

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ РЕСПУБЛИКИ АРМЕНИЯ  
НАЦИОНАЛЬНЫЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ АРМЕНИИ

**Симонян Аветис Самвелович**

**МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА И РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ  
НЕОСЕСИММЕТРИЧНОЙ ГЛУБОКОЙ ВЫТЯЖКИ ЛИСТОВОГО  
МОЛИБДЕНА**

**ДИССЕРТАЦИЯ**

**на соискание ученой степени кандидата технических наук по  
специальности металлургия (05.16.02 )**

Научный руководитель доктор технических наук,  
профессор Назарян Э.А.

Ереван 2017

## ОГЛАВЛЕНИЕ

<b>ВВЕДЕНИЕ</b> .....	4
<b>1. СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ИССЛЕДОВАНИЙ В ОБЛАСТИ ГЛУБОКОЙ ВЫТЯЖКИ ИЗДЕЛИЙ КОРОбЧАТОЙ ФОРМЫ ИЗ ЛИСТОВОГО МОЛИБДЕНА</b> 12	
1.1. Некоторые общие сведения о тугоплавких металлах, применяемых при создания жаропрочных конструкций.....	12
1.2. Факторы, влияющие на характеристики технологической пластичности листового молибдена.....	15
1.3. Технологические параметры изделий коробчатой формы изготавливаемые неосесимметричной вытяжкой.....	21
1.4. Состояние теоретического анализа процесса неосесимметричной вытяжки.....	23
1.5. Исходные уравнения и методика теоретического анализа .....	29
1.5.1. Методика теоретического анализа.....	35
Выводы по главе 1.....	39
<b>2. АНАЛИТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ОСЕСИММЕТРИЧНОЙ ВЫТЯЖКИ ЛИСТОВОГО МОЛИБДЕНА</b> .....	42
2.1. Деформационное упрочнение при вытяжке листового молибдена.....	42
2.2. Особенности формоизменения листового металла при осесимметричной вытяжке .....	46
2.3. Теоретическое исследование параметров качества в процессе вытяжки цилиндрических деталей.....	53
Выводы по главе 2.....	64

<b>3. АНАЛИТИЧЕСКОЕ</b>	<b>МОДЕЛИРОВАНИЕ</b>	<b>ПРОЦЕССА</b>	
	<b>НЕОСЕСИММЕТРИЧНОЙ ВЫТЯЖКИ ЛИСТОВОГО МОЛИБДЕНА</b>		<b>.....66</b>
3.1.	Анализ процесса изгиба двухслойного листового пакета		..... 66
3.2.	Анализ процесса вытяжки коробчатых деталей		..... 74
3.3.	Аналитическая модель процесса неосесимметричной вытяжки		..... 79
	Выводы по главе 3.		..... 84
<b>4.</b>			<b>Э</b>
<b>КСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ</b>	<b>ИССЛЕДОВАНИЕ</b>	<b>И</b>	<b>КОМПЬЮТЕРНОЕ</b>
	<b>МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ВЫТЯЖКИ ЛИСТОВОГО МОЛИБДЕНА</b>		<b>.....86</b>
4.1.	Вытяжка цилиндрических изделий из листового молибдена в условиях температурного градиента		..... 87
4.2.	Средний показатель анизотропии листового молибдена		..... 89
4.3.	Компьютерное моделирование процессов глубокой вытяжки листового молибдена		..... 92
4.4.	Разработка оптимальной конструкции и типовой технологии вытяжки контейнеров из листового молибдена		..... 96
4.4.1.	Технологическая оснастка, деформирующий инструмент и оборудовани для физического моделирования процесса неосесимметричной вытяжки листового молибдена		..... 100
4.5.	Разработка методики проектирования технологических процессов глубокой вытяжки листового молибдена для изготовления деталей типа контейнеров лодочек		..... 104
4.6.	Технико-экономическое обоснование и расчет технико-экономической эффективности изготовления контейнеров лодочек методом неосесимметричной глубокой вытяжки		..... 107
	Выводы по главе 4.		..... 110
	<b>ОСНОВНЫЕ ВЫВОДЫ</b>		<b>..... 111</b>

<b>СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ .....</b>	<b>113</b>
<b>ПРИЛОЖЕНИЕ 1.....</b>	<b>122</b>
<b>ПРИЛОЖЕНИЕ 2.....</b>	<b>123</b>

## ВВЕДЕНИЕ

Одной из особенностей развития современной техники является резкое повышение требований к служебным характеристикам металлов и сплавов, используемых для изготовления изделий, эксплуатируемых в предельных состояниях. К таким металлам, в частности, относится молибден. Длительная прочность и высокий предел упругости при высоких температурах, коррозионная стойкость во многих агрессивных средах, высокая электро – и теплопроводность позволяют использовать молибден и его сплавы в качестве практически незаменимого конструкционного материала.

