35, 45.

К технологическому процессу предъявляли требования: минимальное количество переходов, применение универсального кузнечно-прессового оборудования (вследствие отсутствия специализированного), простота конструкции штампа. Последние два требования исключали принудительный привод матрицы в направлении истечения металла для создания активных сил трения или вращение пуансона для скручивания заготовки. Поэтому, при разработке технологического процесса и конструкции штампового инструмента была выбрана схема обратного выдавливания в свободноплавающей матрице, позволяющая при простой конструкции снизить величину удельного деформирующего усилия.

Разработанный нами технологический процесс, удовлетворяющий перечисленным выше требованиям, включает следующие операции (рис. 9.2):

1. Получение исходной заготовки (в экспериментальных условиях - точением, а в производственных - рубкой проката круглого сечения на прессножницах);
2. Фосфатирование и омыливание;
3. Холодное обратное выдавливание полости приблизительно до половины требуемой глубины;
4. Отжиг полученного полуфабриката, фосфатирование и омыливание его поверхности;
5. Холодное обратное выдавливание полости до требуемой глубины.

Необходимость применения двух переходов обратного выдавливания обусловлена тем, что согласно проведенному в разделе 3.7 расчету, при величине рабочего хода, равной 2,1 радиусам полости стакана, исчерпывается ресурс пластичности заготовки, что приводит к появлению трещин. Кроме того,

вследствие истечения смазки может произойти разрыв смазочного слоя и налипание металла на инструмент.

Важно заметить, что отжиг не снижает эффективности разработанного техпроцесса, поскольку он необходим заказчику для последующей доработки изделия (обжима его верхней части).

По сравнению с лучшим из существующих (разработанная в ЦНИТИМ комбинированная штамповка) предлагаемый техпроцесс изготовления изделий данного класса включает втрое меньшее количество переходов и высокий КИМ порядка 91% (т.е. на 15% выше), что обуславливает его высокую эффективность. В настоящее время средняя стоимость 1 тонны малоуглеродистой стали составляет 60 тысяч рублей. С учетом этого ожидаемый экономический эффект только за счет повышения КИМ на 15% составит 9000 рублей на 1 тонну получаемых изделий.

Разработанный для осуществления данного технологического процесса штамп перед началом выдавливания показан на рис. 9.3, а его схема в процессе выдавливания - на рис. 9.4. Штамп включает крепящуюся к ползуну пресса верхнюю плиту 1, в которую запрессованы направляющие втулки 2, центрирующиеся по колонкам 3, запрессованным в нижнюю плиту 19, крепящуюся к столу пресса. В верхней плите установлен опорный вкладыш 4, на который опирается пуансон 14, прикрепленный винтами к верхней плите с помощью пуансонодержателя 6 и кольца 5. В средней плите 10, втулки которой 11 могут свободно перемещаться вместе с плитой по направляющим колонкам 3, установлена матрица 9, запрессованная в бандажную обойму 12, к внешним пазам которой крепится, с возможностью быстрого съема, крышка 7. Под крышкой установлено закаленное кольцо 8, необходимое для съема выдавленного стакана с пуансона. С помощью шпилек 15 и гаек 13 матрица, в случае необходимости, может быть застопорена. Выталкивание выдавленного стакана осуществляется выталкивателем 17, размещенным в опорном кольце 18, установленном в нижней плите 19. Загруженная в матрицу заго-



Рис. 9.3. Штамп для выдавливания опытно-промышленных партий стаканов

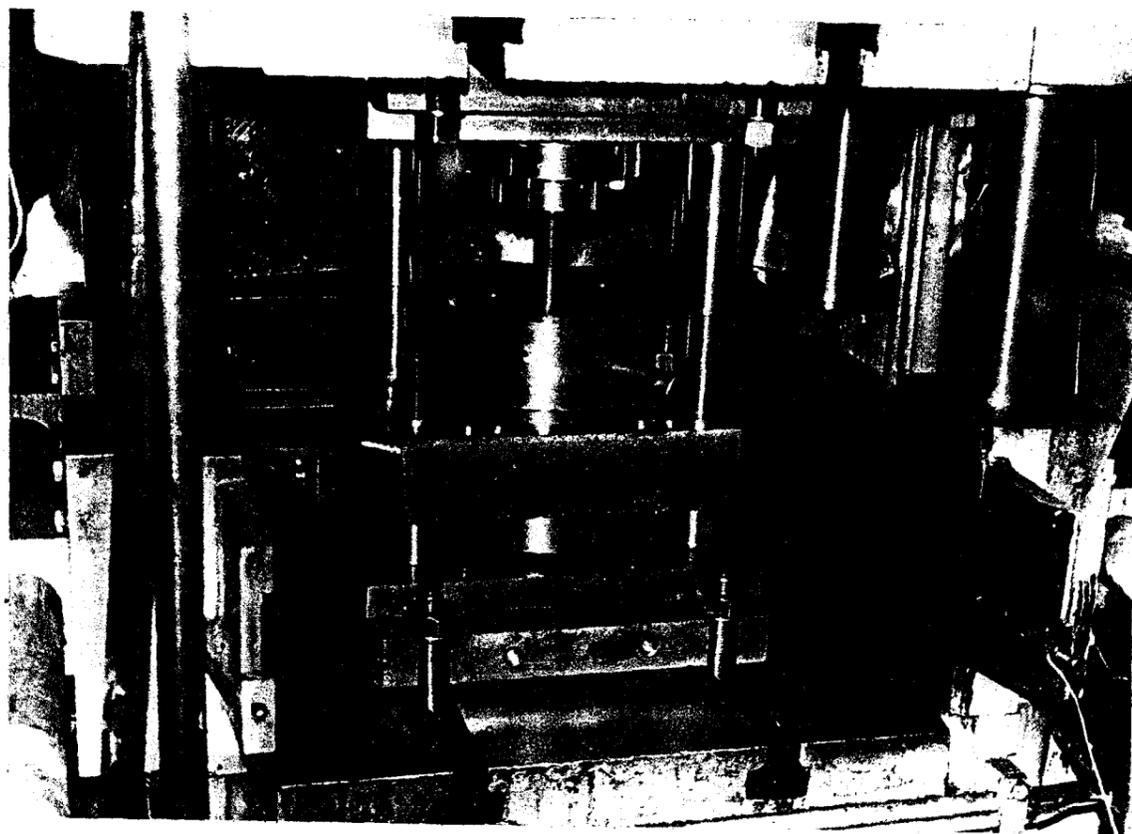
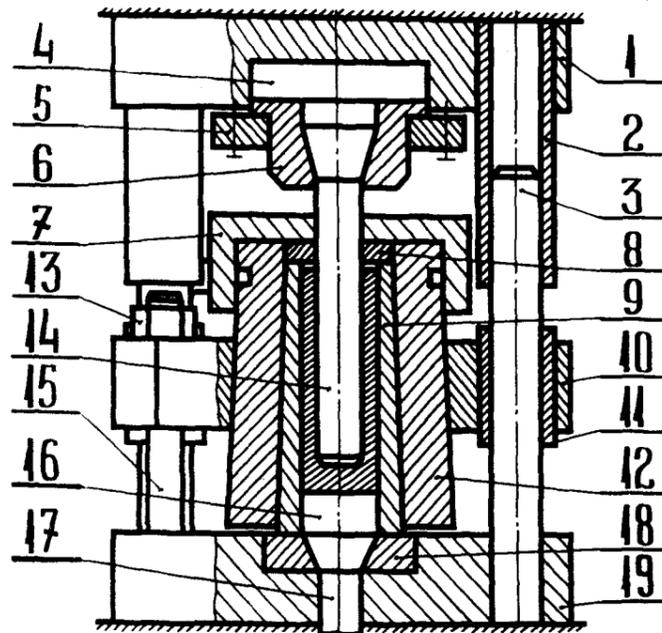


Рис. 9.4. Штмп в процессе выдавливания стакана

товка упирается в опорный вкладыш 16.

С учетом установленной в разделе 8.3 оптимальной скорости деформирования, а также ограничения допустимого удельного деформирующего усилия величиной 2500 МПа, выдавливание производили в лаборатории кафедры ОМД МГТУ им. Н.Э.Баумана на гидравлическом прессе фирмы "Moldmatis" (Италия) с номинальным усилием 4 МН и скоростью рабочего хода $2 \cdot 10^{-3}$ м/с (120 мм/мин).

В качестве материала матрицы использовалась сталь X12M, а пуансонов - ЭП-761 (8X4B2C2MФ); последние закаливались и отпускались до твердости *HRC* 61...63, поверхность их карбонитрировалась, после чего твердость на ней возрастала до *HRC* 68...70. Для экспериментальных исследований использовали пуансоны с коническими торцами с $r_0=0,5$ при $\gamma=75^\circ$ и с $r_0=0,7$ при $\gamma=50^\circ$, а для выдавливания опытно-промышленных партий стаканов - с $r_0=0,75$ при $\gamma=45^\circ$, в соответствии с результатами, полученными в разделе 8.3.

9.3. Методика контрольных измерений усилия деформирования по ходу выдавливания

Для определения изменения усилия деформирования по ходу выдавливания измеряли давление в рабочей полости главного гидроцилиндра прессы, которое при обработке результатов, умножали на площадь плунжера. Измерение давления производили с помощью датчика в виде трубки с наклеенными тензорезисторами. Рабочий и компенсационный (для компенсации изменения сопротивления тензорезистора от температуры) тензорезисторы соединяли в полумост, подключали к полумосту одного из каналов усилителя 8АНЧ и получали мост Уитстона, разность потенциалов на измерительной диагонали которого усиливалась усилителем. Измерение перемещения ползуна прессы производили с помощью струнного ходографа, который подключали к полумосту другого канала усилителя. С выходов каналов усилителя

сигналы поступали на светолучевой осциллограф Н-700, где их записывали на осциллографическую фотобумагу. Расшифровку полученных фотозаписей осуществляли с помощью тарировочных графиков, которые регулярно проверялись с целью исключения влияния возможной нестабильности работы электротензометрической аппаратуры. После определения усилия, путем деления последнего на площадь поперечного сечения калибрующего пояска пуансона, определяли величину удельного деформирующего усилия.

9.4. Аprobация разработанного технологического процесса. Результаты штамповки опытно-промышленных партий стаканов

Для контроля работоспособности изготовленного штампа провели выдавливание алюминиевого сплава Д16, подтвердившее высокое качество изготовленного инструмента и возможность получения стаканов заданной размерной точности.

Исходные цилиндрические стальные заготовки получали точением на токарном станке с шероховатостью поверхности Rz 80. Перед выдавливанием заготовки подвергали травлению, фосфатированию и омыливанию. Для травления применяли раствор серной кислоты. После травления промывали заготовки в холодной и горячей воде. Для фосфатирования применяли раствор, состоящий из монофосфата цинка в концентрации 70 г/л и нитрата натрия - 35 г/л. Температура раствора - 70...80°C, время фосфатирования - 10...15 мин. Фосфатированные заготовки после промывки омыливали. Концентрация мыльного раствора - 50...70 г/л 72% хозяйственного мыла, температура около 50...70°C, время омыливания - 10...15 мин. В мыльный раствор добавляли порошок графита.

Заготовки из стали 10 выдавливали без предварительного отжига. Установлено, что при выдавливании в свободной матрице (рис. 9.5) усилие де-

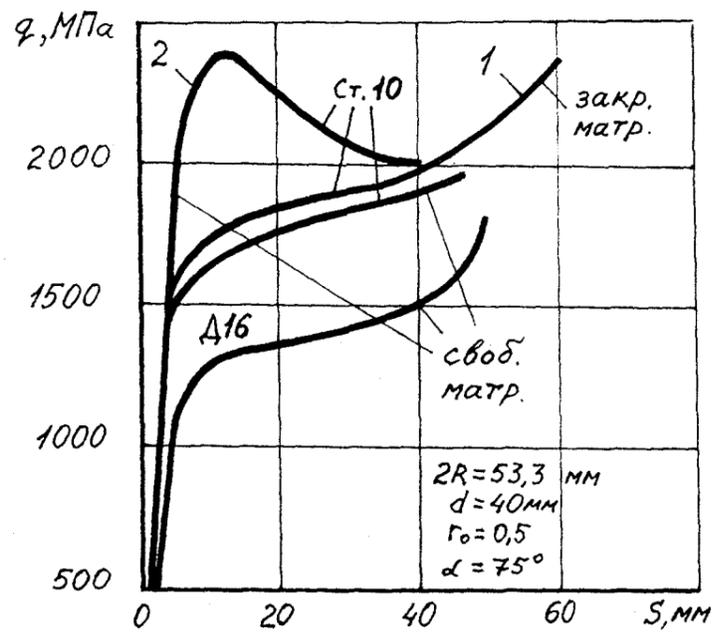


Рис. 9.5. Изменение усилия деформирования по ходу выдавливания



Рис. 9.6. Дефекты, возникающие в стакане из стали 10, при выдавливании его за один переход

формирования на 7...10% меньше, чем при выдавливании в закрепленной матрице, что подтверждает результаты, полученные в разделе 3.1. Поэтому в дальнейшем, выдавливание производили в свободноплавающей матрице. Провести выдавливание заготовок из стали 10 до заданной глубины полости за один переход не удалось из-за сваривания материалов заготовки и инструмента, которое начиналось при глубине полости, приблизительно равной трем ее диаметрам. При этом усилие резко возрастало (кривая 1 на рис. 9.5), пуансон уводило в сторону вследствие неравномерности истечения металла, вызванной резким увеличением трения в местах разрыва смазочного слоя и налипа на инструмент (рис. 9.6). При обратном ходе налип на пуансоне оставлял задиры на полученной поверхности стенки стакана (рис. 9.6). Поэтому при достижении глубины полости, приблизительно равной двум ее диаметрам, выдавливание, согласно разработанному технологическому процессу, прерывали, делали отжиг, фосфатирование и омыливание заготовки. Установлено, что низкий отжиг при температуре 580...600°C недостаточно эффективен для устранения деформационного старения выдавливаемого полуфабриката, поскольку после него наблюдается значительный пик усилия (рис. 9.5, кривая 2) в начале выдавливания. Поэтому в дальнейшем применяли отжиг по режиму [164]: нагрев до 680...700°C, выдержка 3 часа, охлаждение с печью.

Для проверки высказанного в разделе 8.3 предположения о компенсации упрочнения температурным эффектом, был проведен эксперимент, в котором процесс прерывали на 5...8 секунд, после чего выдавливание продолжали. Для сравнения выполнили выдавливание без прерываний. Результаты эксперимента представлены на рис. 9.7. Установлено, что после прерывания усилие выдавливания резко возрастает, давая характерный пик на кривой усилия по ходу деформирования, а затем падает до усилия выдавливания без прерываний. Последнее обусловлено тем, что заготовка вновь получает разогрев от температурного эффекта деформации. При этом пик усилия после

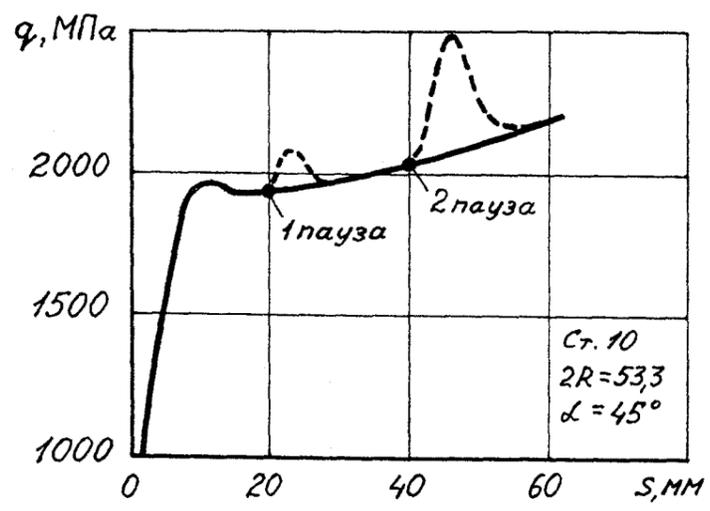


Рис. 9.7. Влияние температурного эффекта на усилие выдавливания

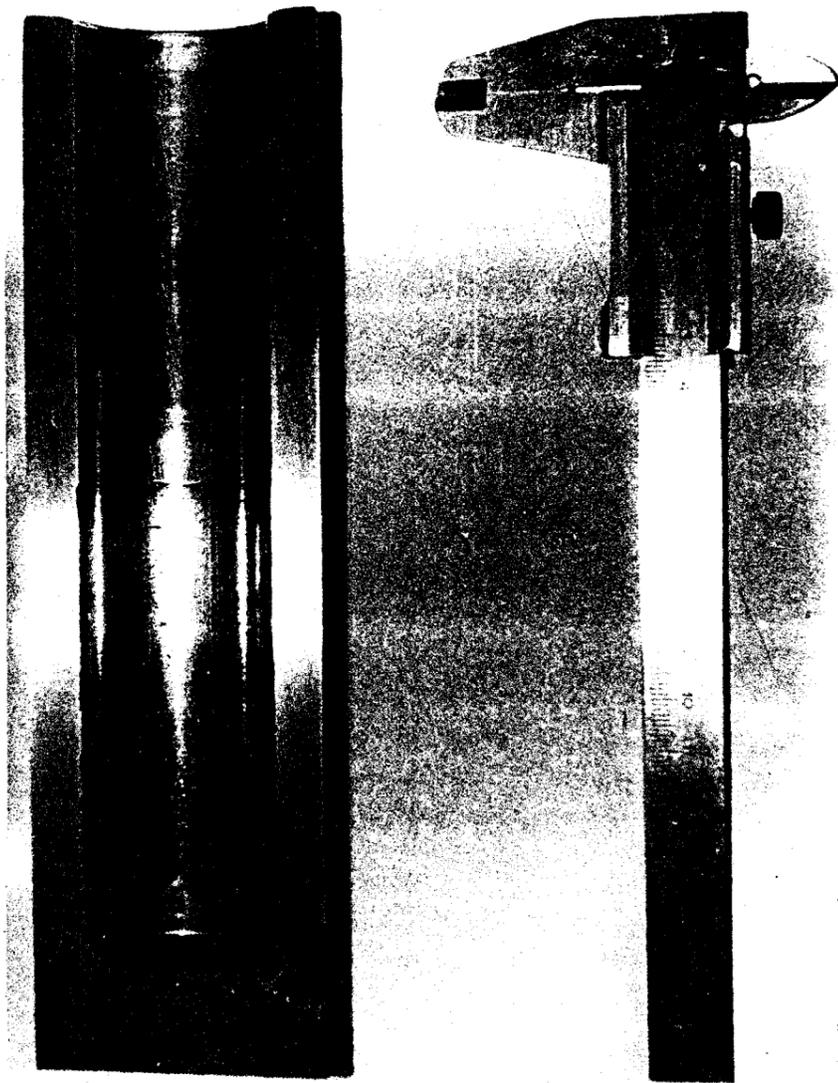


Рис. 9.8. Интенсивное трещинообразование на поверхности полости

паузы при ходе 40 мм значительно превышает пик при ходе 20 мм, что объясняется большей величиной накопленной деформации и, соответственно, упрочнения, которое надо преодолеть.

Сравнение величин удельного деформирующего усилия при выдавливании заготовок из стали 10 пуансонами с разными размерами конической части подтвердило результаты, полученные в разделе 8.3. При величине рабочего хода, равной 36 мм, удельные деформирующие усилия равнялись: на пуансоне с $r_0=0,75$ и $\gamma=45^\circ$ - 1830 МПа; на пуансоне с $r_0=0,5$ и $\gamma=75^\circ$ - 1940 МПа; на пуансоне с $r_0=0,7$ и $\gamma=50^\circ$ - 1850 МПа. Соответственно, усилие на первом пуансоне было на 6% меньше, чем на втором, и на 1% меньше, чем на третьем.