Молибден является одним из наиболее перспективных металлов для создания жаропрочных конструкций, применяемых в различных отраслях техники. Изделия из молибденовых сплавов находят широкое применение в различных устройствах, работающих в условиях высокой температуры, радиационного облучения, в средах высокоскоростных плазменных и газовых потоков, в контакте с агрессивными средами и т.д. [1-3]. Сплавы на основе молибдена используются в камерах сгорания и в соплах ракетных двигателей, где температуры достигают до 2000°С и более.

Благодаря достигнутым успехам в технологии изготовления изделий из молибдена значительно усовершенствованы автономные энергетические установки различных типов для космических кораблей, искусственных спутников Земли и подводных аппаратов, в которых используются принципы термоэмиссионного преобразования энергии ядерного реактора [1-5]. Жаропрочные изделия, применяемые в энергетических системах космических аппаратов, работают в контакте с жидкими металлами и их парами при температуре до 2000°С и длительных сроках службы (до  $10^4$  часов и более) [5].

Аналогичная ситуация имеет место при высокотемпературной кристаллизации из расплава тугоплавких диэлектриков. В этих процессах контейнеры в виде лодочек, изготовленные из листового молибдена, работают в контакте с расплавом при температуре

до 2100°C [6]. При надежной защите от окисления, эти изделия, вследствие низкого коэффициента линейного расширения молибдена ( $4,9 \cdot 10^{-6} K^{-1}$ ), при высокотемпературном нагреве имеют достаточную стабильность формы и размеров и относительно высокую удельную прочность [6,7].

Определяющим признаком при выборе материала контейнера в процессах высокотемпературной кристаллизации из расплава является отсутствие его смачивания и химическая нейтральность к расплаву. Общее правило выбора материала контейнера следующее: физические силы связи материала контейнера должны принципиально отличаться по своей природе от физических сил связи кристаллизующего вещества [6,7]. Согласно этого правила, *кристаллы диэлектриков должны выращиваться в металлических контейнерах и, наоборот, металлические кристаллы – в диэлектрических.*

Указанными качественными параметрами и обусловлено применение листового молибдена в процессах роста оптически прозрачных тугоплавких монокристаллов из расплава методом горизонтально направленной кристаллизации (ГНК) [6]. Сущность метода ГНК заключается в следующем (рис. 1. а)

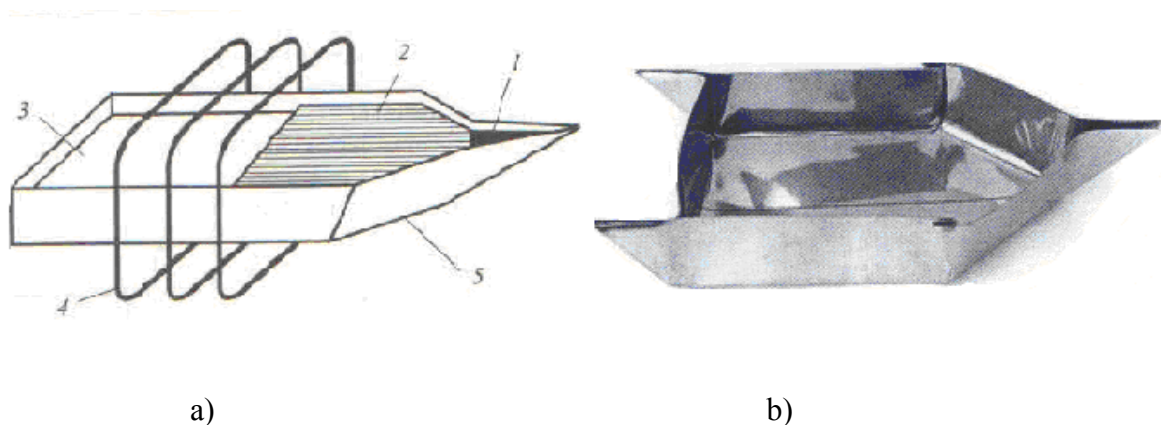


Рис. 1. Сущность метода ГНК (а) и существующая конструкция контейнера (б), (1-затравка, 2- монокристалл, 3-расплав, 4- нагреватель, 5-контейнер) [6]

В контейнер, имеющий форму лодочки, помещают кристаллизуемое вещество, расплавляют его путем перемещения контейнера сквозь зону нагрева и закристаллизовывают. Для получения строго ориентированного монокристалла в вершину контейнера-лодочки устанавливают затравочный монокристалл и следят за формой фронта кристаллизации. Многочисленными экспериментальными исследованиями установлено, что для выращивания крупных монокристаллов с заданными оптическими свойствами особые значения приобретают конструкция и технология изготовления контейнеров-лодочек [6-9].

Существующие конструкции и технологии изготовления контейнеров-лодочек, основанные на изгибе листового молибдена с применением пламенного нагрева, имеют ряд недостатков, препятствующих образованию требуемого фронта кристаллизации и получению высококачественных монокристаллов (рис. 1. б).

Основные недостатки конструкции и существующей технологии изготовления контейнеров-лодочек следующие:

- при перемещении контейнера с расплавом через температурный градиент происходит искажение фронта кристаллизации, связанное с переменным теплообменом между расплавом и стенками контейнера,
- в угловых участках выращенные кристаллы перенапряжены и при охлаждении часто растрескиваются, в результате чего эффективность процесса роста кристаллов снижается на 30-40%,
- при пламенном нагреве происходит интенсивное окисление листового молибдена, что приводит к образованию микротрещин, которые в условиях эксплуатации контейнеров могут привести к утечке расплава,
- способ изготовления контейнеров-лодочек нетехнологичен и при их серийном производстве нарушается принцип взаимозаменяемости.

Согласно [6-9] для уменьшения конвекционных потоков в вертикальном направлении, высоту расплава ограничивают в пределах 40-50 мм. Ширину расплава в зоне

кристаллизации принимают в зависимости от размеров вакуумной камеры существующих кристаллизационных установок и конструкции нагревательных элементов. Длину расплава принимают ориентировочно равной двойной ширине. В зависимости от назначения в современных кристаллизационных установках ширина контейнеров колеблется от 100 до 650 мм. В практике выращивания монокристаллов методами ГНК ширина контейнеров определяется в зависимости от возможности получения круглых пластин заданного диаметра в дюймах кратное данной ширине [6]. Длина носовой части контейнера-лодочки, предназначенной для установки затравочного монокристалла, обусловлена технологией изготовления (изгиб под углом  $45^\circ$ ), согласно чего длина и высота носовой части равны между собой, а ширину затравочной зоны принимают равной 3-5 мм.

Из проведенного предварительного анализа следует, что оптимизация конструкции и разработка технологии изготовления контейнеров-лодочек из листового молибдена, свободных от перечисленных недостатков, являются *актуальными научно-техническими проблемами*, а дальнейшее развитие метода ГНК в значительной степени зависит от решения задач технологического характера.

Молибденовые контейнеры в форме лодочек по своим конструктивно-технологическим параметрам относятся к жаропрочным изделиям типа тонкостенных неосесимметричных оболочек, основным технологическим процессом изготовления которых является формоизменение листового молибдена, а именно глубокая вытяжка [10-12]. Однако неблагоприятные для пластического формоизменения механические свойства и низкие показатели деформационных характеристик листового молибдена ( $\delta \leq 2\%, \sigma_{0,2}/\sigma_b \approx 0,98$ ) [13], изготовленные методами порошковой металлургии, не позволяют применять традиционные технологии, разработанные для глубокой вытяжки неосесимметричных изделий из общемашиностроительных материалов.

Актуальность разработки жаропрочных конструкций и технологии глубокой вытяжки контейнеров-лодочек из листового молибдена для выращивания тугоплавких оптически



прозрачных диэлектриков методом ГНК и результаты анализа литературных данных предопределили постановку цели и формулировку задач исследования.