Заготовки из стали 20 выдавливали без предварительного отжига, а промежуточный осуществляли по приведенному выше режиму. Попытка выдавливания стакана за один переход с промежуточной смазкой дна его внутренней полости дисульфитом молибдена, смешанным с ружейной смазкой, с целью устранения налипа, подтвердила результаты расчета предельного формоизменения заготовки за один переход, полученные в разделе 3.7. На рис. 9.8 хорошо заметно интенсивное трещинообразование в стакане из стали 20 с $R=1,5$, начинающееся при величине рабочего хода, равной 2,2 радиуса калибрующего пояска пуансона, что отличается на 4,8% от $s=2,1$, найденного теоретически. Точность теоретического расчета величины предельного формоизменения подтверждает также рис. 9.9, на котором показан стакан из стали 20 с толщиной дна 3 мм при толщине стенки 10 мм, выдавленный за один переход с промежуточной подмазкой дисульфитом молибдена, смешанным с ружейной смазкой. Там трещинообразование началось при $s=2,08$, что отличается от теоретической величины на 1,0%. Выдавливание последнего стакана подтвердило, кроме того, эффективность применения свободноплавающей матрицы при изготовлении глубоких стаканов с тонким дном; максимальное удельное деформирующее усилие равнялось 2600 МПа, что вполне приемле-

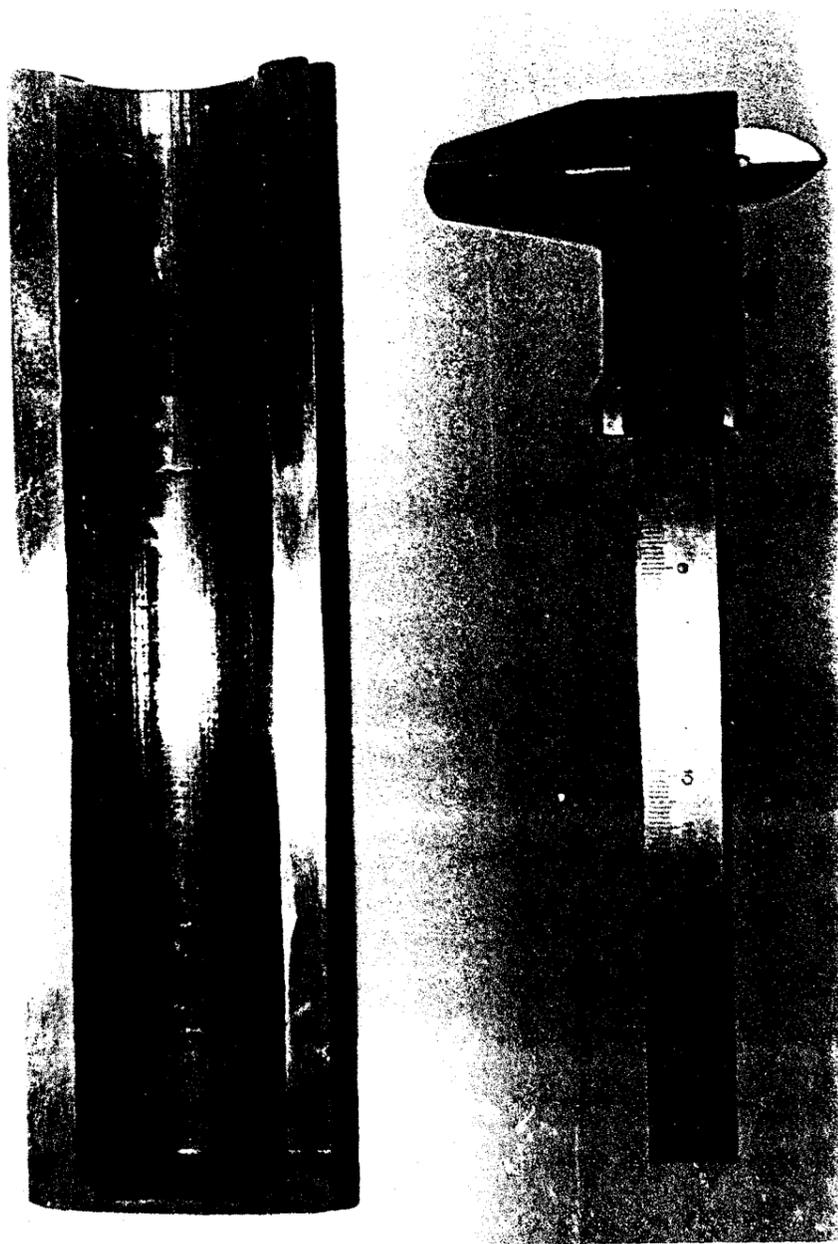


Рис. 9.9. Интенсивное трещинообразование на внутренней поверхности стакана из стали 20 с толщиной дна 3 мм при толщине стенки 10 мм, выдавленного за один переход без промежуточного отжига

мо при изготовлении подобных изделий. В донной части этого стакана (рис. 9.9) хорошо заметна утяжина, которая начала образовываться при толщине дна, равной 6 мм. В относительных величинах это значение $(h_{кр})_э=0,3$, что хорошо согласуется с теоретической величиной $(h_{кр})_т=0,31$ ($\delta=3,2\%$), найденной по формуле (3.142) для значений $R=1,5$, $\mu=0,5$ (принято, так как в данном конкретном случае к началу образования утяжины величина рабочего хода была очень большой ($s>2$), в связи с чем смазочный слой между боковой поверхностью заготовки и матрицей сильно истощен), $\mu_0=0,1$ (принято, так как смазочный слой на нижнем торце заготовки, независимо от общей величины рабочего хода, вступает в работу лишь при начале эффекта дна, т.е. непосредственно перед образованием утяжины, в связи с чем является свежим).

Выдавливание, проведенное согласно разработанному выше технологическому процессу, позволило получить высококачественные изделия без трещин, задиров и налипа на пуансон (рис. 9.10). На крайнем правом стакане заметен переход во внутренней полости, обусловленный тем, что после промежуточного фосфатирования слой фосфата цинка на уже выдавленной стенке остается нетронутым (матовая поверхность), а ниже - интенсивно изнашивается в процессе выдавливания, приводя к увеличению блеска в направлении дна стакана.

Заготовки из стали Ст. 3 выдавливали как без предварительного отжига, так и с предварительным по режиму [164]: нагрев до $870...890^\circ\text{C}$, выдержка 1 час, охлаждение на воздухе, нагрев до $680...700^\circ\text{C}$, выдержка 4 часа, охлаждение с печью. Для сталей 35 и 45 осуществляли предварительный мартеновский отжиг [158]: нагрев до $760...780^\circ\text{C}$, выдержка 1 час, охлаждение с печью до $650...670^\circ\text{C}$, выдержка 1 час - 4 цикла, затем охлаждение с печью. Диаграммы истинных напряжений использованных в исследованиях сталей, построенные по результатам испытаний на сжатие с выточками по торцам, заполненными смазкой, приведены на рис. 8.1.

Графики изменения усилия выдавливания и удельного деформирующе-

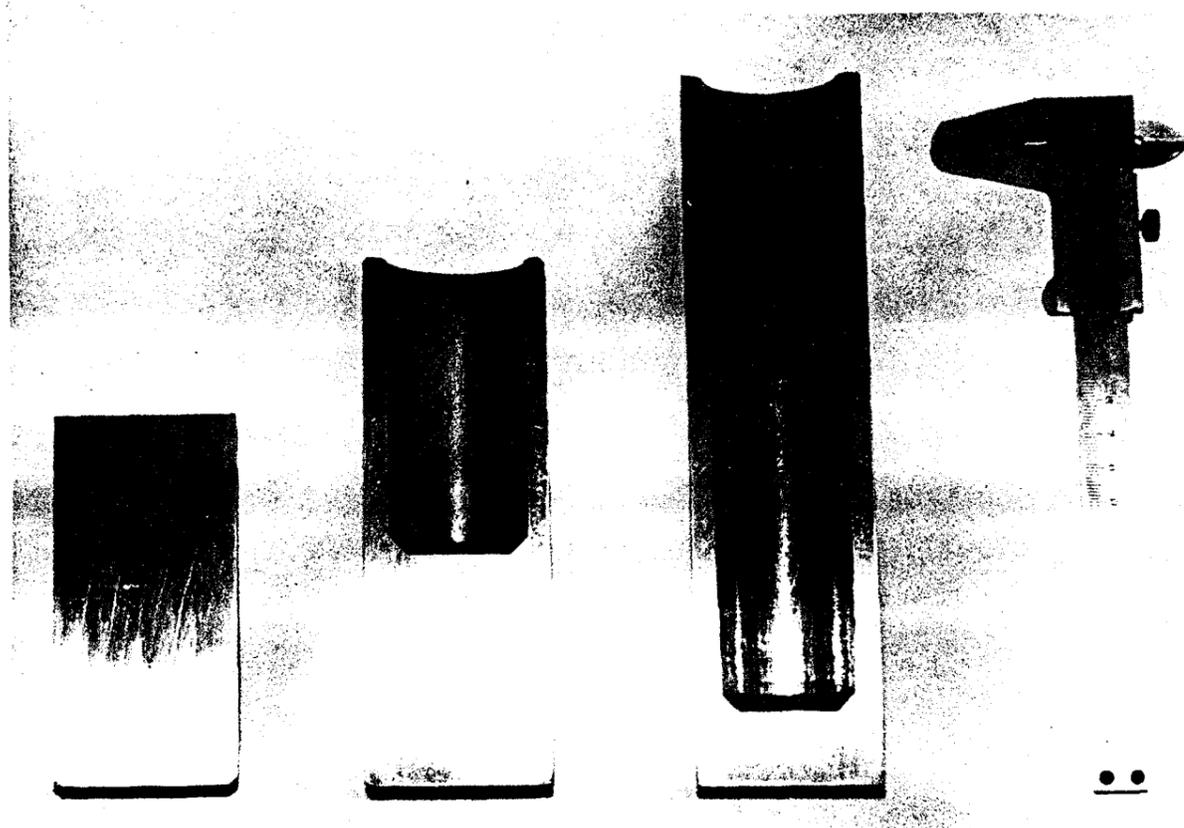


Рис. 9.10. Изготовление глубоких стаканов по разработанному технологическому процессу. На крайнем правом стакане видны два участка: сверху участок с нетронутым после промежуточного фосфатирования слоем фосфата цинка (матовая поверхность); внизу – слой фосфата цинка, изношенный в процессе выдавливания (увеличение блеска в направлении дна стакана)

го усилия по ходу выдавливания приведены на рис. 9.11 и 9.12. Сравнение показало, что величина удельного деформирующего усилия при выдавливании стаканов с наружным диаметром 60 мм ($R=1,5$) примерно на 20% меньше, чем при выдавливании стаканов с наружным диаметром 53,3 мм ($R=1,33$). Анализ графиков (рис. 9.11) показывает также высокую эффективность предварительного отжига, после которого для выдавливания стали 45 требуются меньшие усилия, чем для выдавливания неотожженной стали 20.

Было изготовлено 5 партий стаканов общим количеством 120 штук. При этом величина удельного деформирующего усилия всегда находилась в допустимых пределах, определяемых величиной 2500 МПа, что видно из рис. 9.5, 9.11 и 9.12.

При выдавливании стаканов из сталей 35 и 45 за один переход, налип на пуансоне практически отсутствовал, что объясняется меньшей схватываемостью этих сталей с материалом пуансона после разрыва смазочного слоя. Однако, наблюдались разностенность и трещинообразование. Поэтому, в производстве рекомендуется применять разработанный техпроцесс выдавливания за два перехода (рис. 9.2).

9.5. Механические свойства выдавленных изделий

При выдавливании стаканов из сталей различных марок были исследованы механические свойства материала в трех состояниях: в состоянии поставки (исходное), в отожженном состоянии и после холодной штамповки обратным выдавливанием. Величины пределов текучести и прочности, относительные удлинения и сужения шейки измерены на 5-кратных гагаринских образцах; твердость и ударная вязкость определялись на образцах Менаже. После деформации образцы вырезались посередине высоты стенки выдавленного стакана. Результаты испытаний образцов приведены в таблице 9.1, где марки сталей расположены в порядке возрастания содержания углерода (Ст. 3 в среднем по содержанию углерода близка к стали 15).

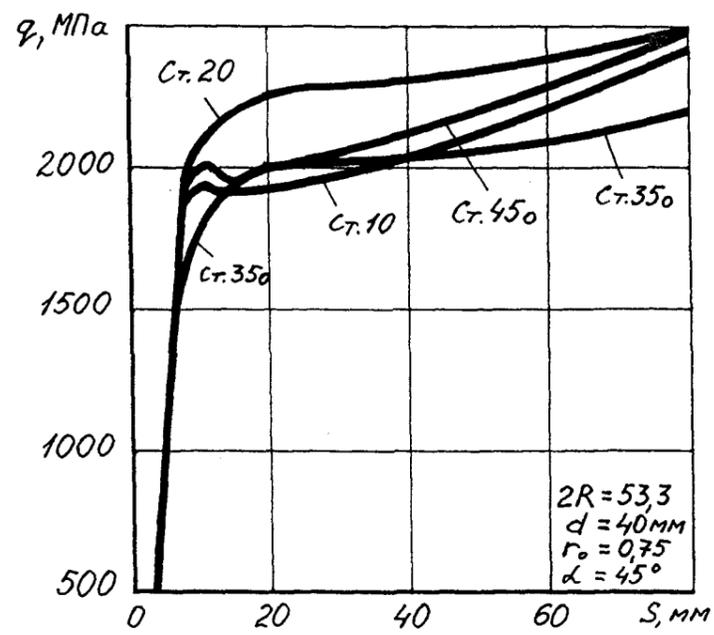


Рис. 9.11. Изменение усилия деформирования по ходу выдавливания стаканов с $R=1,33$; о – предварительно отожженные стали.

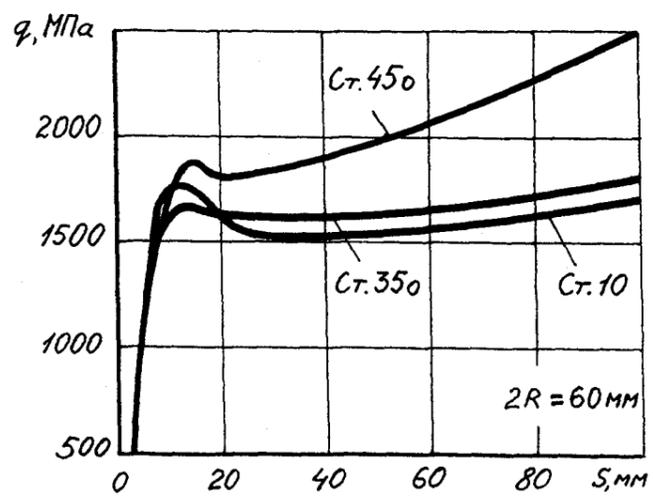


Рис. 9.12. Изменение усилия деформирования по ходу выдавливания стаканов с $R=1,5$; о – предварительно отожженные стали.

Таблица 9.1

Сталь	Состояние	R	$\sigma_{0,2}$ МПа	$\sigma_{вр}$ МПа	δ_5 %	ψ_5 %	a_n кДж/м ²	HB
10	исход.	-	266	450	35,5	67,0	-	118
	штам.	1,3	390	510	33,0	62,5	1360	132
Ст.3	исход.	-	194	416	33,7	58,8	903	113
	отож.	-	236	406	35,8	64,1	-	-
	штам.	1,3	701	724	3,53	25,4	442	229
	исход.	1,5	723	733	4,55	36,4	519	218
	штам.	1,3	668	697	5,61	37,4	596	200
	отож.	1,5	618	638	6,73	46,2	532	181
20	исход.	-	370	500	30,0	55,0	-	150
	штам.	1,3	820	917	3,4	21,2	430	243
		1,5	816	853	7,5	50,2	860	236
35	исход.	-	335	657	25,2	47,8	830	178
	отож.	-	246	518	31,4	60,4	953	135
	штам.	1,3	532	566	4,2	26,6	421	254
	отож.	1,5	502	536	5,36	36,8	471	225
45	исход.	-	318	552	26,5	55,0	-	140
	отож.	-	247	515	28,0	60,9	-	-
	штам.	1,3	780	865	5,56	31,0	463	234
	отож.	1,5	748	825	6,26	33,3	463	229

Анализируя результаты механических испытаний образцов, можно сделать следующие выводы:

1. Значительное влияние на механические свойства выдавливаемых изделий оказывает содержание углерода;
2. С точки зрения снижения предела текучести и, соответственно,

удельного деформирующего усилия эффективность предварительного отжига повышается с возрастанием содержания в стали углерода;

3. Существенное влияние на механические свойства изделия оказывает исходное состояние материала заготовки; из одной и той же стали можно получать изделия с разными механическими свойствами, используя перед выдавливанием различные режимы отжига;

4. Холодное обратное выдавливание позволяет существенно повысить характеристики прочности ($\sigma_{0,2}$ в 2...3 раза, $\sigma_{вр}$ в 1,5...2 раза), снизить характеристики пластичности (δ_5 в 5...10 раз, ψ_5 в 1,5...2 раза) и ударную вязкость (a_H в 1,8...2,3 раза), что подтверждает высокое качество полученных изделий, в соответствии с предъявляемыми к ним требованиями (раздел 9.2).

9.6. Рекомендации по разработке рациональной технологии изготовления стальных стаканов с глубокими полостями

Полученные результаты позволяют дать следующие рекомендации по разработке рациональной технологии изготовления стальных стаканов с глубокими полостями:

1. Необходимость предварительного отжига (особенно для сталей с содержанием углерода, большим 0,2%) и его режим следует определять по результатам входного контроля механических свойств материала в состоянии его поставки. В условиях массового производства целесообразна поставка специально обработанного прутка, не требующего отжига у изготовителя деталей;

2. Количество переходов холодного обратного выдавливания и соответствующие величины рабочих ходов пуансона следует выбирать с учетом предельного формоизменения заготовки и эффективности работы смазочного слоя (для заданного изделия количество переходов равно 2 с приблизительно равной величиной рабочего хода);

3. Между переходами холодного выдавливания следует выполнять промежуточный отжиг, фосфатирование и омыливание заготовки;

4. В соответствии со свойствами материала заготовки и требованиями, предъявляемыми к изделию, следует определять оптимальные скорость деформирования и форму торца пуансона, при которых нагрузка на инструмент находится в допустимых пределах (для заданных изделий скорость деформирования равна $2 \cdot 10^{-3}$ м/с, а форма торца пуансона - коническая с $r_0=0,75$ и $\gamma=45^\circ$);

5. Выдавливание следует осуществлять в свободноплавающей матрице, а при наличии специализированного оборудования - с активными силами трения.

9.7. Разработка и опробование технологического процесса изготовления ступенчатых втулок звена экскаватора ЭО 5115

Разработка данного технологического процесса производилась на кафедре ОМД МИП (в настоящее время - МГАПИ) в соответствии с хозяйственной темой ГМ-254, заключенной с Костромским экскаваторным заводом "Рабочий металлист" (КЭЗ).

Чертеж заданного изделия представлен на рис. 9.13. Материал изделия - сталь 20Г. На момент заключения хозяйственного договора втулку звена экскаватора на КЭЗ получали обработкой резанием, включающей разрезку трубы на мерные заготовки, расточку внутренней поверхности и последующую обточку наружной поверхности. КИМ составлял 70%.

В соответствии с заданной формой изделия для исследований были выбраны два варианта технологических операций: 1) штамповка втулки радиальным выдавливанием; 2) штамповка втулки двусторонним редуцированием.

Исследования проводились на базе лаборатории ОМД МИП с исполь-

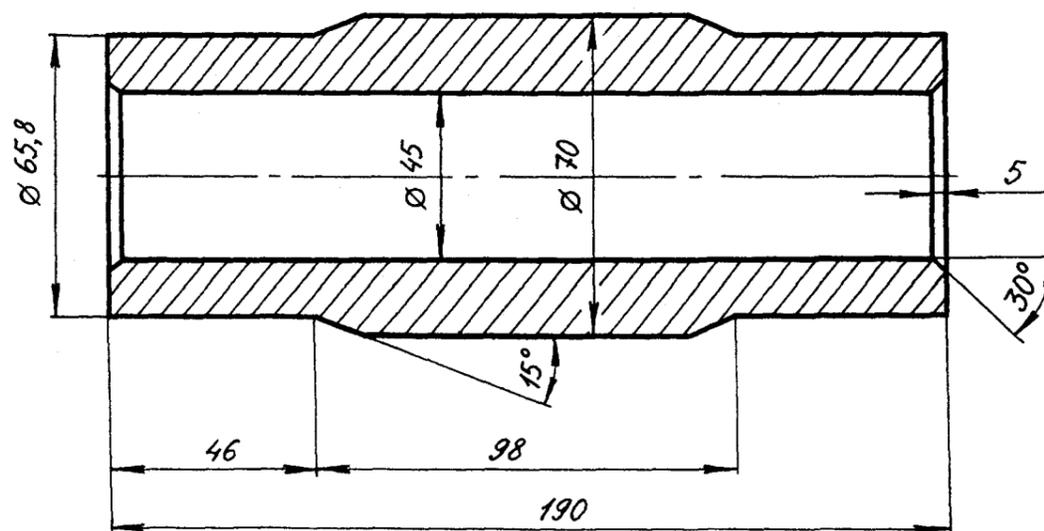


Рис. 9.13. Чертеж втулки звена экскаватора ЭО 5115

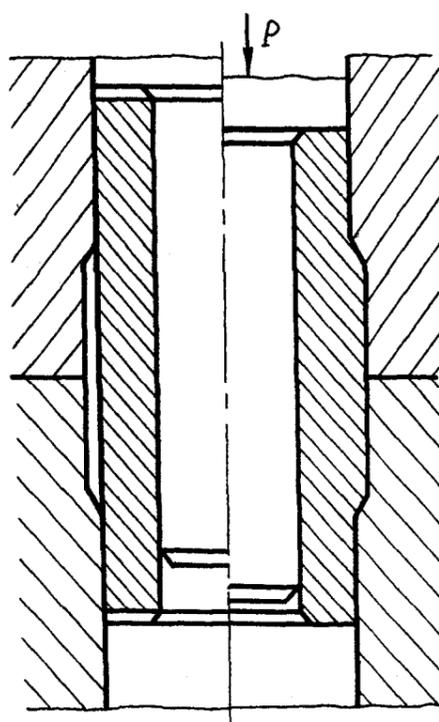


Рис. 9.14. Схема радиального выдавливания втулки

зованием прессы ПО 440 с номинальным усилием 10 МН.