**Цель работы.** Разработка технологии неосесимметричной глубокой вытяжки листового молибдена для изготовления контейнеров-лодочек, применяемых в процессах роста оптически прозрачных тугоплавких монокристаллов из расплава методом ГНК, позволяющая повысить качество выращиваемых монокристаллов и технико-экономические показатели процесса роста.

Для достижения поставленной цели в диссертационной работе сформулированы и решены следующие основные задачи:

1. Разработка оптимальной конструкции контейнера-лодочки, с учетом закономерностей протекания физико-химических процессов на фронте роста при выращивании оптически прозрачных тугоплавких монокристаллов методами ГНК и технологическим рекомендациям изготовления коробчатых деталей неосесимметричной вытяжкой.

2. Теоретический анализ процесса осесимметричной глубокой вытяжки при обобщенном плоском напряженном состоянии, с учетом взаимозависимого изменения толщины материала и деформационного упрочнения и установление закономерностей распределения параметров качества (точности и прочности) по высоте вытягиваемых изделий.

3. Анализ различных математических моделей описания процессов деформационного упрочнения и установление взаимосвязи между параметрами степенного закона деформационного упрочнения и механических свойств и показателей деформационных характеристик.

4. Разработка альтернативной методики и анализ процесса неосесимметричной глубокой вытяжки для определения полей напряжений, позволяющих раскрыть механику формоизменения и обосновать увеличение предельных степеней деформаций по сравнению с осесимметричной вытяжкой.

5. Интенсификация процессов формоизменения листовых металлов, изготовленные методами порошковой металлургии с низкими показателями деформационных характеристик, путем создания температурного поля с определенным градиентом и напряженно деформированного состояния (НДС). Анализ процесса изгиба листового молибдена в условиях двухслойного листового пакета.

6. Численное моделирование и анализ характера изменения НДС при вытяжке неосесимметричных тонкостенных оболочек типа прямоугольных коробок и контейнеров-лодочек.

7. Экспериментальные исследования по определению влияния неучтенных при теоретическом анализе и численном моделировании факторов на процесс неосесимметричной вытяжки, выбор технологических смазок, определение усилия и работы деформирования. Разработка типового технологического процесса глубокой вытяжки контейнеров-лодочек.

#### **Научная новизна работы:**

- Установлена взаимосвязь между механическими свойствами листового молибдена, определяемые по результатам испытаний образцов на одноосное растяжение с учетом нормальной анизотропии и параметрами в степенном законе деформационного упрочнения, позволяющая проведение анализа НДС при взаимозависимом изменения толщины материала и деформационного упрочнения.

- На основе анализа процессов вытяжки, протекающие в условиях обобщенного плоского напряженного состояния (объемное деформированное состояние) выявлены характерные особенности и уточнены основные технологические показатели, а именно величина предельной степени деформаций и распределение параметров точности и прочности по высоте вытягиваемых деталей.

- Развита основные положения неосесимметричной вытяжки листового металла, заключающееся в разработке альтернативной модели формоизменения угловой части заготовки, позволяющий обосновать и определить теоретически возможную величину

степени деформаций в зависимости от вида НДС и механических свойств применяемых материалов.

- Уточнена и развита методика расчета величин и распределения накопленных деформаций по биссектрисе угловой части коробчатых деталей, на основе чего стало возможным оптимизация конструкции и технологии неосесимметричной вытяжки деталей типа контейнеров-лодочек.

- Развита теория изгиба листовых металлов с низкими показателями деформационных характеристик, в условиях двухслойного листового пакета, позволяющая определить толщину и механические свойства слоев при котором становится возможным достижение значительных степеней деформаций без разрушения.

### **Основные научные положения, выносимые на защиту:**

1. Математическая модель, устанавливающая взаимосвязь между механическими свойствами листового молибдена с учетом нормальной анизотропии и зависимостями, характеризующие деформационное упрочнение

2. Уточненная модель изгиба листового молибдена в условиях двухслойного листового пакета, позволяющая определить геометрические и механические характеристики изгибаемых слоев, при котором листовой молибден может находиться в условиях двухосного сжатия и накопить значительные величины эффективной деформации.

3. Альтернативная модель анализа НДС при формоизменения угловой части заготовки, позволяющая раскрыть механизм деформирования, обосновать и определить теоретически возможную степень деформаций при неосесимметричной вытяжке.

4. Развитие методики расчетов параметров точности и прочности, позволяющей оценить качество жаропрочных изделий типа контейнеров-лодочек, изготовленных из листового молибдена неосесимметричной вытяжкой.

### **Практическая значимость работы:**

На основе усовершенствование методик анализа НДС, численного моделирования и экспериментальных исследований процесса неосесимметричной вытяжки листового молибдена:

- впервые разработаны оптимальная конструкция контейнера-лодочки и термомеханические режимы интенсификации процесса неосесимметричной вытяжки путем деформирования листового молибдена в условиях двухслойного листового пакета при наличии температурного поля с определенным градиентом,

- расчетными и экспериментальными методами установлены величины и распределения деформаций по толщине и параметров прочности, позволяющие прогнозировать качество жаропрочных изделий типа прямоугольных коробок,

- разработаны, изготовлены и опробованы в производственных условиях средства технологического оснащения (СТО) и оборудование для реализации процесса неосесимметричной вытяжки листового молибдена при изготовлении контейнеров-лодочек, применяемые в процессах ГНК.

**Апробация работы.** Основные результаты и положения диссертации докладывались и обсуждались на следующих конференциях и семинарах:

1. 13-ой Международной научно-практической конференции “Технология упрочнения, нанесение покрытий и ремонта: теория и практика” (Санкт-Петербург, 12-15 апреля 2011 г.),

2. 12-ой Международной конференции “Высокие технологии, фундаментальные исследования” (Санкт-Петербург, 8-11 декабря 2011 г.),

3. Международной научно–технической конференции “Машиностроительные технологии и техника автоматизации-2012”, Ереван, 09-15 июля 2012г,

4. 11-ом Международном конгрессе “Машины технологии материалы” (Варна, Болгария, 16-19 сентября 2014 г.),

5. 17-ой Международной научно-практической конференции “Технология упрочнения, нанесение покрытий и ремонта: теория и практика” (Санкт-Петербург, 14-17 апреля 2015 г.),

6. 12-ом Международном конгрессе “Машины технологии материалы” (Варна, Болгария, 16-19 сентября 2015 г.),

7. 12-ом международном конгрессе (зимняя сессия) “Машины технологии материалы” (Боровец, Болгария, 16-19 марта 2016 г.),

8. 13-ом международном конгрессе (зимняя сессия) “Машины технологии материалы” (Боровец, Болгария, 16-19 марта 2017 г.),

9. На научных семинарах кафедры металлургии и материаловедения Национального Политехнического университета Армении и Ереванском Государственном Университете.

**Личный вклад автора** состоит в непосредственном участии в постановке экспериментальных, теоретических исследований и численном моделировании, в их проведении, в анализе результатов исследований, в обобщении и обосновании всех защищаемых положений.

# **1. СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ИССЛЕДОВАНИЙ В ОБЛАСТИ ГЛУБОКОЙ ВЫТЯЖКИ ИЗДЕЛИЙ КОРОБЧАТОЙ ФОРМЫ ИЗ ЛИСТОВОГО МОЛИБДЕНА**

## **1.1. Некоторые общие сведения о тугоплавких металлах, применяемых при создании жаропрочных конструкций**

Характерными особенностями тугоплавких металлов и сплавов являются их высокие температуры плавления (выше 2200°С) и сохранение значительного запаса прочности при высоких температурах [14,15]. Согласно общепринятой технической классификации к тугоплавким металлам относятся вольфрам, молибден, тантал, ниобий и рений, определяющими свойствами которых, исходя из возможности их применения в качестве исходных материалов для создания жаропрочных конструкций, является сопротивление деформированию при высоких температурах. Если для обычных металлов деформация ползучести начитается от 200°С, то для тугоплавких металлов она начинается от 1500°С. Поэтому основной проблемой при производстве полуфабрикатов из тугоплавких металлов и изготовления изделий из них является недостаточный уровень технологической пластичности обрабатываемых металлов [16].