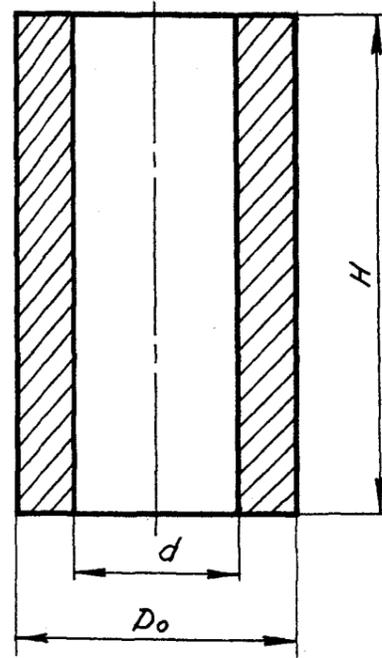
В лабораторных условиях в качестве смазочного покрытия заготовок использовалось меднение с последующим нанесением смазки ЦИАТИМ.

При штамповках опытных партий втулок фиксировалось максимальное усилие процесса, осуществлялся контроль размеров, а также измерение твердости отштампованного изделия.

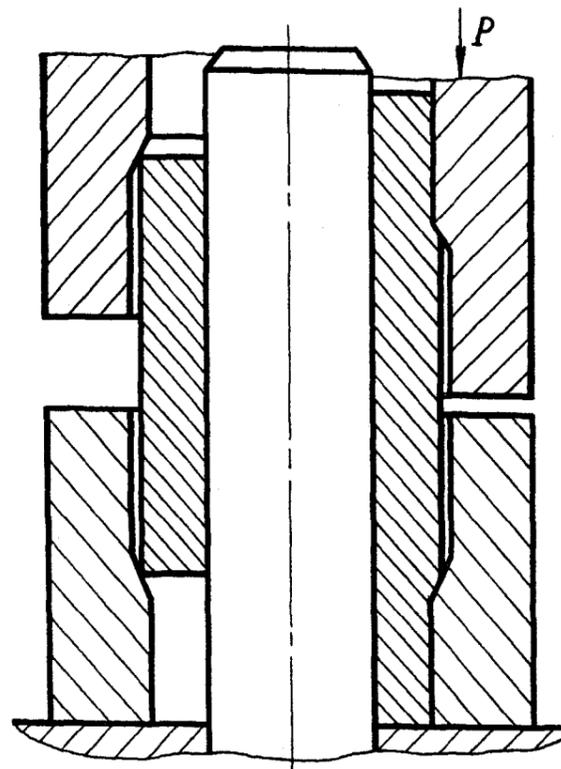
Принципиальная схема **радиального выдавливания** показана на рис.9.14 и требует для своего осуществления использование матриц с горизонтальным разъемом. Так как заготовка - полая, то есть имеется возможность образования поднутрения (утяжины), то предварительно были выполнены расчеты по зависимости (5.63). С учетом размеров изделия на рис.9.13 относительный размер (рис. 5.5) $r=0,68$. Так как в начальный момент выдавливания смазочный слой не истощен, то $\mu_1=0,1$, с учетом чего $h_{кр}=1,24$, что в абсолютных величинах составляет 41 мм. Так как для заданного изделия высота радиального выступа составляет 98 мм, то был сделан вывод, что при выдавливании обязательно будет образовываться поднутрение.

Для проведения экспериментов были использованы полученные точением исходные заготовки со следующими размерами (рис. 9.15): $D_0=65$ мм, $d=45$ мм, $H=222$ мм.

Штамповка полностью подтвердила теоретический прогноз об образовании поднутрения. Максимальное усилие выдавливания составило около 2000 кН. Внутренние фаски на концах изделий получались высокого качества в соответствии с геометрией пуансона и опорного вкладыша. Для более детальной проверки соотношения (5.63) были проведены эксперименты по радиальному выдавливанию, в которых начальная высота радиальной полости равнялась 30 мм и дискретно (путем установки между половинами матриц соответствующих кольцевых прокладок) увеличивалась с шагом 5 мм. Появление поднутрения зафиксировано при достижении высоты радиальной полости, равной 45 мм. Сравнение теоретической величины с эксперименталь-



9.15. Чертеж исходной заготовки

Рис. 9.16. Схема двустороннего
редуцирования втулки

ной показывает достаточно хорошую (особенно с учетом дискретности опыта) сходимость (расхождение составляет 9,8%).

Принципиальная схема двустороннего редуцирования показана на рис. 9.16. Для проведения экспериментов использовались заготовки с размерами (рис. 9.15): $D_0=70$ мм, $d=45$ мм, $H=170$ мм. С учетом того, что требовалось проредуцировать $R_0=35$ мм до $R=32,9$ мм при $r=22,5$ мм, по соотношению (7.31) была определена накопленная деформация $e_i=0,221$, для которой по кривой упрочнения для горячекатанной стали 20Г (рис. 8.1) $\sigma_{sk}=720$ МПа. С учетом того, что $\sigma_{s0}=400$ МПа, для $\mu=\mu_1=0,1$ и $\alpha=15^\circ$ по соотношению (7.42) нашли начальное (т.е. при $q_{тр}=0$) удельное усилие редуцирования $q_0=210$ МПа, а с учетом $R_H=105$ мм, $h_0=46$ мм (рис. 7.3) по соотношениям (7.41) и (7.42) нашли конечное удельное усилие редуцирования $q=411$ МПа и по (7.43) - соответствующее полное усилие редуцирования $P=928$ кН. Сравнивая полученные величины с условием (7.42), с учетом пояснений к нему сделали вывод, что заданное изделие можно получать редуцированием за один переход. Проведенная опытная штамповка подтвердила достоверность теоретического исследования. Потери устойчивости и бочкообразования при редуцировании изделий не наблюдалось. Максимальное усилие деформирования составило 1100 кН, что удовлетворительно согласуется с теоретическими результатами. Некоторое превышение экспериментальных значений над расчетными объясняется тем, что использованное в лабораторных условиях смазочное покрытие дает больший фактор трения, чем 0,1 (1100 кН получается при подстановке в формулы $\mu=\mu_1=0,12$). С учетом этого был сделан вывод о значительном влиянии качества смазочного покрытия на усилие редуцирования. При завершении лабораторной штамповки опытных партий последние заготовки были использованы для исследования возможности применения упрощенной смазки машинным маслом. В результате установлено, что, несмотря на сравнительно небольшие накопленные деформации, образуются налип на инструменте и соответствующие вы-

рывы материала в изделиях. С учетом сильного влияния как на усилие редуцирования, так и на качество изделия, заказчику была дана рекомендация при промышленном освоении обратить серьезное внимание на качество смазочного покрытия.

9.8. Исследование твердости выдавленных и проредуцированных втулок

Поскольку, в соответствии с назначением изделия, его важнейшим свойством является износостойкость, показателем которой, в свою очередь, является твердость, то были проведены исследования твердости исходных заготовок из стали 20Г и полученных обоими способами изделий. На исходной заготовке твердость измерялась по всей длине и составляла 156-169 *HV*. На холоднодеформированных изделиях твердость измерялась по следующим участкам (рис. 9.17): шейке, конусу (коническому переходу), выступу. Соответствующие значения твердости приведены в таблице 9.2, из которой следует, что после редуцирования наблюдается существенное увеличение твердости в шейках по сравнению с пластически недеформируемым выступом, в том время как после выдавливания твердость близка друг к другу по всей длине (в выступе она ненамного выше, чем в шейке).

Таблица 9.2

Схема деформирования	Шейка	Конус	Выступ
Выдавливание	172-180 <i>HV</i>	180-195 <i>HV</i>	180-195 <i>HV</i>
Редуцирование	185-210 <i>HV</i>	176-185 <i>HV</i>	169-172 <i>HV</i>

Одновременно было проведено исследование распределения твердости по толщине стенки втулки в нескольких сечениях на различных участках по длине (рис. 9.17). В связи с относительно малой толщиной стенки порядка 10 мм измерение проводилось по методу Виккерса. Исходная твердость материала заготовки составляла порядка 200 *HV*. Интервалы значений

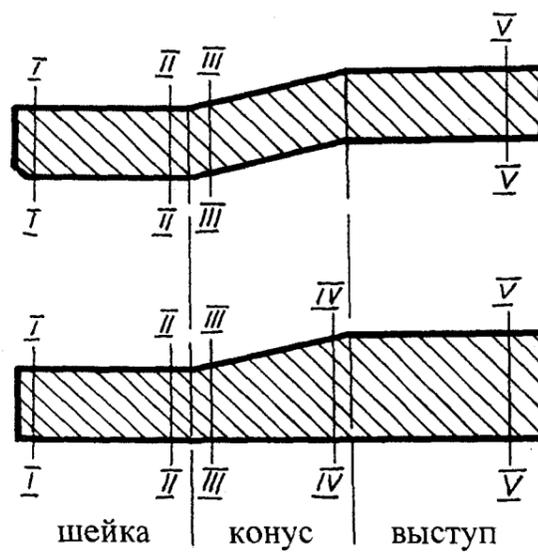


Рис. 9.17. Участки измерения твердости:
 вверху – после выдавливания,
 внизу – после редуцирования.

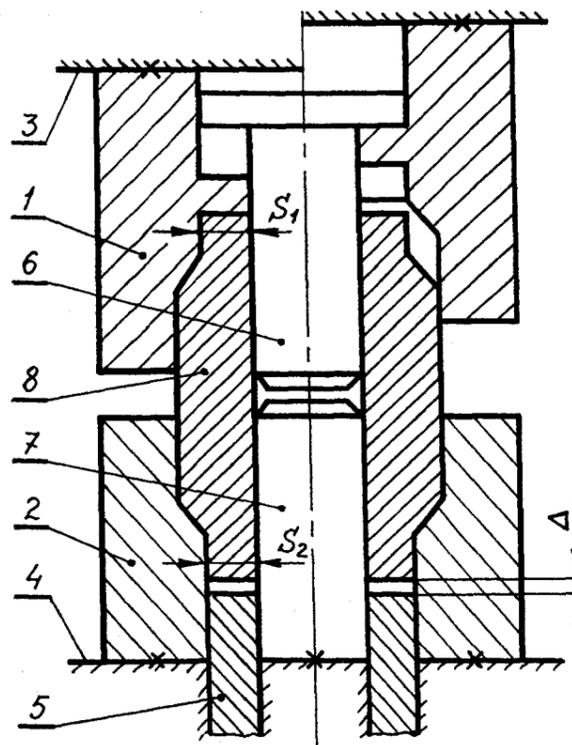


Рис. 9.18. Штамп для двустороннего редуцирования

твёрдости в различных сечениях приведены в таблице 9.3. Первое значение соответствует точкам, близким к наружной поверхности, а второе - к внутренней.

Таблица 9.3

Схема деформирования	I-I	II-II	III-III	IV-IV	V-V
Выдавливание	271-204 <i>HV</i>	246-204 <i>HV</i>	271-204 <i>HV</i>	275-210 <i>HV</i>	285-210 <i>HV</i>
Редуцирование	341-204 <i>HV</i>	353-204 <i>HV</i>	301-204 <i>HV</i>	246-204 <i>HV</i>	-

Из приведенных таблиц видно, что максимальные значения твердости после редуцирования несколько выше, чем после выдавливания. Однако, согласно полученным результатам, и в том и в другом случае необходимо применение последующей химико-термической обработки (цементации) с целью обеспечения в готовой втулке требуемой величины твердости 58-63 *HRC*. При этом, сочетание редуцирования шеек с последующей цементацией поверхности позволит создать оптимальное, дифференцированное по толщине, распределение твердости с *HRC*>58 на поверхности и *HRC*>30 в сердцевине.

9.9. Разработка оснастки для промышленного изготовления ступенчатых втулок звена экскаватора

С учетом результатов исследования твердости, меньшего потребного усилия деформирования, большей геометрической точности формы получаемого изделия и простоты штамповой оснастки в качестве наиболее рационального для промышленного внедрения был выбран процесс редуцирования.

Известные штампы для двустороннего редуцирования требуют наличия двух выталкивателей в верхней и нижней частях для гарантированного извлечения отштампованного изделия. При этом для привода верхнего выталкивателя требуется пресс двойного действия или штамп сложной рычажной кон-

струкции. Особенностью получаемой втулки является ее относительно большая высота 190 мм, требующая соответствующей большой высоты штампового пространства прессы. Анализ показал, что штамп рычажной системы не может быть помещен в открытую высоту штампового пространства имеющегося на КЭЗ прессы простого действия *PYE 250S* (Германия). Поэтому потребовалась разработка принципиально новой конструкции штампа, гарантирующей извлечение изделия и без наличия верхнего выталкивателя. На рис. 9.18 показана принципиальная схема этого штампа, признанного изобретением [205]. Как указано в авторском свидетельстве, данная схема эффективна не только при редуцировании, но и при двустороннем комбинированном или радиальном выдавливании, причем не только полых, но и сплошных симметричных ступенчатых изделий.

Штамп для редуцирования содержит следующие основные детали: верхнюю 1 и нижнюю 2 матрицы, прикрепленные соответственно к верхней 3 и нижней 4 плитам, установленный в нижней матрице выталкиватель 5, оправки 6 и 7. Элементы жесткого крепления матриц и оправок общеизвестны и показаны условно.

Штамп работает следующим образом. В приемную часть полости нижней матрицы 2 загружают исходную заготовку, после чего матрицы начинают смыкаться и происходит формообразование концов изделия 8 вследствие истечения металла заготовки в каналы матриц 1 и 2. Поскольку поперечные размеры S_2 канала нижней матрицы 2, в которой размещен выталкиватель 5, целенаправленно выполнены меньшими по сравнению с соответствующими поперечными размерами S_1 канала верхней матрицы 1, то соответственно давление деформируемого металла p_2 , распирающее матрицу 2, больше давления p_1 , распирающего матрицу 1. Это соотношение давлений между матрицами и изделием сохраняется и после окончания штамповки, поскольку, как показано в разделе 7.2, упругий прогиб матрицы исчезает лишь после полного извлечения изделия. А так как силы трения $q_{тр}$, согласно формуле

(7.39), пропорциональны величинам нормального давления p , то удерживающие изделие в верхней матрице 1 силы трения $q_{тр1}$ меньше сил трения $q_{тр2}$, удерживающих изделие в нижней матрице 2. Вследствие этого при раскрытии матриц (рис. 9.18, справа) сначала происходит снятие с изделия верхней половины штампа, т.е. изделие гарантированно остается в матрице 2, откуда затем извлекается выталкивателем 5.

Для еще большей гарантии застревания отштампованного изделия в матрице 2, снабженной выталкивателем 5, нижняя оправка 7 крепится неподвижно, в то время как верхняя оправка 6 выполнена свободноплавающей, т.е. имеет возможность некоторого перемещения как вверх, так и вниз. В результате после установки заготовки в штамп и начала его смыкания оправка 6 под действием своего веса упирается в оправку 7. С началом деформирования она свободно увлекается течением металла в направлении верхнего конца изделия, снижая тем самым трение и, соответственно, гидростатическое давление в очаге деформации верхнего конца. В результате давление p_1 и упругий распор матрицы 1 еще больше уменьшаются по сравнению с матрицей 2. При раскрытии штампа оправка 6 имеет выстой на части обратного хода (рис. 9.18, справа), т.е. сначала происходит снятие с отштампованного конца изделия матрицы 1, а уже затем - вытаскивание оправки 6, и таким образом составляющие суммарной силы трения $q_{тр1}$ преодолеваются поочередно, а не одновременно, как в нижней половине штампа с неподвижно закрепленной оправкой 7.

Оптимальную разницу в размерах поперечных сечений S_1 и S_2 можно легко подобрать экспериментально. Поскольку абсолютно симметричные изделия получить невозможно, то можно также рекомендовать получать необходимую разницу, выбирая размеры одного канала по максимальным отклонениям поля допуска на концы изделия, а другого - по минимальным. Для полых изделий можно использовать как допуски на наружную поверхность, так и на внутреннюю, или и то и другое одновременно для создания требуе-

мой разницы. При получении очень точных изделий, поле допуска которых не позволяет обеспечить требуемой разницы, можно изготавливать один конец с наружным размером выше номинального, а затем легко доводить этот конец калибрующим односторонним редуцированием.

Поскольку металл сначала заполняет полость с большим поперечным сечением S_1 , то это гарантирует получение в данном штампе изделий с концами равной длины без доведения штамповки до полностью замкнутого объема, при котором резко повышается усилие и снижается стойкость штампового инструмента. Последнее часто приходится делать в известных штампах из-за наличия многих практических причин, вызывающих непредсказуемое течение металла то в одну, то в другую сторону. В изобретении течение металла гарантированно происходит вверх с полным заполнением более широкой полости, а затем в противоположную сторону, в результате чего, подобрав объем заготовки, можно гарантированно обеспечить как требуемую длину нижнего конца изделия, так и зазор между этим концом и выталкивателем 5 (рис. 9.18, справа), не вызывая тем самым повышения усилия и потерю устойчивости редуцируемой заготовки.

Описанный штамп был изготовлен и успешно опробован на КЭЗ. При опытно-промышленной штамповке фосфатированных и омыленных заготовок максимальное усилие редуцирования равнялось 870 кН, что на 6% меньше расчетного, найденного в разделе 9.7. Все отштампованные изделия гарантированно оставались в нижней половине штампа и легко удалялись оттуда с помощью выталкивателя прессы *RYE 250 S*. Геометрия получаемых изделий соответствовала предъявляемым требованиям и требовала лишь небольшой доводки путем получения внутренних фасок резанием.

Поскольку при редуцировании втулки внутренний диаметр трубной заготовки должен быть не меньше, чем у готового изделия, а используемая на КЭЗ расточка является малопродуктивной, трудоемкой и тяжелой операцией, эффективность которой не будет сочетаться в одном технологическом

процессе с высокопроизводительным холодным редуцированием, то вместо расточки было предложено дорнование внутренней поверхности в штампе, принципиальная схема которого представлена на рис. 9.19.

Штамп содержит прикрепленный известным образом с ползуну прессы толкатель 1, сменный дорн 2 и закрепленные на столе прессы упор 3 с размещенным в нем центрирующим выталкивателем 4, подпружиненным пружиной 5.

Штамп работает следующим образом. Трубную заготовку 6 устанавливают на упор 3, центрируя ее отверстие по выталкивателю 4. В верхнюю часть заготовки устанавливают дорн 2. При рабочем ходе прессы толкатель 1 проталкивает дорн 2 сквозь отверстие заготовки, зачищая и калибруя ее внутреннюю поверхность. По окончании штамповки сменный дорн 2 выталкивается пружиной 5 из полости упора 3. Характерной особенностью данного штампа является центрирование трубной заготовки по внутреннему диаметру, что позволило значительно упростить конструкцию штампа по сравнению с известными аналогичными конструкциями, снизить его металлоемкость, совместить в одном узле функции центрирования заготовки и выталкивания сменного дорна. Дальнейшее совершенствование конструкции штампа может идти по пути автоматизации операций установки заготовки и сменного дорна.

Опытно-промышленные испытания штампа для дорнования отверстия были проведены на КЭЗ при дорновании партии заготовок на гидравлическом одностоечном прессе *RYE 250 S*. В качестве смазки использовали машинное масло. Качество поверхности дорнованных заготовок соответствовало чистовому шлифованию (шероховатость была ниже $Rz\ 20$). При попытке дорнования без смазки на внутренней поверхности заготовки наблюдались риски, т.е. снижалось качество поверхности изделия и стойкость дорна. Поэтому дорнование без смазки не было рекомендовано для промышленного применения.