В настоящее время тугоплавкие металлы и сплавы получают по следующей технологической схеме [17]: порошки тугоплавких металлов определенной чистоты, полученные методами гидрометаллургии, на заключительных стадиях технологического цикла подвергают термическому разложению до окислов типа  $M_2O_3$ , которые затем восстанавливают в водородной среде до получения металлических порошков молибдена определенного состава и размеров зерен. Полученные порошки служат исходным материалом для изготовления деформируемых заготовок методами порошковой металлургии [16-19]. Перед прессованием порошки смешивают с жидкой связкой (например, раствор натурального каучука с бензином), необходимой для их компактирования. Полученную массу подвергают прессованию в штабики, которые затем спекают в водородных печах в две стадии – предварительную и высокотемпературную [19].

В результате предварительного спекания при температурах не более  $1200^\circ\text{C}$  получают в определенной степени консолидированный полуфабрикат, пригодный для продолжения спекания в высокотемпературных печах при  $1800-2000^\circ\text{C}$ . Очищенные от поверхностных дефектов штабики прессуют или проковывают в заготовку для горячей прокатки [16-19]. Листовые заготовки из молибдена толщиной 0,5-0,8 мм изготавливают последующей прокаткой в горячем и холодном состояниях [20]. При этом холодной считается пластическая деформация, осуществляемая ниже температуры рекристаллизации, и ниже  $0,25-0,3 T_{пл}$ -температуры, когда интенсивно протекают процессы возврата [21]. Для молибдена верхняя граница уровня температуры холодной деформации оценивается примерно  $450^\circ\text{C}$ .

Физические явления, обуславливающие недостаточную технологическую пластичность и возникающие в связи с этим трудности обработки давлением молибдена, были и остаются объектом многочисленных научных исследований [22-24]. Установлено, что степень чистоты молибдена является одним из основных факторов, влияющих на технологические характеристики пластичности [25,26]. Для изготовления контейнеро-лодочек в настоящее время применяют молибден технической чистоты марки МЧ по ТУ48-

19-472-90 согласно которой массовая доля примесей в листовом молибдене толщиной 0,5-0,8 мм не должны превышать: алюминий – 0,004, железо- 0,01, никель – 0,005, кремний – 0,01, кальций и магний (в сумме) – 0,005, углерод -0,01, кислород - 0,008. Суммарная массовая доля примесей при этом составляет 0,052, что свидетельствует о том, что молибден марки МЧ содержит около 99,95 массовой доли чистого молибдена.

По современным представлениям механизм пластических деформаций тугоплавких металлов подразделяется на три группы явлений: сдвиговые процессы, диффузионные процессы, перемещение зерен и блоков. Соотношением этих механизмов в процессе деформирования определяются строением металла и условиями деформирования. С точки зрения дислокационной теории пластическую деформацию рассматривают как процесс передвижения и размножения дислокаций и считают, что деформация распространяется вдоль плоскостей и направлений скольжения [27].

На характеристики технологической пластичности металлического молибдена большое влияние оказывают величина зерна и состояние границ между зернами [28-30]. Для тугоплавких металлов с объемно-центрированной кубической (ОЦК) решеткой, к которым относится молибден, установлена зависимость между пределом текучести и величиной зерна, называемом уравнением Н.Дж. Петча -  $\sigma_T = \sigma_0 + Kd^{-0,5}$ , где  $\sigma_0$  – напряжение трения необходимое для скольжения дислокаций в кристаллической решетке,  $K$  - константа материала,  $d$  - условный диаметр зерна. Для данного металла при заданных температурно-скоростных режимах деформирования  $\sigma_0$  и  $K$  постоянны [28].

На технологическую пластичность значительно влияет температурно-скоростной фактор деформирования. При высоких температурах происходит интенсивная деформация по границам зерен, а при низких температурах эти границы тормозят распространению сдвиговой деформации. Основной особенностью металлов с ОЦК решеткой при значительном повышении скорости деформирования является увеличение предела



текучести, связанное с уменьшением влияния тепловых флуктуаций и увеличением сопротивления кристаллической решетки перемещению дислокаций.

При производстве полуфабрикатов металлического молибдена и при изготовлении изделий из них, основной проблемой является низкий уровень характеристик технологической пластичности, которое приводит к значительному увеличению затрат на производство и серьезно ограничивает возможности практического применения молибдена.

Качественно, проблема характеризуется тем, что объекты обработки непосредственно при деформации могут находиться в условиях, приводящих к хрупкому разрушению. Применение термических методов, в частности рекристаллизационного отжига для снятия остаточных напряжений, необходимых для дальнейшей пластической деформации прокатанных листов, приводит к резкому охрупчиванию и исключает возможность дальнейшей деформации.

Критическая температура хрупкого разрушения для молибдена не является постоянной величиной и изменяется в пределах от  $20^{\circ}\text{C}$  до  $250^{\circ}\text{C}$  в зависимости от степени чистоты металла, величины предварительно накопленной деформации и условий деформирования [29,30]. Поэтому пластическая деформация по определенной схеме НДС при температурах ниже критической невозможна.

Кроме температуры и скорости деформирования к важнейшим факторам поведения тугоплавких металлов при деформации относится схема НДС. Установлено, что характеристики технологической пластичности тем больше, чем большую роль в схеме НДС играют сжимающие напряжения [27,29]. При всестороннем неравномерном сжатии значительно улучшаются условия накопления деформаций и создается возможность для деформирования тугоплавких металлов технической чистоты, которые при деформации по другим схемам испытывают хрупкое разрушение [23].

Характеристики технологической пластичности и прочность молибдена увеличиваются с повышением степени предварительной деформации, вследствие появления

волокнистой структуры. Структура прокатанного листа молибдена имеет ярко выраженную текстуру (рис.1.1.)

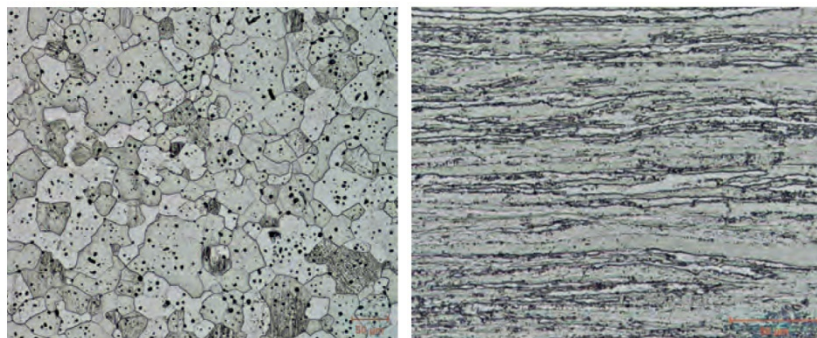


Рис. 1.1. Структура молибдена марки МЧ а) после прессования, б) после холодной прокатки листа толщиной 0,5 мм [26]

## **1.2. Факторы, влияющие на характеристики технологической пластичности листового молибдена**

На характеристики технологической пластичности в процессе формоизменения листового металла влияют следующие показатели механических свойств: пределы текучести и прочности, отношение предела текучести к пределу прочности, относительное удлинение, а также изотропность величин этих параметров в плоскости листового металла [29-32].

В [29,30] показано, что при одноосном растяжении холоднокатанных листов из молибдена, имеющих волокнистую структуру и отожженных для снятия остаточных напряжений, с повышением температуры деформирования прочностные характеристики уменьшаются (рис.1.2.).

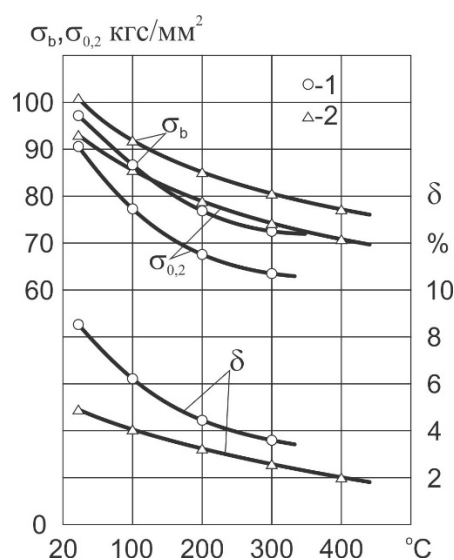


Рис. 1.2. Типовые зависимости предела текучести, предела прочности и относительного удлинения от температуры (1-вдоль прокатки; 2-поперек прокатки) [29]

Из приведенных зависимостей следует, что в диапазоне изменения температуры до 400<sup>0</sup>С, пределы текучести и прочности уменьшаются, а величина относительного удлинения растет.