Основными контролируемыми объектами испытаний были наружный и

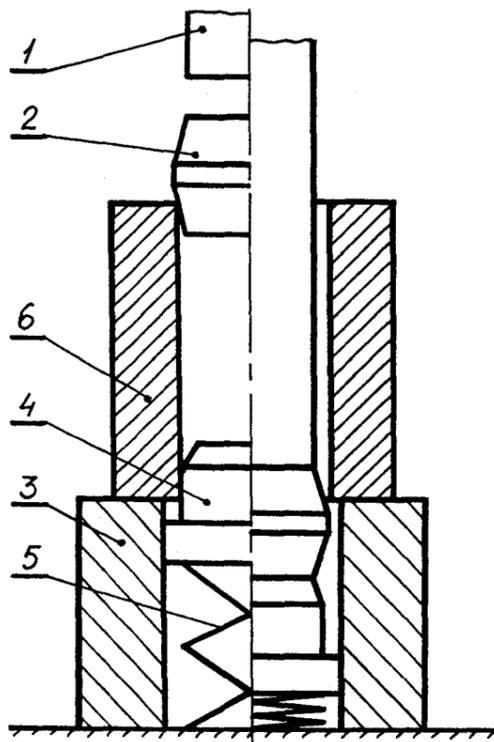


Рис. 9.19. Схема дорнования втулки

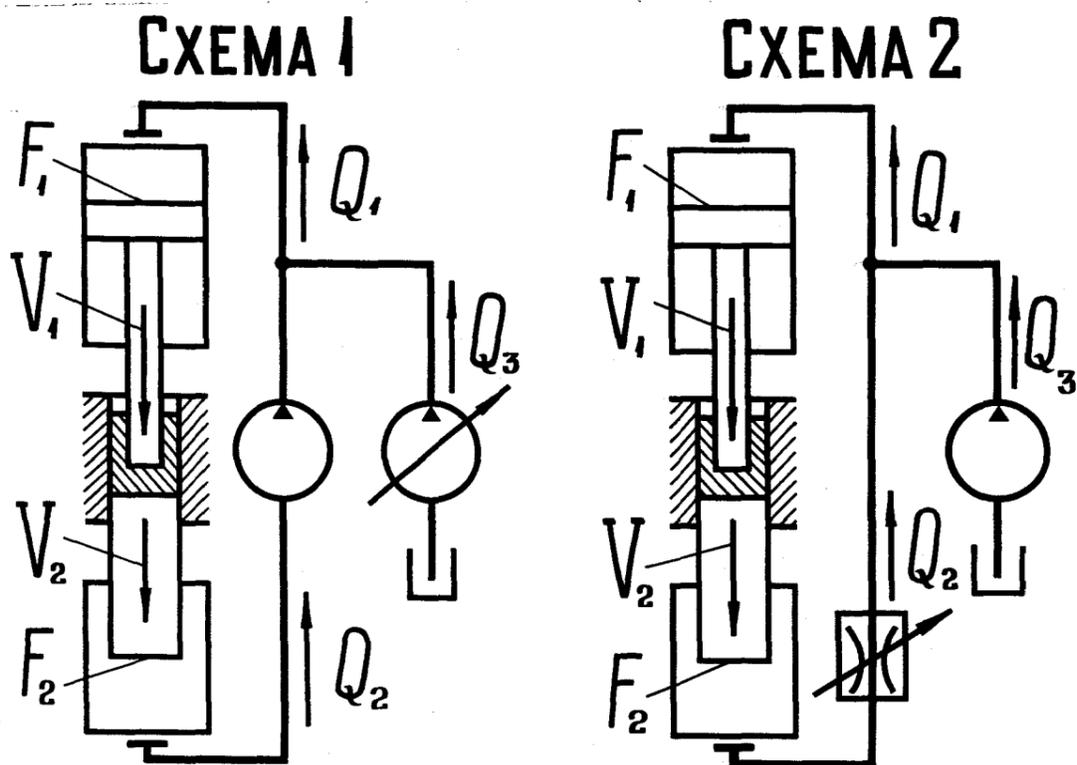


Рис. 10.1. Принципиальные схемы прессов для выдавливания с активными силами трения

внутренний диаметры заготовки до и после дорнования, результаты измерения которых приведены в таблице 9.4.

Таблица 9.4

Исходная заготовка		После дорнования		Приращение диаметра	
D_0 , мм	d , мм	D_d , мм	d_d , мм	ΔD , мм	Δd , мм
70,7	44,6	71,3	45,2	0,6	0,6
70,6	44,5	71,2	45,3	0,6	0,8
70,6	44,5	71,2	45,4	0,6	0,9
70,6	44,7	71,2	45,3	0,6	0,6
70,8	44,5	71,3	45,3	0,5	0,8
70,7	44,8	71,2	45,3	0,5	0,5
70,7	44,5	71,2	45,4	0,5	0,9
70,8	44,8	71,3	45,3	0,5	0,5
70,9	44,7	71,3	45,2	0,4	0,5
70,5	44,5	71,2	45,2	0,7	0,7

Анализ приведенной таблицы позволяет сделать следующие выводы: как наружный, так и внутренний диаметры заготовки увеличиваются в среднем соответственно на 0,55 мм и на 0,68 мм; разброс размеров наружного и внутреннего диаметров после дорнования составил 0,1 и 0,2 мм против 0,4 и 0,3 мм в состоянии поставки.

Производительность процесса дорнования в 5 раз превышала производительность расточки.

9.10. Выводы по главе 9

1. Апробация в МГТУ им. Н.Э.Баумана разработанного в рамках хозяйственной НИР (отчет № ГР 78015962) на основе результатов проведенных выше исследований технологического процесса изготовления стальных станков с глубокими полостями подтвердила высокие точность и практическую

значимость установленных зависимостей. Разработанный технологический процесс позволяет сократить в 3 раза количество переходов, необходимых для изготовления высококачественных изделий, и на 15% повысить КИМ по сравнению с лучшим из используемых в промышленности технологических процессов, что обуславливает его высокую эффективность. Ожидаемый экономический эффект в ценах 2000 г. на 1 тонну изделий из малоуглеродистой стали составляет 9000 рублей.

2. На основе проведенных в МИП (МГАПИ) в рамках хоздоговорной НИР ГМ-254 теоретических и экспериментальных исследований разработан и прошел промышленное опробование и внедрение на Костромском экскаваторном заводе технологический процесс изготовления втулок звена экскаватора ЭО 5115, включающий холодное дорнование и редуцирование. В результате этого экономия стали 20Г достигла 16%, трудоемкость снизилась в 5,5 раз, а годовой экономический эффект в 1988 году составил 31402 рубля в ценах до 1991 года (см. приложение).

Г Л А В А 10
РАЗРАБОТКА НОВЫХ СХЕМ СПЕЦИАЛИЗИРОВАННОГО
ОБОРУДОВАНИЯ И СПОСОБОВ ВЫДАВЛИВАНИЯ

10.1. Специализированные прессы для выдавливания
с активными силами трения

Для успешного внедрения разработанных технологических процессов выдавливания в промышленность необходимы разработка и создание специализированного оборудования.

Нами разработаны две схемы специализированных прессов для выдавливания стаканов с активными силами трения, позволяющие еще более снизить деформирующие усилия по сравнению с использованной нами, ввиду отсутствия подходящего оборудования, свободноплавающей матрицей.

Данные схемы признаны изобретениями [194, 193].

В обеих схемах, показанных на рис. 10.1, активные силы трения создаются путем движения выталкивателя в процессе деформирования относительно неподвижной матрицы, жестко прикрепленной к столу прессы. Это позволяет обеспечить более точную соосность пуансона с полостью матрицы и меньшие поперечные габариты прессы, чем при реализации выдавливания с одновременным встречным движением пуансона и матрицы.

Рассмотрим работу **первой схемы** в процессе выдавливания. Насос с регулируемой подачей, необходимой для обеспечения оптимального соотношения скоростей ползуна с пуансоном и выталкивателя, подает рабочую жидкость (расход Q_3) в верхний гидроцилиндр, приводя в движение ползун с пуансоном. При этом деформирующее усилие, прикладываемое пуансоном к заготовке, передается через последнюю на выталкиватель, создавая соответствующее давление рабочей жидкости в нижнем гидроцилиндре. Одновременно происходит перекачивание рабочей жидкости из нижнего гидроцилиндра в верхний специальным насосом, встроенным в трубопровод. Поскольку данный насос перекачивает (расход Q_2) жидкость высокого давле-

ния, то это практически не снижает экономичность работы прессы. Соответствующие соотношения площадей F_1 и F_2 верхнего и нижнего гидроцилиндров и расходов в них $Q_1=Q_2+Q_3$ и Q_2 обеспечивают требуемую для выдавливания заготовки разницу скоростей ползуна с пуансоном v_1 и выталкивателя v_2 . Хода приближения, выталкивания и возврата осуществляются известными способами, и поэтому общая схема гидросистемы прессы не приводится.

Аналогично работает и **вторая схема**, в которую вместо перекачивающего насоса введен регулятор расхода, обеспечивающий оптимальное соотношение скоростей ползуна с пуансоном и выталкивателя, вследствие чего насос с регулируемой подачей не требуется. В данном случае для подачи жидкости из нижнего гидроцилиндра в верхний необходимо, чтобы площадь первого была меньше, чем второго ($F_2 < F_1$), и, соответственно, давление в гидроцилиндре выталкивателя было больше, чем давление в гидроцилиндре ползуна.

Для второй схемы прессы не требуется необходимый в первой схеме насос для перекачивания жидкости из нижнего гидроцилиндра в верхний, способный выдержать на входе такое же давление, как и на выходе. Однако стабильность работы первой схемы выше, поскольку пропускная способность регулятора расхода существенным образом зависит от величины давлений на его входе и выходе, и всякое колебание этих давлений вызовет нарушение постоянства соотношения скоростей ползуна и выталкивателя во второй схеме прессы.

Определим основные параметры прессов. Расчетная схема представлена на рис. 10.2. Скорость внедрения пуансона в заготовку определяется соотношением

$$v_0 = v_1 - v_2 . \quad (10.1)$$

Обозначим отношение оптимальной скорости перемещения матрицы к скорости истечения металла в образующую стенку стакана $k_v = v_{\text{опт}}/v_{\text{и}}$; эта величина определяется по формуле (3.47). Отсюда скорость перемещения матрицы относительно выталкивателя

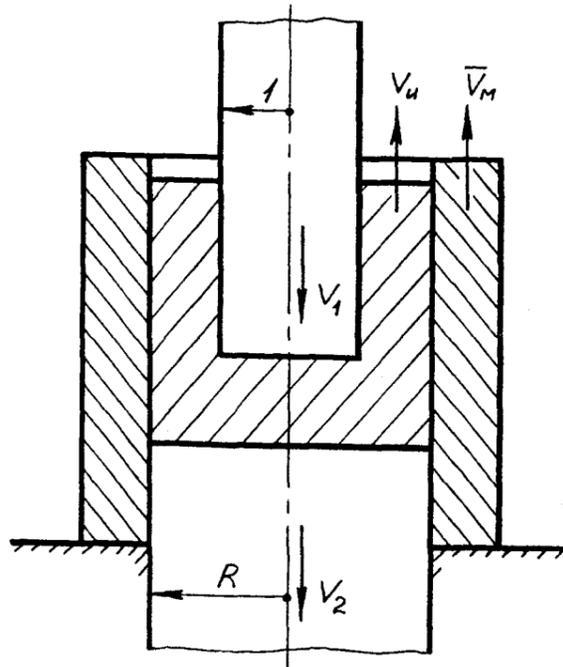


Рис. 10.2. Расчетная схема выдавливания

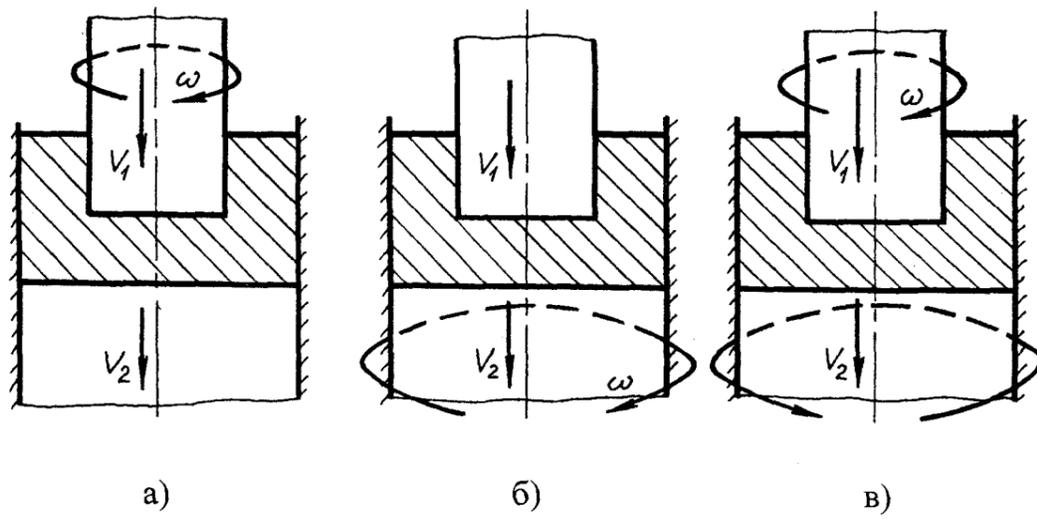


Рис. 10.3. Варианты способа выдавливания с кручением

$$\bar{v}_M = v_2 = k_v v_n, \quad (10.2)$$

где скорость истечения v_n с учетом (10.1) равна

$$v_n = \frac{v_1 - v_2}{R^2 - 1}. \quad (10.3)$$

Из выражения (10.2) с учетом (10.3) находим

$$\frac{v_1}{v_2} = 1 + \frac{1}{k_v}(R^2 - 1). \quad (10.4)$$

По схемам прессов (рис. 10.1) определяем, что

$$v_1 = \frac{Q_1}{F_1} = \frac{Q_2 + Q_3}{F_1}; \quad (10.5)$$

$$v_2 = \frac{Q_2}{F_2}. \quad (10.6)$$

Подставляя данные выражения в соотношение (10.4), получаем формулу

$$\frac{Q_3}{Q_2} = \frac{F_1}{F_2} \left[1 + \frac{1}{k_v}(R^2 - 1) \right] - 1, \quad (10.7)$$

необходимую для расчета предложенных схем прессов.

Несмотря на большую величину рабочего хода ползуна в данных прессах по сравнению с прессами, в которых вместо выталкивателя перемещается матрица, первые не уступают по экономичности работы последним, что легко обосновывается следующими выкладками.

Поскольку необходимое для выдавливания давление, создаваемое насосами в обеих схемах одинаково, то соотношение энергий, потребляемых сравниваемыми прессами во время рабочего хода определяется соотношением расходов их насосов. Допустим, что для выдавливания стакана на прессе с движущейся матрицей необходимо совершить рабочий ход s . Тогда расход насоса за время рабочего хода

$$Q_3 = sF_1 + Q_M, \quad (10.8)$$

где Q_M – расход в гидроцилиндрах, приводящих в движение матрицу.

В предложенных схемах прессов с движущимся выталкивателем рабочий ход будет больше s на величину Δs , обусловленную перемещением за-

готовки в процессе выдавливания. Соответственно,

$$Q_1 = (s + \Delta s) F_1 ;$$

$$Q_2 = \Delta s F_2 ;$$

$$Q_3 = Q_1 - Q_2 = s F_1 + \Delta s (F_1 - F_2) . \quad (10.9)$$

Сравнивая выражения (10.8) и (10.9), можно заметить, что если второе слагаемое уравнения (10.9) равно Q_m , то энергетические затраты обеих схем прессов одинаковы. Вместе с тем первая из предложенных нами схем может работать при $F_1 = F_2$ и даже при $F_1 < F_2$, что обуславливает ее более высокую экономичность по сравнению с прессами с движущейся матрицей, в которых, к тому же, требуется наличие специального выталкивателя с гидроприводом для извлечения выдавленного стакана из матрицы, что, вместе с необходимостью обеспечения хорошего направления движущейся матрицы, приводит к усложнению конструкции пресса.

Таким образом, предложенные схемы специализированных гидравлических прессов для выдавливания с активными силами трения, новизна которых защищена авторскими свидетельствами, позволят более эффективно внедрять в производство разработанную нами в главе 9 технологию холодного выдавливания крупногабаритных стальных стаканов с глубокими полосками.

10.2. Новый способ и специализированные прессы для выдавливания с кручением

В главах 6 и 8 была показана высокая эффективность выдавливания с кручением. Однако широкому внедрению этого способа в промышленность препятствует отсутствие специализированного кузнечно-прессового оборудования. Используемые же для лабораторных исследований традиционные винтовые установки имеют существенный недостаток, заключающийся в невозможности регулировки угла закручивания, так как последний полностью определяется соотношением между рабочим ходом пуансона и ходом резьбы винта. Поскольку резьба обычно выполняется несамотормозящейся и много-

многозаходной, то ее ход достаточно велик и, соответственно, угол закручивания относительно мал. Между тем в соответствии с формулами (6.44), (6.45) и (6.99) оптимальный угол закручивания сравнительно велик и зависит от R , H и n_1 , то есть даже при одной и той же величине рабочего хода этот угол должен изменяться в зависимости от геометрических параметров и свойств материала выдавливаемого изделия.

С учетом этого нами были разработаны новый способ выдавливания с кручением и прессы для его реализации (А.с. СССР № 1758943).

Варианты способа представлены на рис. 10.3. Общая идея способа заключена в перемещении заготовки в процессе выдавливания в направлении движения пуансона, что позволяет при одной и той же величине хода деформирования обеспечить любой, сколь угодно большой, угол закручивания. Величина этого угла легко регулируется путем изменения соотношения между скоростями пуансона v_1 и выталкивателя v_2 (или, соответственно, перемещениями s_1 и s_2). Покажем это на примере схемы на рис. 10.3, а).

В соответствии с выражением (6.40) $\varphi/s_1=m$ и определяется параметрами винтового механизма. Отсюда $\varphi=ms_1$; так как собственно рабочий ход $s=s_1-s_2$, то разделив первое выражение на второе получим:

$$\frac{\varphi}{s} = \frac{ms_1}{s_1 - s_2} = \frac{mv_1}{v_1 - v_2}. \quad (10.10)$$

Аналогичные расчетные выражения можно получить и для схем на рис. 10.3, б), в). Схема на рис. 10.3, б) отличается тем, что крутящий момент к заготовке прикладывают путем вращения выталкивателя, а в схеме на рис. 10.3, в) для кручения используют одновременно и пуансон и выталкиватель, причем для увеличения угла закручивания вращают их в разные стороны.

Важно отметить, что в данных способах усилие снижается не только за счет кручения, но и за счет одновременного создания активных сил трения. Это позволяет снизить усилие выдавливания на величину порядка 50%. С тем же эффектом способ может быть применен для выдавливания не только полых, но и сплошных стержневых изделий (рис. 6.5).

Принципиальные схемы гидравлических прессов для реализации вышеупомянутых вариантов способа представлены на рис. 10.4. Так как в качестве гидросистемы используется одна из описанных в разделе 10.1, то она условно не показана. Следует отметить, что в схеме пресса на рис. 10.4, в) резьбы выполняют противоположенными, что позволяет существенно увеличить угол закручивания без значительного увеличения хода ползуна s_1 и, соответственно, хода выталкивателя s_2 .

Важно указать, что схемы а) и б) на рис. 10.4 не являются простыми вариантами одной и той же идеи, а имеют принципиальные энергетические отличия. Поясним их подробнее.

Сначала отметим, что при установке на винте пуансона (рис. 10.4, а)) уже на ходе приближения к заготовке и на возвратном ходе после выдавливания будет затрачиваться энергия на трение в резьбе, и эти два хода пуансона (то есть путь, на котором совершается работа по преодолению трения в резьбе) будут в несколько раз больше, чем ход выталкивателя с аналогичными энергетическими затратами при установке на винт выталкивателя (рис. 10.4, б)). При деформировании пуансон также проходит больший путь, чем выталкиватель, то есть и здесь энергетические затраты будут больше. Кроме того, из рассмотрения кинетических схем на рис. 10.4, а) и б) (на которых для упрощения опущены силы трения в гидроцилиндрах, т.к. они мало значащи по сравнению с рассматриваемыми и одинаковы в обеих схемах) видно, что в схеме а) активное усилие пресса P_a , создаваемое давлением рабочей жидкости, сначала должно преодолеть силу трения в резьбе P_T , а затем силу, потребную для деформирования P_d , то есть $P_a = P_T + P_d$. Очевидно, что в схеме б) $P'_a = P_d$, то есть эта схема экономит активное усилие пресса, тем самым расширяя технологические возможности последнего и еще больше снижая энергозатраты. При этом, так как выталкиватель является опорой выдавливаемой заготовки, то все силы, приложенные к нему снизу, являются опорными реакциями. В схеме а) опорная реакция P создается только силами давления жидкости в гидроцилиндре, в то время как в схеме б) в создании

опорной реакции участвует и сила трения в резьбе, то есть в этой схеме уменьшится давление в гидроцилиндре выталкивателя, а соответствующее усилие $P' = P - P_T$. Таким образом, в схеме б) никаких дополнительных усилий по преодолению трения в резьбе прессу затрачивать не надо.

Вместе с тем указанные энергетические преимущества схемы б) не делают бесполезной схему а), поскольку в последней крутящий момент прикладывается к заготовке непосредственно пуансоном, чем обеспечивается гарантированное скручивание очага пластической деформации. В схеме же б) крутящий момент прикладывается к нижней части заготовки, то есть еще до подхода к очагу пластической деформации он должен преодолеть трение между жесткой частью заготовки и матрицей. Это означает, что если выдавливается высокая заготовка или если получается стакан с толстым дном или стержень с большой длиной участка наибольшего диаметра, то скручивание может не дойти до очага пластической деформации и, соответственно, не будет эффекта снижения усилия выдавливания от кручения.

Таким образом, выбор той или иной схемы прессы тесно связан с номенклатурой изделий, которую собираются изготавливать с помощью данного прессы.

10.3. Инструментальный узел к штампам для выдавливания

Недостатком известных конструкций штампов для выдавливания является то, что в них либо вовсе отсутствует элемент, центрирующий рабочий торец пуансона, либо имеется направляющая втулка, центрирующая пуансон по калибрующему пояску, то есть дающая эффект лишь в начальный момент выдавливания, так как при дальнейшем ходе между ней и расположенной за калибрующим пояском стержневой частью пуансона будет значительный зазор. Между тем из фотографии, представленной на рис. 9.6, видно, что с увеличением хода выдавливания увеличивается и увод пуансона в сторону, то есть центрирование пуансона лишь в начальный момент явно недостаточно.

Отсюда вытекает необходимость расположения направляющей втулки на стержневой части пуансона, но этому препятствуют его выступающие части: с одной стороны – калибрующий пояс, а с другой – опорная часть. Если делать направляющую втулку разборной, то это ухудшит качество центрирования и усложнит конструкцию штампа, так как потребуются изготовление дополнительных элементов для надежного закрепления отдельных частей втулки. Если же делать разборным пуансон, например, привинчивать его опорную часть к стержневой, то это не только усложнит его изготовление, но и значительно уменьшит стойкость, так как всякие отверстия и резьбы являются сильными концентраторами напряжений. В большинстве случаев холодного выдавливания разборная конструкция пуансона является недопустимой.

Нами разработана признанная изобретением [199] конструкция инструментального узла штампа для выдавливания, обеспечивающая надежное центрирование пуансона на всем рабочем ходе без уменьшения при этом его стойкости. На рис. 10.5 изображена принципиальная схема этого узла.

Узел содержит пуансон 1, имеющий рабочий торец, калибрующий пояс, стержневую часть и хвостовик, направляющую втулку 2, установленную концентрично пуансону с возможностью осевого перемещения и контактирующую своей внутренней поверхностью со стержневой частью пуансона, а наружной – с внутренней поверхностью стенки матрицы 3.

В нижней части наружной поверхности направляющей втулки 2 выполнена коническая фаска, которая необходима для облегчения захода втулки 2 в матрицу 3 при работе.

Направляющая втулка запрессована на пуансон через калибрующий пояс, что позволяет выполнить как пуансон, так и втулку цельными. Следствием этого является повышение экономичности узла, обусловленное снижением трудоемкости изготовления деталей и исключением дополнительных операций их пригонки друг к другу. Кроме того, экономичность узла обусловлена тем, что при износе пуансона или направляющей втулки возможна

замена одной детали без разрушения другой путем их разборки распрессовкой. Следствием выполнения пуансона цельным является повышение стойкости, так как при этом в теле пуансона отсутствует резьба или иные концентраторы напряжений. Благодаря тому, что в предлагаемом узле направляющая втулка обеспечивает центрирование на всем ходе выдавливания, а также может выполнять роль съемника и обеспечивать качественный (без повреждения) съем изделия в случае его застревания на пуансоне, повышается качество изделий.

Для обеспечения возможности сборки узла запрессовкой необходимо, чтобы при запрессовке, с одной стороны, втулка не получала пластических деформаций, так как это приводит к увеличению ее размеров и заклиниванию в матрице, а также к появлению зазора между ней и пуансоном, т.е. к ухудшению центрирования, а с другой стороны, чтобы внутренний диаметр втулки соответствовал диаметру стержневой части пуансона для обеспечения требуемой точности центрирования. В работе [199] показано, что для выполнения этих требований диаметр стержневой части пуансона должен быть определен условием

$$1 - \frac{\sqrt{1 + \frac{2\sigma_T d_0}{E(D^2 - d_0^2)} \left[\frac{2\sigma_T d_0}{E(D^2 - d_0^2)} D^2 - 2d_0 \right]}}{\frac{2\sigma_T d_0}{E(D^2 - d_0^2)}} \leq d < d_0, \quad (10.11)$$

где d – диаметр стержневой части пуансона;

d_0 – диаметр калибрующего пояска пуансона;

D – диаметр внутренней поверхности стенки матрицы;

σ_T – предел текучести материала направляющей втулки;

E – модуль упругости материала направляющей втулки.

Можно производить напрессовку втулки, предварительно нагревая ее, однако это усложняет процесс сборки. Кроме того, для разборки без разрушения все равно необходимо выполнение условия (10.11), так как при нагревании втулки будет одновременно нагреваться и увеличиваться в размерах

пуансон, с которого надо снять втулку.

10.4. Способ выдавливания полых изделий с постоянными механическими свойствами по высоте стенки

Как было показано в разделе 8.2 (рис. 8.9, 8.10) в результате выдавливания получается неравномерное распределение накопленных деформаций и, соответственно, механических свойств по высоте стенки изделия. Это снижает качество изделия, так как прочность и износостойкость верхней части его стенки оказываются меньше, чем нижней.

Для повышения качества изделий нами предложен способ выравнивания накопленных деформаций по высоте стенки при выдавливании, признанный изобретением [197].

Способ осуществляется следующим образом. На расчетной схеме получаемого после обратного выдавливания готового изделия (рис. 10.6) по высоте стенки строят эпюру распределения средней по толщине стенки накопленной деформации e_i , используя методику главы 3.

Для обеспечения постоянства механических свойств по высоте стенки изделия, соответствующих заданной величине накопленной деформации e_{i3} , проводят произвольное сечение на высоте z_j стенки стакана и определяют соответствующую ему в цилиндрической заготовке для обратного выдавливания величину дополнительной накопленной деформации e_{ijd} (рис. 10.7), которая при сложении с величиной накопленной деформации от обратного выдавливания e_{ij} дает величину, равную e_{i3} . При этом, какому сечению z_{0j} цилиндрической заготовки соответствует найденное значение e_{ijd} , определяют по формуле

$$z_{0j} = \left(1 - \frac{1}{R^2}\right) z_j.$$

Таким образом производятся расчеты по всей высоте стенки стакана и, соответственно, находится распределение e_{ijd} по высоте цилиндрической заготовки для обратного выдавливания.

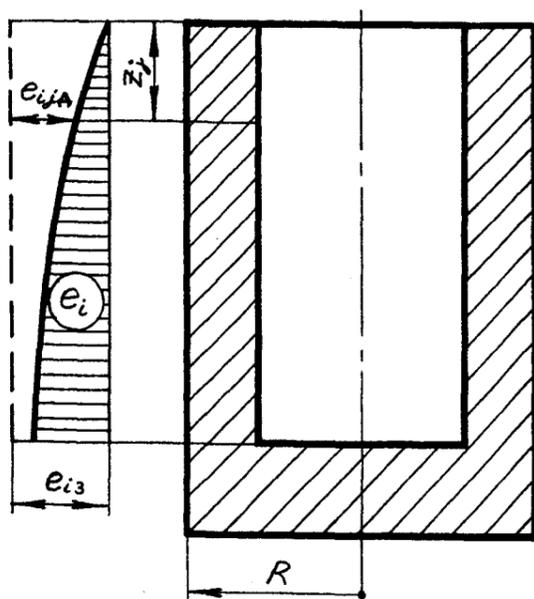


Рис. 10.6. Расчетная схема изделия
после выдавливания

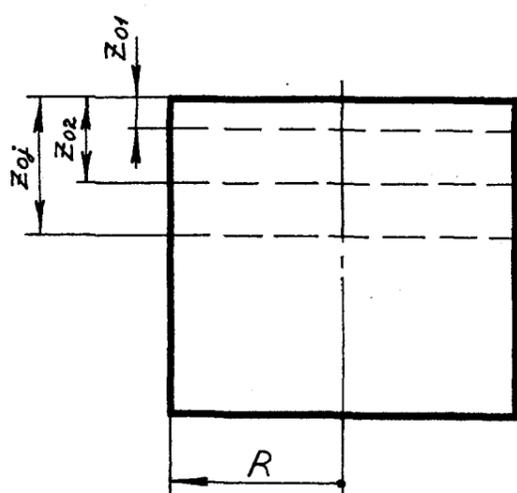


Рис. 10.7. Цилиндрическая заготовка
для выдавливания

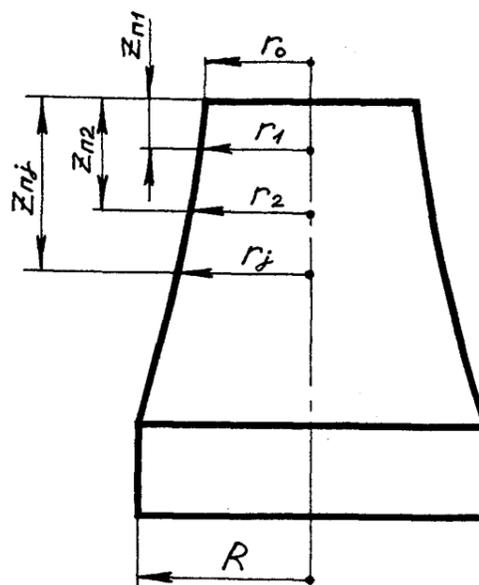


Рис. 10.8. Полуфабрикат для получения
цилиндрической заготовки

Получение цилиндрической заготовки с требуемым распределением $e_{ijд}$ может осуществляться с применением промежуточного полуфабриката различными путями: 1) точением промежуточного полуфабриката с переменным по высоте диаметром; 2) закрытой осадкой цилиндрической заготовки в полости с переменными по высоте поперечными сечениями; 3) выдавливанием в открытую полость переменного диаметра. Все три варианта, включая методики их расчета, подробно изложены в работе [197]. Здесь же для примера рассмотрим первый вариант.

Берут исходную заготовку в виде отрезка сортового проката или отливки и вытачивают из нее промежуточный полуфабрикат (рис. 10.8) с переменной по высоте площадью поперечного сечения, радиус которой в произвольном сечении на удалении $z_{пj}$ от торца полуфабриката с минимальным сечением определяют из зависимости

$$r_j = R \exp\left(-\frac{e_{ijд}}{2}\right), \quad (10.12)$$

выведенной из известной формулы для определения накопленной деформации при осадке:

$$e_i = \ln \frac{F_{\text{кон}}}{F_{\text{нач}}} = 2 \ln \frac{R}{r_j}.$$

Практически можно определить геометрию полуфабриката следующим образом.

Сначала по формуле (10.12) определяют радиус нулевого сечения r_0 (рис. 10.8). Затем для достаточно близкого расстояния z_{01} находят r_1 . Поскольку конечная форма полуфабриката неизвестна, используют для определения высоты $z_{п1}$ формулу объема достаточно простого приближенного тела, например, усеченного конуса. Из условия постоянства объема

$$\pi R^2 z_{01} = \frac{\pi z_{п1}}{3} (r_0^2 + r_1^2 + r_0 r_1),$$

откуда

$$z_{п1} = \frac{3R^2 z_{01}}{r_0^2 + r_1^2 + r_0 r_1}.$$

Аналогично для расстояния z_{02} находят радиус r_2 , а затем определяют

$$z_{n2} = z_{n1} + \frac{3R^2(z_{02} - z_{01})}{r_1^2 + r_2^2 + r_1r_2},$$

и таким образом задают требуемую форму боковой поверхности полуфабриката.

После этого полуфабрикат осаживают в закрытом штампе (что заменяет обычную операцию калибровки), получая тем самым цилиндрическую заготовку (рис. 10.7) для обратного выдавливания с неравномерно распределенной по ее высоте накопленной деформацией. Если размеры полуфабриката исключают потерю устойчивости, то можно совместить осадку с обратным выдавливанием.

Заметим, что для получения полуфабриката вместо обточки можно использовать практически безотходную операцию выдавливания в открытую полость требуемой формы. При этом, если такое выдавливание будет холодным, то следует учесть получаемое от него неравномерное распределение накопленных деформаций (методику расчета в этом случае нетрудно получить по аналогии с вышеизложенной).

10.5. Способ выдавливания изделий со стенками переменной толщины и постоянной высоты

На практике встречаются коробчатые или П-образные изделия, имеющие одинаковую высоту стенок при разной их толщине. Так как сопротивление истечению при большем зазоре меньше, то при изготовлении таких изделий выдавливанием металл интенсивнее течет в стенку большей толщины, что приводит к значительному перепаду высот образующихся стенок. Это, соответственно, требует значительных припусков на выравнивание стенок механической обработкой, что приводит к повышению себестоимости изделий. Известный способ выравнивания стенок путем приложения в процессе выдавливания противодействия к стенке большей толщины увеличивает

энергозатраты и нагрузки на инструмент, снижая его стойкость и сужая технологические возможности.

Для устранения вышеперечисленных недостатков нами был предложен признанный изобретением [210] способ выдавливания, заключающийся в следующем.

Две идентичные заготовки 1 устанавливаются симметрично относительно поверхности взаимного контакта в одну полость матрицы 2 (рис. 10.9) таким образом, чтобы их участки, из которых формируются стенки меньшей толщины, контактировали друг с другом. В результате при выдавливании пуансоном 3 (рис. 10.10) происходит истечение стенок меньшей толщины в канал, поперечное сечение которого близко по величине к поперечному сечению каналов для истечения стенок большей толщины. Кроме того, в разделе 3.1 было показано, что касательные напряжения на оси симметрии равны нулю, то есть трение на поверхности взаимного контакта заготовок практически отсутствует, в то время как на поверхности контакта заготовок с матрицей оно достаточно велико, что дополнительно позволяет выравнивать сопротивление истечению в толстую и тонкую стенки. В результате получаются изделия с постоянной высотой стенок при их различной толщине. Возможные небольшие перепад высот и неплоскостность поверхности взаимного контакта заготовок легко устраняются калибровкой.

Получение одинаковой высоты при различных величинах толщин стенок изделий можно обеспечить, регулируя силу трения между заготовками и матрицей путем применения той или иной смазки. С увеличением разницы толщин стенок трение надо увеличивать, а с уменьшением – уменьшать.

10.6. Способ выдавливания изделий с профилированной наружной боковой поверхностью

Для получения изделий с профилированной наружной боковой поверхностью, таких как, например, гаечные ключи, используют несколько штамповочных переходов и инструмент сложной геометрической формы,

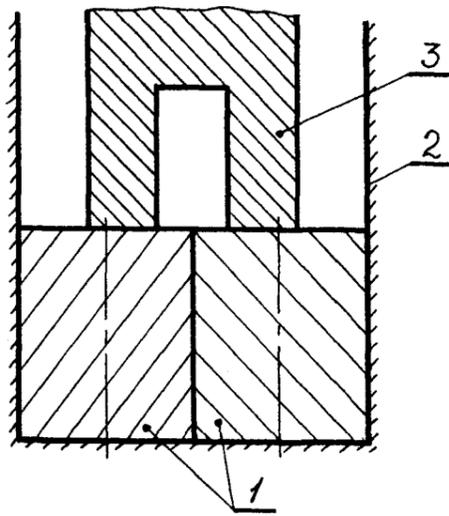


Рис. 10.9. Расположение заготовок перед выдавливанием

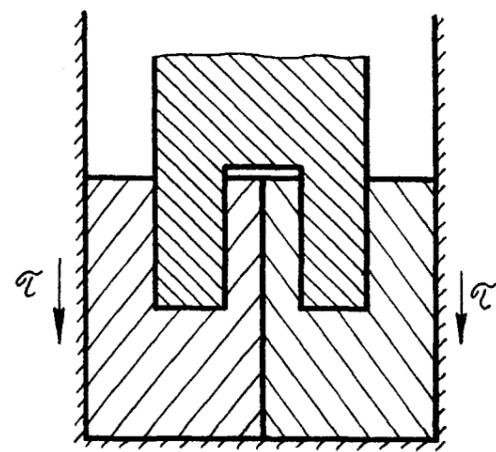


Рис. 10.10. Заготовки в момент окончания выдавливания

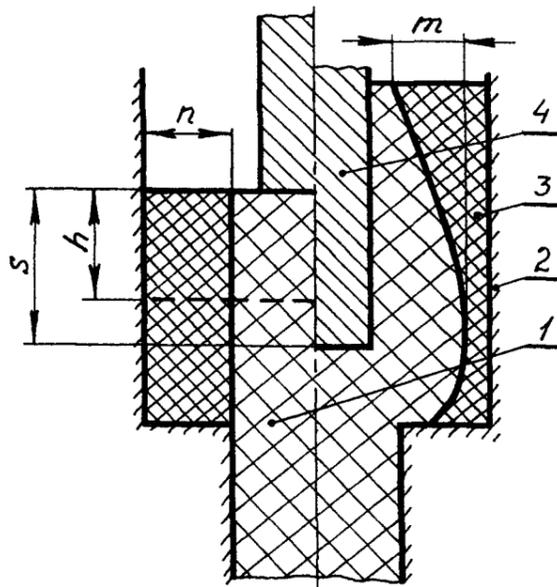


Рис. 10.11. Выдавливание изделий с профилированной наружной поверхностью

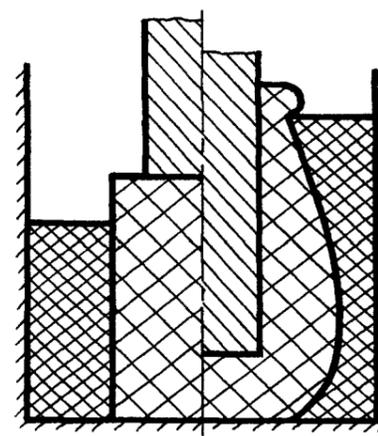


Рис. 10.12. Схема получения приливов в верхней части изделия

приводящий к повышенным удельным усилиям деформирования.

В разделе 3.5 (рис. 3.15) было показано, что первоначально прямое волокно в процессе выдавливания приобретает выпуклую форму. Это позволило создать новый способ (А.с. СССР № 1683214) получения изделий с профилированной боковой поверхностью, заключающийся в следующем.

Заготовку 1 (рис. 10.11) помещают в рабочую полость неразъемной матрицы 2, стенки рабочей полости которой имеют образующую, не препятствующую свободному извлечению отштампованного изделия и соответственно свободному течению металла при штамповке, после чего между матрицей и поверхностями заготовки, предназначенными для профилирования, устанавливают прокладки 3 из пластичного материала, которые можно получать из отходов производства. При приложении деформирующего усилия пуансоном 4 металл заготовки начинает деформироваться, вдавливаясь в материал прокладки 3 и истекая совместно с ним в зазор между матрицей 2 и пуансоном 4. Часть поверхности, расположенная на верхнем торце заготовки, практически сразу выходит из очага пластической деформации, расположенного ниже торца пуансона, переставая деформироваться и практически не меняя своего поперечного размера. Каждый нижеследующий слой металла заготовки до выхода из очага деформации успевает получить деформацию в поперечном направлении, увеличивая свой поперечный размер в соответствии с кинематикой течения в процессе выдавливания. Причем, чем больше конкретно рассматриваемый слой находился в очаге деформации, тем больший поперечный размер на выходе из очага он будет иметь. Поскольку, как показано в разделе 3.1, высота очага пластической деформации h в общем случае не охватывает всего объема деформируемой части заготовки, то слои металла, расположенные вблизи донной части матрицы, будут вовлечены в деформацию не сразу, а лишь на каком-то этапе процесса штамповки, поэтому поперечная деформация слоев металла вблизи донной части матрицы уменьшается. В результате после окончания штамповки будет получено изделие с криволинейно профилированной наружной поверхностью, макси-

мальная выпуклость которой m может быть как в одном сечении, так и на части длины боковой поверхности изделия, что зависит от величины рабочего хода пуансона s и поперечных размеров пуансона, матрицы и заготовки. Затем изделие извлекается из матрицы одним из известных способов, например, с помощью выталкивателя, после чего прокладки легко отделяются от него и процесс штамповки можно повторить.

Теория расчета основных параметров данного способа подробно изложена в нашей работе [25] и показывает, что чем большую выпуклость m должна иметь получаемая профилированная поверхность, тем большую толщину n должны иметь прокладки.

Варьируя материалом и исходным профилем прокладок, а также формой боковой поверхности матрицы, можно получать изделия самого различного профиля, например, не только выпуклого, но и вогнутого, что подробно изложено в описании изобретения. На рис. 10.12 показан пример получения изделий с приливами в верхней части, то есть с двойной выпуклостью на наружной поверхности.

10.7. Вывод по главе 10

На основе выполненных теоретических и экспериментальных исследований разработаны принципиально новые конструкции оборудования и способы выдавливания (19 авторских свидетельств на изобретение), расширяющие технологические возможности этого процесса и позволяющие значительно повысить эффективность производства многих видов промышленных изделий, таких как поршни автомобилей, корпуса цилиндров, сосуды высокого давления, бесшовные трубы, втулки траков, шестерни, элементы газосварочной аппаратуры, специзделия и т.п.

ОСНОВНЫЕ ВЫВОДЫ

1. Разработана общая теория взаимосвязанного исследования напряженного, кинематического и деформированного состояний с учетом анизотропии свойств и упрочнения деформируемого материала. Сформулирована и доказана теорема о том, что оценка, полученная при решении практических задач с помощью данной теории, будет верхней. Установлены критерии, обеспечивающие необходимую для оптимизации взаимосравнимость результатов решений, полученных для различных геометрических форм инструмента. Теория обладает достаточной универсальностью и может быть использована для анализа различных процессов обработки металлов давлением.

2. На основе общей теории проведен анализ процессов обычного выдавливания, выдавливания с активными силами трения, выдавливания с кручением и радиального выдавливания как полых, так и сплошных стержневых изделий, а также выдавливания труднодеформируемых материалов в оболочках и редуцирования на оправке. В результате получены зависимости, необходимые для выбора оборудования и расчета рабочего инструмента на прочность, для определения параметров деформирования, обеспечивающих получение требуемых свойств изделия и снижение усилия деформирования, а также для прогнозирования возможности образования различных дефектов (трещин, утяжин и застойных зон). Достоверность и точность полученных зависимостей подтверждены хорошей сходимостью как с многочисленными опытными данными других исследователей (среди проведенных 94 сравнений максимальное расхождение не превышало 9,7%), так и с большим количеством собственных экспериментов, что позволяет рекомендовать практическое применение этих зависимостей для сокращения сроков и стоимости проектирования технологии при гарантированном получении высококачественных изделий.

3. Установлено, что при выдавливании полых изделий не существует абсолютно оптимальной по усилию формы рабочего торца пуансона, в связи с чем необходимо выбирать наилучшую форму с учетом величины относи-

тельного радиуса матрицы, трения (смазки), упрочняемости материала заготовки и ее способности удерживать смазку.

4. Осуществленный учет исходной анизотропии свойств выдавливаемого материала показал возможность значительного (на 7% и более) снижения усилия деформирования, что позволяет рекомендовать выдавливание заготовок перпендикулярно волокнам макроструктуры.

5. Разработана методика определения направления макроструктуры в получаемом изделии, что позволило найти угол выхода волокон на внутреннюю поверхность стенки стакана и впервые установить наличие максимума этого угла в области значений относительного радиуса матрицы $R=1,4 \dots 1,6$. Для повышения ударной вязкости и коррозионной стойкости стенок стаканов необходимо осуществлять выдавливание за пределами указанного диапазона, а для снижения ударной вязкости – в пределах этого диапазона.

6. Разработанная методика теоретической оценки предельного формоизменения заготовки позволяет определить число переходов при выдавливании заданных изделий. При выдавливании стаканов из стали 20 с наружным диаметром 60 мм и внутренним – 40 мм величина предельного хода пуансона (до появления первой трещины) теоретически составила 42 мм, а экспериментально – 43 мм, то есть точность расчета равнялась 2,4%.

7. Установлено, что при обратном выдавливании с активными силами трения оптимальная скорость перемещения матрицы превышает скорость движения образующейся стенки стакана вследствие неравномерного распределения в радиальном направлении осевых скоростей течения металла в прилегающей к матрице пластической области. Получена формула, позволяющая выбирать оптимальную скорость в зависимости от относительного радиуса матрицы, факторов трения и упрочняемости выдавливаемого материала (чем выше упрочняемость, тем ниже величина оптимальной скорости). В области значений $R=1,3 \dots 2,0$ $v_{\text{опт}}/v_{\text{и}}=1,3 \dots 2,5$.

8. Учет упругой деформации инструмента позволяет существенно повысить точность расчета технологических параметров. Например, при вы-

давливании стаканов учет упругого прогиба матрицы, приводящего к течению металла в сходящийся канал, повышает (в зависимости от относительного радиуса матрицы и фактора трения) точность определения усилия выдавливания на 5-15%, а максимального давления на стенку матрицы на 8-29%. Для холодного выдавливания необходимо учитывать начальную стадию, характеризующуюся пластической осадкой заготовки с боковым подпором со стороны упругодеформирующейся матрицы, поскольку на этой стадии возрастает накопленная деформация заготовки, а интенсивность упрочнения металлов максимальна в области значений логарифмической деформации, меньшей 0,2. Если не учитывать эту стадию, определяя усилие по начальному напряжению текучести, то для цветных металлов и сплавов это приводит к занижению величины этого усилия на 20-30%, для малоуглеродистых сталей – на 30-40%, для нержавеющей стали 12Х18Н9Т – на 40-50%.

9. Установлено, что предложенный способ выдавливания полых изделий с раздачей заготовки в движущейся матрице (а.с. № 1238877) позволяет значительно (при $R=1,3\dots 1,5$ на 20%) снизить величину удельного деформирующего усилия по сравнению с обычным выдавливанием, что позволяет рекомендовать его использование при изготовлении стаканов, имеющих коническую наружную поверхность в зоне перехода дна в стенку, препятствующую применению активных сил трения.

10. Выдавливание (прошивка) с кручением расширяет технологические возможности не только за счет снижения необходимого осевого усилия на 25-35%, но и за счет значительного (на 30% и более) уменьшения максимального давления на стенку матрицы. В определенных пределах относительного угла закручивания ($\varphi/s \leq 2,5$ при $R=1,3\dots 1,5$) работа деформирования при выдавливании с кручением будет ниже, а стойкость пуансона – в 1,3 – 1,5 раза выше, чем при обычном выдавливании.

11. Эффективность внедрения новых способов выдавливания существенно зависит от наличия специализированного оборудования, в связи с чем были разработаны два прессы для выдавливания с активными силами трения

и три пресса для выдавливания с активными силами трения одновременно с кручением. Их конструкции признаны изобретениями и способствуют ускорению научно-технического прогресса. Всего по вопросам совершенствования технологии выдавливания получено 19 авторских свидетельств.

12. Разработанные на основе общего теоретического метода конкретные научные рекомендации и технические решения применены при создании ряда технологических процессов, прошедших опытно-промышленное опробование и внедрение в производство с экономическим эффектом на ММПО “Знамя Революции”, ПО “Ижсталь”, Костромском экскаваторном заводе “Рабочий металлист”, ООО “Прессмаш”, в результате чего внесён значительный вклад в ускорение научно-технического прогресса. Полученные технические и технологические решения могут быть рекомендованы к использованию на трубопрокатных установках с пилигримовыми станами Северского, Челябинского, Таганрогского трубных заводов, а также в прессовом цехе и на стане пресс-валковой прошивки Волжского трубного завода.

ЛИТЕРАТУРА

1. Алексеев Ю.Н. Кинематика процесса закрытой прошивки // Самолето-строение и техника воздушного флота: Республиканский межведомственный тематический научно-технический сборник. Харьков. 1973. 32. С.124-127.
2. Антонов Е.А., Пасюта А.В. Влияние геометрии инструмента и степени деформации на удельные давления деформирования и характер течения металла при обратном способе выдавливания полых стаканов // Проектирование деталей и механизмов машин. Обработка давлением. Ярославль. 1970. № 1. С.258-266.
3. Афанасьева Г.И. Теоретический анализ условий трения при холодном обратном выдавливании // Вестник Харьковского политехнического института. 1974. № 89. С.44-49.
4. Афанасьева Г.И., Евстратов В.А. О причинах выхода из строя пуансонов для холодного обратного выдавливания стальных деталей // Кузнечно-штамповочное производство. 1974. № 4. С.7-10.
5. Ахатов Г.П., Гусев Л.С. Определение удельного деформирующего усилия при закрытой прошивке с обжатием заготовки // Кузнечно-штамповочное производство. 1971. № 1. С.12-13.
6. Басовский Л.Б., Моисеев Е.Ф., Ренне И.П., Татаринцев П.И. Холодное выдавливание цилиндрических деталей из малоуглеродистой стали // Кузнечно-штамповочное производство. 1977. № 9. С.14-16.
7. Безухов Н.И., Лужин О.В. Приложения методов теории упругости и пластичности к решению инженерных задач. М.: Высшая школа. 1974. 200 с.
8. Бережной В.Л. Прессование с активным действием сил трения. М.: Металлургия. 1988. 295 с.
9. Бороздин В.А. Определение удельного усилия выдавливания цилиндрических стаканов с коническими полостями // Вопросы исследования прочности деталей машин. Вып. 3.: Сб. научных трудов Московской государственной академии приборостроения и информатики. М.: 1995. С. 3-8.

- 10.Бронштейн И.Н., Семендяев К.А. Справочник по математике. М.: ГИТТЛ. 1956. 608 с.
- 11.Бузинов С.В., Воронцов А.Л., Кондратенко В.Г. Аналитический подход к определению качества волокнистого композиционного материала при его гибке в пластическую среду // Сб. Высокопроизводительные металлосберегающие процессы обработки металлов. Кишинев. 1984. С.75-77.
- 12.Воронцов А.Л. Напряженное состояние заготовки при обратном выдавливании // Известия вузов. Машиностроение. 1980. С.108-112.
- 13.Воронцов А.Л. Деформированное состояние заготовки в условиях нестационарного пластического течения // Труды МВТУ № 335. Машины и технология ОМД. 1980. С.102-11
- 14.Воронцов А.Л. Напряженное состояние заготовки при обратном выдавливании анизотропного материала // Известия вузов. Машиностроение. 1980. № 12. С.107-111.
- 15.Воронцов А.Л., Бузинов С.В. Гибка волокнистого композиционного материала вдавливанием в пластическую среду // Известия вузов. Машиностроение. 1981. № 4. С.123-127.
- 16.Воронцов А.Л. Деформированное состояние заготовки при обратном выдавливании // Известия вузов. Машиностроение. 1982. № 3. С.113-117.
- 17.Воронцов А.Л. Определение оптимальной скорости перемещения матрицы при обратном выдавливании с активными силами трения // Известия вузов. Машиностроение. 1982. № 5. С.131-136.
- 18.Воронцов А.Л., Бузинов С.В. Гибка волокнистых композиционных материалов с наложением сжимающих напряжений // Известия вузов. Машиностроение. 1982. № 9. С.151-154.
- 19.Воронцов А.Л. Напряженное состояние заготовки при выдавливании пуансоном с малым углом конуса // Статическая и динамическая прочность тонкостенных элементов машиностроительных конструкций: Межвузовский сборник научных трудов. М.: ВЗМИ. 1984. С.3-8.
- 20.Воронцов А.Л. Анализ начальной стадии обратного выдавливания // Ста-

- тическая и динамическая прочность машиностроительных конструкций: Межвузовский сборник научных трудов. М.: ВЗМИ. 1986. С.100-104.
21. Воронцов А.Л. Напряженное состояние заготовки при выдавливании пуансоном со сферическим торцом произвольного радиуса // Совершенствование процессов обработки металлов давлением: Межвузовский сборник научных трудов. М.: ВЗМИ. 1987. С.37-44.
22. Воронцов А.Л., Ковалева Н.М., Сафонова Г.Г. Напряженное состояние заготовки при выдавливании пуансоном с большим углом конуса // Расчеты на прочность и жесткость элементов машиностроительных конструкций: Межвузовский сборник научных трудов. М.: ВЗМИ. 1987. С.69-75.
23. Воронцов А.Л., Лентяшин В.Б. Напряженное и кинематическое состояние заготовки при редуцировании полых изделий на оправке // Процессы обработки металлов давлением в автомобилестроении: Межвузовский сборник научных трудов. М.: МАМИ. 1988. С.48-56.
24. Воронцов А.Л. Анализ появления утяжины при выдавливании полых изделий // Статическая и динамическая прочность машиностроительных конструкций: Межвузовский сборник научных трудов. М.: МИП. 1989. с.94-99.
25. Воронцов А.Л. Обеспечение САПР процессов выдавливания изделий с профилированной боковой поверхностью // Математическое моделирование нестационарных процессов и автоматизированные системы: Межвузовский сборник научных трудов. М.: МИП. 1992. С.86-91.
26. Воронцов А.Л. Напряженное состояние сплошной заготовки при радиальном выдавливании // Вопросы исследования прочности деталей машин: Межвузовский сборник научных трудов. М.: МИП. 1993. С.23-29.
27. Воронцов А.Л. Деформированное состояние заготовки при выдавливании в условиях эффекта дна // Некоторые задачи математического моделирования нестационарных процессов: Межвузовский сборник научных трудов. М.: МИП. 1994. С.44-46.
28. Воронцов А.Л., Сафонова Г.Г. Деформированное состояние заготовки в

- условиях обратного выдавливания при эффекте дна // Вопросы исследования прочности деталей машин: Межвузовский сборник научных трудов. М.: МГАПИ. 1996. С.3-5.
29. Воронцов А.Л. Напряженное состояние заготовки при выдавливании с раздачей // Кузнечно-штамповочное производство. 1997. № 7. С.15-19.
30. Воронцов А.Л. Напряженное и кинематическое состояние при обратном выдавливании трубной заготовки и выдавливании ступенчатым пуансоном // Вестник машиностроения. 1997. № 12. С.42-45.
31. Воронцов А.Л. Анализ напряженного и кинематического состояния сплошной и трубной заготовки при радиальном выдавливании // Вестник машиностроения. 1998. № 3. С.33-35.
32. Воронцов А.Л. Анализ кинематического, напряженного и деформированного состояний заготовки при вдавливании цилиндрического пуансона в полупространство // Вестник машиностроения. 1998. № 7. С.44-47.
33. Воронцов А.Л., Морозов Ю.Д., Сафонова Г.Г. Учет упругого прогиба матрицы в процессе выдавливания изделий типа стаканов // Вопросы исследования прочности деталей машин: Межвузовский сборник научных трудов. М.: МГАПИ. 1998. С.10-14.
34. Воронцов А.Л., Морозов Ю.Д., Сафонова Г.Г. Анализ напряженного и кинематического состояний заготовки при выдавливании цилиндрическим пуансоном в конической матрице // Вопросы исследования прочности деталей машин: Межвузовский сборник научных трудов. М.: МГАПИ. 1998. С.5-9.
35. Воронцов А.Л. Общий метод теоретического анализа процессов выдавливания // Проблемы создания технических систем с искусственным интеллектом: Научные труды межвузовской научно-технической конференции. М.: МГАПИ. 1998. С.50-53.
36. Воронцов А.Л. Метод расчета накопленных деформаций при выдавливании полых изделий типа стаканов // Вестник машиностроения. 1999. № 7. С.41-45.

- 37.Воронцов А.Л. Деформированное состояние заготовки при радиальном выдавливании // Вестник машиностроения. 1999. № 10. С.36-39.
- 38.Воронцов А.Л. Анализ выдавливания полых изделий цилиндрическим пуансоном со сферическим торцем // Вестник машиностроения. 1999. № 11. С.46-50.
- 39.Воронцов А.Л., Морозов Ю.Д., Сафонова Г.Г. Анализ образования утяжины при радиальном выдавливании трубных заготовок // Вопросы исследования прочности деталей машин: Межвузовский сборник научных трудов. Вып. 6. М.: МГАПИ. 2000. С. 3-6.
- 40.Воронцов А.Л., Морозов Ю.Д., Сафонова Г.Г. Определение угла выхода волокна макроструктуры на внутреннюю поверхность стенки выдавленного стакана // Вопросы исследования прочности деталей машин: Межвузовский сборник научных трудов. Вып. 6. М.: МГАПИ. 2000. С. 7-10.
- 41.Гелеи Ш. Расчет усилий и энергии при пластической деформации металлов. М.: Металлургия. 1958. 419 с.
- 42.Геогджаев В.О. Волочение тонкостенных анизотропных труб сквозь коническую матрицу // Прикладная механика. 1968. Т.IV. Вып.2. С.79-83.
- 43.Глебов И.Ф. Холодное выдавливание. Обзор. М.: 1961. 60 с.
- 44.Глебов И.Ф. Геометрия рабочего инструмента для холодного выдавливания металлов. М.: Машиностроитель. 1966. № 2. С.5-7.
- 45.Головин А.А., Дмитриев А.М. Холодное выдавливание полых цилиндрических деталей // Кузнечно-штамповочное производство. 1977. № 3. С.20-22.
- 46.Головин В.А. Производство заготовок и деталей холодной объемной штамповкой в общем машиностроении // В сб.: Холодное и полугорячее объемное деформирование взамен обработки резанием.- М.: ЦНИИТЭИ тракторсельхозмаш. 1971. С.25-30.
- 47.Головин В.А., Митькин А.Н., Резников А.Г. Технология холодной штамповки выдавливанием. М.: Машиностроение. 1970. 152 с.
- 48.Головин В.А. Совершенствование технологии холодного выдавливания с

- целью механизации и автоматизации штамповочного производства // Современная объемная и листовая штамповка. М.: МДНТП. 1969. С.111-118.
49. Головин В.А., Ракошиц Г.С., Навроцкий Г.А. Технология и оборудование холодной штамповки. М.: Машиностроение. 1987. 350 с.
50. Граздил Ф. Научно-исследовательские работы в области холодной штамповки металлов выдавливанием // Современное состояние кузнечно-штамповочного производства. М.: Машгиз. 1961. С.312-335.
51. Гуськов А.В. Холодная объемная штамповка выдавливанием. Обзор. М. 1962. 79 с.
52. Даниленко В.Я., Евстратов В.А. Влияние технологических параметров на характер распределения смазки при холодном выдавливании стальных деталей // Повышение точности и качества при штамповке. М.: МДНТП. 1975. С.127-133.
53. Данилов Ф.А., Глейберг А.З., Балакин В.С. Производство стальных труб горячей прокаткой. М.: Металлургиздат. 1954. 615 с.
54. Девятов В.В., Столбов В.Ю., Леняшин В.Б. Решение задачи напряженно-деформированного состояния металла при выдавливании методом конечных элементов // Совершенствование процессов обработки металлов давлением. М.: Всесоюзный заочный машиностроительный институт. 1987. С.45-52.
55. Дель Г.Д., Новиков Н.А. Метод делительных сеток. М.: Машиностроение. 1978. 144 с.
56. Дель Г.Д., Соколов П.А. Экспериментальное исследование напряженного состояния на стадии неустановившегося холодного выдавливания // Исследования в области пластичности и обработки металлов давлением. Вып.1. Тула. 1973. С.42-46.
57. Деордиев Н.Т. Обработка деталей редуцированием. М.: Машгиз. 1960. 155 с.
58. Джонсон В., Кудо Х. Механика процесса выдавливания металла. М.: Металлургиздат. 1965. 174 с.

59. Джонсон У., Меллор П. Теория пластичности для инженеров. М.: Машиностроение. 1979. 567 с.
60. Дмитриев А.М., Антошин М.А., Орлихин А.В. Определение усилия обратного выдавливания ступенчатым пуансоном // Машины и технология обработки металлов давлением. Тр. МВТУ. № 335. 1980. С.137-145.
61. Дмитриев А.М., Бороздин В.А. Холодное выдавливание конических стаканов с цилиндрической полостью // Вопросы исследования прочности деталей машин: Межвузовский сборник научных трудов. М.: МГАПИ. 1996. С.71-76.
62. Евдокимов А.К. Плоское обратное выдавливание пуансонами сложного профиля // Известия вузов. Машиностроение. 1973. № 9. С.155-159.
63. Евстифеев В.В. Расчет усилий при обратном выдавливании полых изделий // Труды Омского политехнического ин-та. 1970. № 1. С.17-24.
64. Евстратов В.А. Сопоставление обратного и прямого способов прошивки. // Обработка металлов давлением. Вып.1. ХГУ. 1967. С.57-63.
65. Зимовец В.Г. Современное производство стальных труб. Город Волжский. Волжский полиграфкомбинат. 1998. 514 с.
66. Иванов С.К., Ганаго О.А. Давление металла на стенки штампа при закрытой прошивке // Кузнечно-штамповочное производство. 1969. № 3. С.3-5.
67. Ильюшин А.А. Некоторые вопросы теории пластического течения // Известия АН СССР. 1958. № 2. С.20-33.
68. Исаченков Е.И. Контактное трение и смазки при обработке металлов давлением. М.: Машиностроение. 1978. 208 с.
69. Казаченок В.И. Штамповка с жидкостным трением. М.: Машиностроение. 1978. 78 с.
70. Камке Э. Справочник по обыкновенным дифференциальным уравнениям. М.: Наука. 1976. 576 с.
71. Каплунов Б.Г., Одинокое В.И., Иванов С.К. Определение поля напряжений и скоростей при обратном выдавливании дифференциально-разностным методом // Науч. труды Челябинского политехнического ин-

- та. 1974. № 143. С.83-86.
72. Каплунов Б.Г., Одинокое В.И., Скопечный А.И. Напряженно-деформированное состояние металла при горячей прошивке. Сообщение 1 // Известия вузов. Черная металлургия. 1979. № 6. С.48-51.
73. Карапетян Ж.А. Пластическое течение металла в условиях закрытой прошивки закругленным пуансоном с большим обжатием // Кузнечно-штамповочное производство. 1969. № 2. С.4-6.
74. Качанов Л.М. Основы теории пластичности. М.: Наука. 1969. 420 с.
75. Кириллов Г.И. Приближенное определение нормальных напряжений, действующих на стенку матрицы при операциях холодного выдавливания // Обработка металлов давлением. Харьков. 1969. Вып.4. С.25-28.
76. Кириллов Г.И. Определение радиальных давлений, действующих на стенку матрицы при операциях обратного выдавливания алюминия и других металлов // Обработка металлов давлением в машиностроении. Харьков. 1969. Вып.5. С.35-38.
77. Ковка и штамповка цветных металлов. Справочник / Корнеев Н.И. и др. М.: Машиностроение. 1972. 232 с.
78. Ковка и штамповка. Справочник под ред. Е.И.Семенова. Т.3. Холодная объемная штамповка. Под ред. Г.А.Навроцкого. М.: Машиностроение. 1987. 384 с.
79. Колмогоров В.Л. Напряжения, деформации, разрушение. М.: Металлургия. 1970. 229 с.
80. Коммель Ф.А. К определению степени деформации в очаге деформации в процессах холодного выдавливания // Инженерные методы расчета пластической обработки металлов : Сб. материалов научно-технического семинара. Таллин. 1971. С.87-96.
81. Коммель Ф.А. К расчету величины усилия, действующего на противоположный пуансон при выдавливании полых деталей // Технология приборо- и машиностроения : Сб. научно-технических статей ПТНИИ. Вып.8. М.: Энергия. 1968. С.97-104.

82. Корякин Н.А., Казаченок В.И., Глухов В.П. Гидростатическое выдавливание стальных стаканов со сферическим дном // Исследование машин и технологии обработки металлов давлением. Ижевск. 1970. Вып.4. С.259-264.
83. Кроха В.А. Кривые упрочнения металлов при холодной деформации. М.: Машиностроение. 1968. 131 с.
84. Кроха В.А. Упрочнение металлов при холодной пластической деформации. Справочник. М.: Машиностроение. 1980. 157 с.
85. Кузнецов В.П., Ренне И.П., Рогожин В.Н. Холодное выдавливание полых цилиндрических изделий из малоуглеродистой стали. Тула. 1976. 72 с.
86. Кузнецов В.П., Закуренов Е.А., Рогожин В.Н. О холодном выдавливании полых цилиндрических изделий из малоуглеродистой стали // Кузнечно-штамповочное производство. 1972. № 6. С.5-8.
87. Кузнецов Д.П., Гуменюк Ю.И. Экспериментально-аналитическое определение напряжений при осесимметричной деформации и расчет усилия холодного обратного выдавливания // Исследования в области пластичности и обработки металлов давлением. Вып.3. Тула. 1975. С.48-54.
88. Кузнецов Д.П., Гуменюк Ю.И. Напряженно-деформированное состояние низких заготовок при холодном обратном выдавливании // Кузнечно-штамповочное производство. 1974. № 4. С.5-7.
89. Кузнецов Д.П. Расчет усилий холодного обратного выдавливания полых цилиндрических деталей // Новое в кузнечно-штамповочных цехах Ленинграда. Л.: Лениздат. 1958. С.32-38.
90. Кузнецов Д.П. Напряженно-деформированное состояние при обратном выдавливании полых цилиндрических деталей // Вестник машиностроения. 1959. № 2. С.40-44.
91. Кузнецов Д.П., Лясников А.В. О расчете усилия деформирования при формообразовании холодным выдавливанием полостей деталей штамповки прессформ // Инженерные методы расчета пластической обработки металлов. Таллин. 1971. С.173-184.

92. Кузнецов Г.В., Мирошниченко В.М., Канзберг Ю.И. Комбинированное выдавливание деталей с фланцами // Кузнечно-штамповочное производство. 1974. № 5. С.21-23.
93. Леванов А.Н., Колмогоров В.Л., Буркин С.П. Контактное трение в процессах обработки металлов давлением. М.: Металлургия. 1976. 416 с.
94. Логинов Ю.Н., Буркин С.П. Кинематические условия закручивания металла при прессовании через вращающуюся матрицу // Известия вузов. Черная металлургия. 1995. № 8. С.38-41.
95. Макина Н.А. Холодное выдавливание с активными силами трения. Обзор. М.: 1972. 49 с.
96. Малинин Н.Н. Прикладная теория пластичности и ползучести. М.: Машиностроение. 1975. 400 с.
97. Мартиросян Ф.А. Распределение напряжений на контактной поверхности инструмента при обратном выдавливании // Промышленность Армении. 1967. № 1. С.42-43.
98. Мартиросян Ф.А. Определение поля напряжений и размеров очага пластической деформации при обратном выдавливании // Известия вузов. Машиностроение. 1966. № 10. С.147-154.
99. Матвеев А.Д. Выдавливание бурта на цилиндре из упрочняющегося по деформации металла // Вопросы исследования прочности деталей машин. М.: МГАПИ. 1998. С. 28-32.
100. Микляев П.Г., Нешпор Г.С., Кудряшов В.Г. Кинетика разрушения. М.: Металлургия. 1979. 279 с.
101. Митькин А.Н. Определение усилий при холодном выдавливании. М.: НИИТавтопром. 1957. 17 с.
102. Митькин А.Н. Опыт разработки прогрессивных технологических процессов изготовления сложных деталей методом холодного выдавливания вместо процессов резания. М.: НИИТавтопром. 1975. 44 с.
103. Мишунин В.А., Белавин Ю.М. Опыт внедрения процесса холодного выдавливания деталей из среднеуглеродистых и легированных сталей // Куз-

- нечно-штамповочное производство. 1977. № 3. С.22-25.
104. Мишунин В.А. Выбор смазки при холодном выдавливании // Кузнечно-штамповочное производство. 1978. № 1. С.18-20.
105. Мишунин В.А., Васютина Л.М. Опыт внедрения холодного выдавливания деталей // Кузнечно-штамповочное производство. 1976. № 12. С.5-6.
106. Могучий Л.Н. Обработка давлением труднодеформируемых материалов. М.: Машиностроение. 1976. 272 с.
107. Овчинников А.Г., Макина Н.А. Исследование процесса закрытой прошивки с активными силами трения // Кузнечно-штамповочное производство. 1972. № 6. С.3-5.
108. Овчинников А.Г. Исследование кинематики и напряженного состояния заготовки в процессе обратного выдавливания с активными силами трения // Труды МВТУ. 1978. № 263. С.100-109.
109. Овчинников А.Г., Малышев В.И. Исследование процесса обратного выдавливания с использованием активных сил трения // Технология изготовления заготовок в машиностроении: Науч. труды МВТУ. М.: Машиностроение. 1971. С.90-98.
110. Овчинников А.Г. Основы теории штамповки выдавливанием на прессах. М.: Машиностроение. 1983. 200 с.
111. Овчинников А.Г., Кузнецов Г.В. Определение поля напряжений и удельных усилий при радиальном выдавливании // Известия вузов. Машиностроение. 1977. № 2. С.114-119.
112. Овчинников А.Г., Дрель О.Ф., Поляков И.С. Штамповка выдавливанием поковок с боковыми отрезками и фланцами // Кузнечно-штамповочное производство. 1979. № 4. С.10-13.
113. Оленин Л.Д. Расчет технологических переходов и конструирование инструмента для холодного обратного выдавливания // Кузнечно-штамповочное производство. 1972. № 1. С.9-12.
114. Осадчий В.Я., Воронцов А.Л., Безносиков И.И. Теоретическое и экспериментальное моделирование напряженного состояния заготовки и сило-

- вых параметров при обратном выдавливании с кручением // Моделирование и исследование сложных систем: Доклады 2-й международной научно-технической конференции. М.: МГАПИ. 1998. С.505-512.
- 115.Осадчий В.Я., Воронцов А.Л., Безносиков И.И. Напряженное состояние металла при обратном выдавливании с кручением // Проблемы пластичности в технологии: Тезисы докладов 2-й международной научно-технической конференции. Орел: ОрелГТУ. 1998. С.72-73.
- 116.Осадчий В.Я., Воронцов А.Л., Безносиков И.И. Исследование напряженного состояния заготовки и силовых параметров при обратном выдавливании с кручением // Автоматизация - 99: Научные труды межвузовской научно-технической конференции. М.: МГАПИ. 1999. С.192-200.
- 117.Осадчий В.Я., Воронцов А.Л., Безносиков И.И. Напряженное состояние заготовки и силовые параметры при обратном выдавливании с кручением // Известия вузов. Черная металлургия. 1999. № 11. С. 39-46.
- 118.Охрименко Я.М., Овчинников А.Г., Рыжов И.Н. Холодное выдавливание. М.: Машиностроение. 1975. 65 с.
- 119.Охрименко Я.М., Бережной В.Л. Прессование с активным действием сил трения // Кузнечно-штамповочное производство. 1968. № 1. С.10-14.
- 120.Охрименко Я.М., Бережной В.Л. Решение осесимметричной задачи прессования с принудительным движением контейнера методом верхней оценки // Известия вузов. Черная металлургия. 1967. № 10. С.106-111.
- 121.Перлин И.Л., Райтбарг Л.Х. Теория прессования металлов. М.: Металлургия. 1975. 448 с.
- 122.Подливаев Ю.В. Исследование осесимметричной закрытой прошивки с помощью кинематически возможного поля скоростей // Труды преподавателей и слушателей Тульского городского университета научно-технических знаний. Тула. 1973. Вып.20. С.52-56.
- 123.Подливаев Ю.В., Шестакова Н.К. Сравнительный анализ различных подходов приближенного определения удельных усилий осесимметричной закрытой прошивки // Технология машиностроения. Вып.35. Тула. 1974.

- С.132-140.
- 124.Подливаев Ю.В. Алгоритмизация решения на ЭВМ задачи о влиянии обжатия на характеристики процесса закрытой прошивки осесимметричных заготовок // Труды преподавателей и слушателей Тульского городского университета научно-технических знаний. Тула. 1974. Вып.25. С.34-41.
- 125.Подрабинник И.М. Холодное выдавливание стальных деталей за рубежом // Автомобильная промышленность. 1968. № 2. С.37-42.
- 126.Поздеев А.А., Овчинников А.Г. Исследование кинематики и напряженного состояния при плоском и осесимметричном прессовании // Обработка металлов давлением. Тр. ВИЛС. 1976. С.24-39.
- 127.Пономарев С.Д., Бидерман В.Л., Лихарев К.К. Расчеты на прочность в машиностроении. М.: Машгиз. 1958. Т.2. 974 с.
- 128.Попов Е.А. Некоторые варианты приближенного анализа операций обработки давлением // Машины и технология обработки металлов давлением. М.: Машиностроение. 1973. С.168-177.
- 129.Попов Е.А. Основы теории листовой штамповки. М.: Машиностроение. 1977. 278 с.
- 130.Потапов И.Н., Коликов А.П. Технология производства труб. М.: Металлургия. 1994. 528 с.
- 131.Прогрессивные технологические процессы холодной штамповки / Гречников Ф.В., Дмитриев А.М., Кухарь В.Д., Маслов В.Д., Мордасов В.И., Овчинников А.Г., Семенов И.Е. М.: Машиностроение. 1985. 184 с.
- 132.Прозоров Л.В. Холодное выдавливание тонкостенных изделий // Новые исследования в области кузнечной технологии. ЦНИИТМАШ. Кн.32. М.: Машгиз. 1950. С.87-96.
- 133.Ренне И.П., Подливаев Ю.В. Исследование технологических возможностей закрытой прошивки высокопрочных алюминиевых сплавов // Кузнечно-штамповочное производство. 1976. № 5. С.7-9.
- 134.Ренне И.П., Емельянова В.А., Иванова Э.А. О температурном эффекте

- при закрытой прошивке стальных поковок // Труды преподавателей и слушателей Тульского городского университета научно-технических знаний. Тула. 1974. Вып.25. С.51-61.
- 135.Ренне И.П. Неравномерность деформации в начальной стадии процесса обратного и дифференцированного выдавливания // Технология машиностроения. Вып.5. Тула.: Приокское книжное издательство. 1968. С.113-118.
- 136.Ренне И.П., Подливаев Ю.В. Расчет усилий и деформаций при закрытой прошивке // Известия вузов. Машиностроение. 1977. № 8. С.136-142.
- 137.Ренне И.П. Об определении удельных усилий при осесимметричной закрытой прошивке // Кузнечно-штамповочное производство. 1975. № 5. С.2-4.
- 138.Ренне И.П., Шестакова Н.К. Нарастание и неравномерность деформаций на нестационарной стадии плоского обратного выдавливания // Известия вузов. Машиностроение. 1973. № 10. С.162-166.
- 139.Семенов Е.И., Овчинников А.Г., Дмитриев А.М. Исследование процесса выдавливания // Известия вузов. Машиностроение. 1975. № 12. С.121-126.
- 140.Семенов И.Е. Расчет усилия деформирования при обратном выдавливании изделий коробчатой формы // Машины и технология обработки металлов давлением: Труды МВТУ № 263. Вып.12. 1978. С.130-132.
- 141.Сконечный А.И. Определение удельных усилий закрытой прошивки методом верхней оценки // Науч. труды Челябинского политехнического института. 1974. № 143. С.53-59.
- 142.Смирнов-Аляев Г.А. Сопротивление материалов пластическому деформированию. Л.: Машиностроение. 1978. 368 с.
- 143.Смирнов-Аляев Г.А., Чикидовский В.П. Экспериментальные исследования в обработке металлов давлением. Л.: Машиностроение. 1972. 370 с.
- 144.Соколовский В.В. Теория пластичности. М.: Высшая школа. 1969. 608 с.
- 145.Степанский Л.Г. К расчету усилий и деформаций при обработке металлов давлением // Кузнечно-штамповочное производство. 1959. № 3. С.13-

- 18.
146. Степанский Л.Г. Расчеты реактивных нагрузок на инструмент при обработке металлов давлением // Кузнечно-штамповочное производство. 1978. № 5. С.2-5.
147. Степанский Л.Г. Расчеты процессов обработки металлов давлением. М.: Машиностроение. 1979. 215 с.
148. Степин П.А. Сопротивление материалов. М.: Высшая школа. 1979. 312 с.
149. Сторожев М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. М.: Машиностроение. 1971. 424 с.
150. Сторожев М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. М.: Машиностроение. 1977. 423 с.
151. Теория обработки металлов давлением / Тарновский И.Я., Поздеев А.А., Ганаго О.А. и др. М.: Металлургиздат. 1963. 672 с.
152. Томленов А.Д. Механика процессов обработки металлов давлением. М.: Машгиз. 1963. 235 с.
153. Томленов А.Д. Теория пластического деформирования металлов. М.: Металлургия. 1972. 408 с.
154. Томсен Э., Янг Ч., Кобаяши Ш. Механика деформаций при обработке давлением. М.: Машиностроение. 1969. 504 с.
155. Унксов Е.П., Сафаров Ю.С. Теоретический анализ плоской задачи обратного прессования // Кузнечно-штамповочное производство. 1968. № 3. С.3-6.
156. Фаворский В.Е. Холодная штамповка выдавливанием. М.: Машгиз. 1955. 153 с.
157. Фаворский В.Е. Холодная штамповка выдавливанием. М.-Л.: Машиностроение. 1966. 160 с.
158. Фельдман Г.Д. Холодное выдавливание стальных деталей. М.: Машгиз. 1963. 188 с.
159. Феодосьев В.И. Сопротивление материалов. М.: Наука. 1970. 544 с.
160. Филимонов Ю.Ф. Холодное выдавливание стальных деталей взамен об-

- работки резанием. М.: Машгиз. 1961. 22 с.
161. Филимонов Ю.Ф., Позняк Л.А. Штамповка прессованием. М.: Машиностроение. 1964. 188 с.
162. Херольд Г., Херольд К. Универсальный инженерный метод расчета усилий при холодном выдавливании // Кузнечно-штамповочное производство. 1976. № 2. С.14-17.
163. Хилл Р. Математическая теория пластичности. М.: ГИТТЛ. 1956. 407 с.
164. Холодная объемная штамповка. Справочник / Под ред. Г.А.Навроцкого. М.: Машиностроение. 1973. 496 с.
165. Холодное выдавливание стальных деталей. Обзор. М.: НИИ тракторсельхозмаш. 1973. 74 с.
166. Цыпина М.Н., Калинина С.А., Филигаров Ю.М. Изменение удельного давления на нестационарной стадии обратного выдавливания // Обработка металлов давлением. Тула. 1971. С.185-188.
167. Чудаков П.Д., Коробкин В.Д. Расчет усилий при обратном выдавливании. Воронеж: ЭНИКМАШ. Вып.12. 1965. 160 с.
168. Чудаков П.Д., Коробкин В.Д. Обратное осесимметричное выдавливание упрочняющегося материала // Прогрессивные технологические процессы обработки металлов давлением. Воронеж: ЭНИКМАШ. Вып.24. 1971. С.8-15.
169. Чумаченко Е.Н., Машкова Н.Н., Тулупов С.А. Применение конечноэлементного анализа к процессу прокатки в калибрах // Вестник машиностроения. 1998. № 3. С.35-43.
170. Шевелев В.В., Яковлев С.П. Анизотропия листовых материалов и ее влияние на вытяжку. М.: Машиностроение. 1972. 136 с.
171. Шехтер В.Я. Характеристика деформации при обратном выдавливании // Кузнечно-штамповочное производство. 1966. № 5. С.15-16.
172. Шнейберг А.М., Сергеев М.К., Зайцева И.Л. Силовые параметры обратного выдавливания с вращением пуансона // Известия вузов. Машиностроение. 1986. № 8. С.128-132.

- 173.Шофман Л.А. Основы расчетов процессов штамповки и прессования. М.: Машгиз. 1961. 340 с.
- 174.Шухов Ю.В., Кузьмин Л.П. Холодная объемная штамповка прессованием. М.: ЦИНТИАМ. 1964. 60 с.
- 175.Щерба В.Н., Шэбейк А.Н. Холодное выдавливание полых изделий // Кузнечно-штамповочное производство. 1979. № 9. С.9-11.
- 176.Эверхарт Д. Холодное прессование металлов. М.: Машиностроение. 1968. 148 с.
- 177.Эдуардов М.С. Штамповка в закрытых штампах. М.: Машиностроение. 1971. 240 с.
- 178.Яшаяев С.Ш. Основы дифференцированного выдавливания // Кузнечно-штамповочное производство. 1966. № 9. С.4-6.
- 179.Cold extrusion // Des. News. 1977. 33. N 10. P.71-72.
- 180.Hann W., Avitzur B., Bishop F. Impact extrusion. Upper Bound analysis of the stroke. Trans. ASME, Bd. 95, N 3. 1973. P.349-357.
- 181.Hofman F. Die Hydrauliche Schmiedepressen. Berlin., Verl Springer, 1912. 80 s.
- 182.Howard F., Dennison H., Angus N. Some Investigations into the Cold Extrusion of steel // Sheet Metal Industries, 1961, v.38, p.410-412.
- 183.Kaul B. Cold Extrusion of steel. Machinery, 1957, August, p.176-184.
- 184.Kobajashi S., Thomsen E. Upper and lower bound solutions to axisymmetric compressions and extrusion problems // International journal of mechanical sciences, 1965, 7, N 2, p.127-143.
- 185.Kudo H. An upper-bound approach to plane-strain forging and extrusion // International journal of mechanical sciences, 1960, 1, p.57-83.
- 186.Schmitt G. Die Ermittlung der Formänderungen beim Napf-Fließpressen // Industries-Anzeiger, 1968, 90, N 55, s.1241-1246.
- 187.Shild R.T. On the plastic flow of metals under conditions of axial symmetry // Proceeding of the Royal Society, 1955, 233, A, N 1193, p.267-287.
- 188.Vorontsov A.L. Stress and kinematic state in reverse tubular blank extrusion

- and stepped punch extrusion // Russian Engineering Research. Vol. 17, No. 12, pp. 26-31, 1997. USA.
189. Vorontsov A.L. Analysis of stress and kinematic states of solid and tubular workpieces in radial extrusion // Russian Engineering Research. Vol. 18, No. 3, pp. 51-54, 1998. USA.
190. Vorontsov A.L. Analysis of the kinematic, stress, and strain states of the material as a cylindrical punch penetrates a halfspace // Russian Engineering Research. Vol. 18, No. 7, pp. 42-48, 1998. USA.
191. Weber W. Bestimmung der bezogenen Umformkraft beim Rückwärts
Napffliespressen // Fertigungstechnik und Betrieb, Bd.31, N 1, 1971, s.49-53.
192. А.с. № 700318 (СССР), МКИ В 23 Р 3/02. Способ получения многослой-
ных заготовок / Волчанинов К.К., Эдельман Ю.А., Диденко В.М., Данилин
В.Н., Воронцов А.Л. Оpubл. 30.11.79, Бюл. № 44.
193. А.с. № 721339 (СССР), МКИ В 30 В 1/32. Гидравлический пресс / Ворон-
цов А.Л. Оpubл. 15.03.80, Бюл. № 10.
194. А.с. № 747740 (СССР), МКИ В 30 В 15/20. Гидравлический пресс / Во-
ронцов А.Л. Оpubл. 15.07.80, Бюл. № 26.
195. А.с. № 902881 (СССР), МКИ В 21 С 23/01. Заготовка для прессования
труднодеформируемых материалов / Воронцов А.Л., Волчанинов К.К.
Оpubл. 07.02.82, Бюл. № 5.
196. А.с. № 902882 (СССР), МКИ В 21 С 23/01. Заготовка для прессования
труднодеформируемых материалов / Воронцов А.Л., Волчанинов К.К.
Оpubл. 07.02.82, Бюл. № 5.
197. А.с. № 1162542 (СССР), МКИ В 21 J 5/00. Способ изготовления изделий
типа стаканов / Воронцов А.Л. Оpubл. 23.06.85, Бюл. № 23.
198. А.с. № 1238877 (СССР), МКИ В 21 К 21/00. Способ изготовления дета-
лей типа стаканов и устройство для его осуществления / Воронцов А.Л.
Оpubл. 23.06.86, Бюл. № 23.
199. А.с. № 1263418 (СССР), МКИ В 21 J 13/02. Инструментальный узел к
штампам, преимущественно для выдавливания / Воронцов А.Л. Оpubл.

- 15.10.86, Бюл. № 38.
- 200.А.с. № 1297978 (СССР), МКИ В 21 J 5/00. Способ изготовления изделий типа стаканов / Воронцов А.Л. Оpubл. 23.03.87, Бюл. № 11.
- 201.А.с. № 1328054 (СССР), МКИ В 21 J 13/02. Инструментальный узел штампа для выдавливания / Воронцов А.Л. Оpubл. 07.08.87, Бюл. № 29.
- 202.А.с. № 1333464 (СССР), МКИ В 21 J 5/00. Способ изготовления изделий типа стаканов / Воронцов А.Л. Оpubл. 30.08.87, Бюл. № 32.
- 203.А.с. № 1348049 (СССР), МКИ В 21 J 13/02. Узел штампа для выдавливания / Воронцов А.Л. Оpubл. 30.10.87, Бюл. № 40.
- 204.А.с. № 1348050 (СССР), МКИ В 21 J 13/02. Узел штампа для выдавливания / Воронцов А.Л. Оpubл. 30.10.87, Бюл. № 40.
- 205.А.с. № 1473892 (СССР), МКИ В 21 J 13/02. Штaмп для изготовления симметричных ступенчатых деталей / Воронцов А.Л., Леняшин В.Б., Развалов Г.А. Оpubл. 23.04.89, Бюл. № 40.
- 206.А.с. № 1555034 (СССР), МКИ В 21 К 21/00. Способ формообразования изделий с симметричными концевыми участками / Воронцов А.Л. Оpubл. 07.04.90, Бюл. № 13.
- 207.А.с. № 1581450 (СССР), МКИ В 21 J 5/00. Способ получения штампованных изделий / Воронцов А.Л. Оpubл. 30.07.90, Бюл. № 28.
- 208.А.с. № 1595616 (СССР), МКИ В 21 К 21/00. Способ изготовления прецизионных полых изделий / Воронцов А.Л. Оpubл. 30.09.90, Бюл. № 36.
- 209.А.с. № 1634356 (СССР), МКИ В 21 J 5/00. Способ закрытой объемной штамповки / Воронцов А.Л. Оpubл. 15.03.91, Бюл. № 10.
- 210.А.с. № 1696077 (СССР), МКИ В 21 К 21/00. Способ выдавливания изделий со стенками переменной толщины и постоянной высоты / Воронцов А.Л. Оpubл. 07.12.91, Бюл. № 45.

365

ПРИЛОЖЕНИЯ



Московское
машиностроительное
производственное объединение
«ЗНАМЯ РЕВОЛЮЦИИ»

125015, г. Москва

УТВЕРЖДАЮ
Главный инженер
объединения

2 x 81

№ _____
На № _____ от _____



С П Р А В К А

Технологический процесс изготовления диамантных вставок из веревачной стали 12Х18Н9Т, разработанный А.Л.ВОРОНЦОВЫМ по результатам работы "Исследование холодного выдавливания стальных стоек с глубокими полостями", выполненной под руководством профессора, д.т.н. А.Г.ОВЧИННИКОВА в МВТУ им. Н.Э.Баумана, proved успешное экспериментальное опробование и намечен к введению в объединение "Знамя Революции" в 1981 - 1982 г.г.

Главный технолог
объединения

А.Т.Чубарь

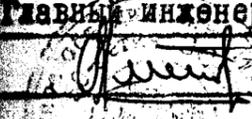
МИНИСТЕРСТВО ВЫСШЕГО И СРЕДНЕГО СПЕЦИАЛЬНОГО ОБРАЗОВАНИЯ
РСФСР

ВСЕСОЮЗНЫЙ ЗАОЧНЫЙ МАШИНОСТРОИТЕЛЬНЫЙ ИНСТИТУТ (ВЗМИ)

Индекс УДК 621.73.016.001
Номер гос. регистрации 01830038638
Инв. номер 0286 0025406

СОГЛАСОВАНО

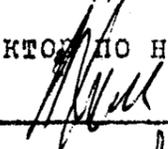
Главный инженер ПО "Ижсталь"

 Д.В. Рыбаков

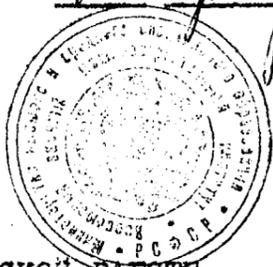
19 г.

УТВЕРЖДАЮ

Проректор по научной работе



"10" января 19 85 г.



О Т Ч Е Т

ПО НАУЧНО-ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКОЙ РАБОТЕ

Автоматизация проектирования технологических переходов

Наименование темы; наименование отчета, если последнее не
горячей штамповки стальных поковок

совпадает с наименованием темы; тип отчета (промежуточный,
заключительный отчет

заключительный и т.п.)

Тема № ПС-338

Задание № _____

Начальник научно-иссследо-
вательского сектора ВЗМИ

зав. кафедрой

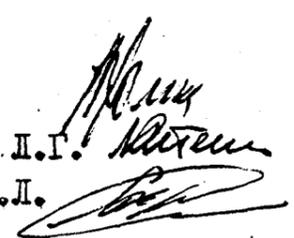
руководитель темы

ответственный исполнитель

Холин Н.Н.

Степанский Л.Г.

Воронцов А.Л.



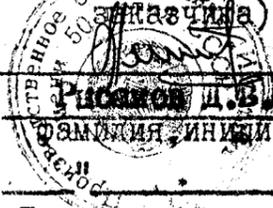
"УТВЕРЖДАЮ"

Главный инженер ПО "Ижсталь"

(должность представителя
заказчика)

Рисанов Д.В.
(Фамилия, инициалы)

" _____ 19__ г.
М.П.



"УТВЕРЖДАЮ"

Проректор по научной работе

Долгин И.И.

" _____ 19__ г.



АКТ ПРИЕМКИ-СДАЧИ НАУЧНО-ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКОЙ РАБОТЫ

Мы, нижеподписавшиеся, представители организации-заказчика _____

ПО "Ижсталь"

(наименование предприятия)

Петров Альберт Иванович зам. главного инженера

(Фамилия, имя, отчество, должность)

с одной стороны, и представители ВЗМИ профессор каф. ПС-3
Степанский Леонард Георгиевич

(Фамилия, имя, отчество, должность)

с другой стороны, составили акт о завершении и приемке работы

Автоматизация проектирования технологических процессов горя-
чей штамповки стальных поковок

ПС-338

(индекс и наименование работы)

выполненной кафедрой Технологии приборостроения ПС-3 ВЗМИ

в период с 01 января 19 88 по 30 декабря 19 88

Результатом проведенной работы является разработка матем. моделей и
алгоритмов расчетов технолог. переходов при молотовой штамповке для

оптимизации выбора заготовок по массе и размерам для САПР

Работа проводилась плану новой техники ПО "Ижсталь"

(по Постановлению СМ СССР, по отраслевому или

координационному плану Министерства и т.п.)

Объем НИР (тыс.руб.) 90,0 тыс.руб

I. Выполненная работа содержит (подчеркнуть)

- а) фундаментальные теоретические разработки;
- б) принципиально новый метод промышленных исследований;
- в) принципиально новый технологический процесс, машина, прибор;
- г) модернизацию машины или технологического процесса;
- д) проект ГОСТ, РТМ;
- е) методику расчета оптимальных заготовок и технол. переходов

ПРИМЕЧАНИЕ: для пунктов а) и в) указать номер протокола заседания
НТК,
для пунктов б) и д) указать номер протокола ведомствен-
ной комиссии.

МИНИСТЕРСТВО ВЫСШЕГО И СРЕДНЕГО СПЕЦИАЛЬНОГО ОБРАЗОВАНИЯ
РСФСР

МОСКОВСКИЙ ИНСТИТУТ ПРИBOROСТРОЕНИЯ

Индекс УДК 621.777.4.:621.827.174

Номер гос. регистрации 01860073649

Эв. номер 0280.0 070997

СОГЛАСОВАНО

Инженер КЭЗ

ВУЛДОВ В.Ф.

10 " 10 1988 г.



Проректор по научной работе

" 05 " мая 1988 г.

О Т Ч Е Т

ПО НАУЧНО-ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКОЙ РАБОТЕ

Разработка и исследование процесса выдавливания ступенчатых
наименование темы; наименование отчета, если последнее не
втулок звена экскаватора ЭО 5115
совпадает с наименованием темы; тип отчета (промежуточный,
заключительный
заключительный и т.п.)

Тема № ГМ-254

руководитель научно-исследова-
тельского сектора МИИ
кафедрой
руководитель темы
ответственный исполнитель

Задание № _____

ЛИСИН В.А.
ОСАДЧИЙ В.Я.
ЛЕНЯШИН В.Б.
ВОРОНЦОВ А.Л.

МОСКВА 1988 г.

РЕФЕРАТ ОТЧЕТА
ПО ЗАКОНЧЕННОЙ ТЕМЕ № IM-254

Наименование темы Разработка и исследование процесса выдавли-
вания ступенчатых втулок звена экскаватора ЭО 5115

Индекс УДК 621.777.4.:621.827.174

Объем финансирования 42 тыс.руб.

Работа начата "01" 01 1986 г., окончена "30" 06 1988 г.

Количество страниц 41, число таблиц 2, графиков -,
чертежей 14, фотографий - и др. иллюстраций, содержа-
щихся в отчете _____, количество использованных источников 12.

Перечень ключевых слов втулка, полость, дорн, выдавливание, реду-
цирование, деформация, напряжение, усилие, скорость, перемещение,
матрица, пуансон, оправка, выталкиватель.

Текст реферата (указать основное содержание работы и полученный
результат) На основании проведенных теоретических исследований

кинематического и напряженного состояния при редуцировании труб-
ной заготовки на неподвижной оправке, а также анализа возможнос-
ти образования поднутрения при выдавливании трубной заготовки и
проведенных экспериментальных исследований был выбран оптималь-
ный вариант процесса по схеме редуцирования трубной заготовки, а
также процесс дорнования отверстия трубной заготовки. По этим про-
цессам были разработаны штампы и технология для промышленного ис-
пользования в условиях Костромского экскаваторного завода. В ре-
зультате проведенных работ экономия стали 20Г достигает 16%, в
том числе за счет дорнования на 6%. Трудоемкость снижается в
5,5 раза. Годовой экономический эффект составил 31402 руб., в том
числе 22485 руб. от дорнования отверстия втулки звена гусеничного
хода.

Работа подлежит внедрению на Костромском экскаваторном заводе
(наименование организации, срок внедр.)
"Рабочий металлист" в 1988 - 1989 гг.

Одобрена Советом факультета _____
Начальник ОСМО [подпись]
Нач. спецчасти _____
СНТИ [подпись]
Патентный отдел [подпись]

Декан факультета [подпись]
Руководитель темы [подпись]
Зав. кафедрой [подпись]
Рук. проблемы [подпись]

"УТВЕРЖДАЮ".

Руководитель предприятия (организации) _____
(Ф.И.О.) _____
(подпись) _____
" 14. 10 1988 г.

А К Т

о внедрении результатов научно-исследовательской
(опытно-конструкторской) работы

Разработка (и) Московского института приборостроения
(название вуза)

а именно Разработка и исследование пороцесса выдавливания ступенча-
(полное наименование разработки или перечня разработок)

тых втулок звена экскаватора Э05115, выполненной по хозяйственному
выполненной(ых) по (хозяйственному, госбюджету, внутриминистерскому)

ГМ-254 в период с 1 января 1986г. по 30 июня 1988г. в объёме 42 тыс.р
внутриведомственному) заказам, договору на передачу научных дости-

жений, договору о союдружестве; наименование темы; номер и индекс

темы; даты начала и окончания; объем затрат на НИР; № государственной

и переданные Костромскому экскаваторному заводу
(название организации (предприятия) заказчика)

внедрены с 6 месяца 1988 года на (в) Костромском экскаваторном завод
- (организация

(КЭЗ)

(предприятие), где внедрена (ы) разработка (и)

в составе операции технологического процесса выдавливания (дорнования
(указать наименование объекта, системы, в составе которых

втулок звена выполненной на гидравлическом прессе РУГ 250
нашли практическое применение вузовская разработка (и) или

в качестве самостоятельного объекта)

в соответствии с совместным протоколом 10.06.88 г. № 4
(документы, на основании которых проводилось

Минстройдормаш и Минтракторсельхозмаш СССР
внедрение разработки вуза, по какому плану проводились работы

Назначение внедренной разработки передается с КЭЗ на специализирован:
раскрыть конкретные

ное производство Чебоксарского автоагрегатного завода (ЧАЗ)

рабочие функции внедренной (ых) разработки (ок)

«Утверждаю»
Проректор по научной работе

Проф. д. физ.-мат. наук

Ивченко В.Д.



Проректор по научной работе МГИУ,

проф. Шляпин А.Д.

ТЕХНИЧЕСКИЙ АКТ ВНЕДРЕНИЯ

результатов совместных работ

ООО «ПРЕССМАШ», Московской Государственной академии
приборостроения и информатики, Московского Государственного
индустриального университета по разработке технологии производства
трубных заготовок из материала АД-31

Мы, нижеподписавшиеся члены комиссии в составе: от ООО «ПРЕССМАШ» директор Тимофеев В.Н., от МГАПИ научный руководитель темы д.т.н., проф. Осадчий В.Я., к.т.н., доцент Воронцов А.Л., исполнитель асп. Безносиков И.И., от МГИУ зав.лаб. Авдеев А.В. составили настоящий акт по результатам совместных работ.

В период с апреля 1996г. по февраль 1999г. МГАПИ совместно с МГИУ и ООО «ПРЕССМАШ» выполнили следующие работы:

№	Вид выполненных работ и полученные результаты	исполнитель
1	2	3
1	Проведен анализ существующих способов интенсификации производства трубных заготовок и выявлена необходимость разработки новых технологий взамен уже исчерпавших себя	МГАПИ
2	Проведено математическое моделирование процессов обратного выдавливания и прессования. Выбраны рациональные режимы деформации с комбинированным нагружением	МГАПИ

Технический уровень разработки (ок) Решение о выдаче авторского сви-
(номера авторских свидетельств
детельства № 4289495/27/123476 МКИ³ В21

Вид внедрения в виде технологии изготовления втулок из стали 20Г
(эксплуатация изделий и сооружений, изготовление
для звена гусеничного хода.
продукции (серийное, уникальное, единичное производство) выполнение
производственных работ, функционирование систем организации и
управления и т.д.)

Акт внедрения по форме Р-10 ЦСУ организацией (предприятием)
не представляется ~~по~~ Согласно протоколу от 10.06.88 Минстройдормаш
указать причину и № документа, несоставления
и Минтракторсельхозмаш о передаче с КЭЗ на ЧАЗ (№ 4)
акта по форме Р-10 ЦСУ)

ЭФФЕКТИВНОСТЬ ВНЕДРЕНИЯ

1. Организационно-технические преимущества снижение расхода стали
(параметры характеризующие
и уменьшение трудоемкости изготовления от передела с механической
степень качественного улучшения функциональных или эксплуатацион-
обработки на холодную штамповку.

ных показателей по сравнению с базовым или заменяемым вариантом)

2. Социальный эффект создание на технологии на мировом уровне
(подробно раскрыть конкретный вид эффекта:

защита здоровья человека; охрана окружающей среды; повышение пре-

стижа страны; совершенствование структур управления; развитие науки

и научных исследований и т.д.)

3. Экономический эффект от внедрения разработки (ок) достигнут за
счет экономии стали 20Г и снижение трудоемкости обработки втулок.
(количественная характеристика экономии материальных ресурсов

ступенчатой формы.

тических и трудовых ресурсов, сокращение капитальных вложений, по-

вышение качества продукции и т.д.)

При этом получен фактический (ожидается получить) экономичес-
кий эффект с момента внедрения 31402 руб./тридцать одна с.руб. 402р.
(сумма цифрами и прописью)

3	Спроектирована и изготовлена штамповая оснастка и инструмент из стали 4Х5МФС для обратного выдавливания и прессования	МГАПИ
4	Проведено деформирование опытной партии заготовок для получения трубной заготовки в количестве 10 шт.(5 шт. прошивалось с применением комбинированного нагружения). Получено, что в случае комбинированного нагружения усилие деформации снижается на ~25%, что приносит значительный эффект (уменьшение работы деформации, повышение стойкости инструмента). Также было проведено деформирование опытной партии заготовок для получения прутка. Установлено, что в случае комбинированного нагружения снижение усилия деформации ~35%	МГИУ МГАПИ ООО «ПРЕСС-МАШ»
5	Проведен анализ полученных зависимостей и на его основе разработаны рекомендации по производству трубной заготовки на стане пресс-валковой прошивки Волжского трубного завода, а также на установках с пилигримовыми станами	МГАПИ

В результате проведенных работ разработана методика расчета технологических параметров процессов обратного выдавливания и прессования с применением комбинированного нагружения, которая предложена для внедрения ряду металлообрабатывающих заводов.

ООО «ПРЕССМАШ»

МГИУ

МГАПИ

Директор
Тимофеев В.Н.



Заведующий

лабораторией «АСИПТТФ»

Авдеев А.В.

Научный руководитель

академик, проф., д.т.н.

Осадчий В.Я.

к.т.н. Воронцов А.Л.

асп. Безносиков И.И.