Следовательно, листы толщиной 0,5-0,8 мм, полученные холодной прокаткой из молибдена с волокнистой структурой при температуре до 400<sup>0</sup>С, находятся в благоприятных условиях для дальнейшей пластической деформации.

Показатели механических свойств, полученные при статических испытаниях, содержат определенную информацию о качестве металла, но недостаточны для оценки технологических параметров в условиях обработки при значительно больших скоростях деформаций [32].

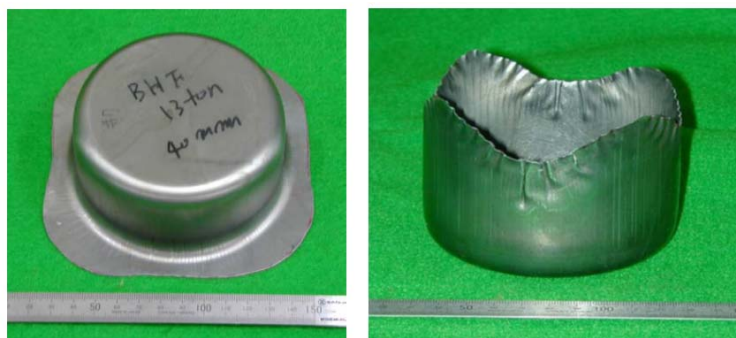
При деформировании с высокой скоростью нагружения, также как и при деформировании с малой скоростью, появляются условия, способствующие хрупкому разрушению [29,30]. С повышением скорости деформирования при одноосном растяжении предел прочности увеличивается, а полное относительное удлинение уменьшается, и при

скорости растяжения 0,3 м/с листовой молибден разрушается без остаточного удлинения [29]. Установлено, что указанное явление связано с образованием двойников, способствующие хрупкому разрушению [28].

Для листового молибдена важным параметром является обеспечение максимальных характеристик технологической пластичности при минимальной анизотропии механических свойств в плоскости листа. В [33,34] приведены результаты исследований по определению анизотропии механических характеристик деформированных молибденовых листов, на основе чего установлено, что листовой молибден обладает четко выраженной анизотропией механических характеристик. Показано также, что анизотропия указанных характеристик обусловлена кристаллографической и структурной текстурами, сформированными в процессе холодной прокатки. Максимальное значение предела текучести установлено для образцов, вырезанных поперек прокатки, а минимальное – по направлению прокатки.

В [34], используя возможности сканирующей микроскопии рентгеновской дифракции, удалось получить информацию о кристаллографической текстуре. Установлено, что при осесимметричной вытяжке из текстурированных листов молибдена на краях вытянутых стаканов появляются четыре неровности в виде фестонов (рис. 1.3.).

Основными факторами, влияющими на процесс вытяжки изотропного листового металла, являются трение под прижимом и на торце матрицы, изгиб, спрямление и трение на радиусных кромках деформирующих инструментов, изменение толщины, деформационное упрочнение, а также форма и протяженность пластической области [35,36].



а)

б)

Рис. 1.3. Фестоны, образованные при вытяжке цилиндрического стакана-(а) промежуточное состояние, (б)-готовая деталь [34]

В научно-технической литературе для процессов неосесимметричной вытяжки отсутствуют разработанные способы учета вышеперечисленных факторов. Вследствие этого ниже приводятся способы приближенного учета этих факторов для осесимметричной вытяжки.

**1. Влияние сил трения.** В процессах вытяжки тонкостенных оболочек контактной поверхностью является лишь одна из поверхностей заготовки, а другая свободна от внешних нагрузок. При малых значениях коэффициента трения допустимо использование закона Кулона  $\tau_k = \mu \sigma_k$ , где  $\tau_k$  – касательное напряжение, действующее на контактных поверхностях,  $\mu$  – коэффициент трения. При вытяжке с прижимом считается, что наибольшее утолщение имеет место у края фланца заготовки, вследствие чего силы трения, возникающие при перемещении фланца, можно считать приложенными по периферийной части заготовки. В этом случае влияние трения на поле напряжений может быть определено, если при анализе действия сил трения учесть в граничных условиях в виде усредненных по толщине растягивающих напряжений, приложенных к внешнему контуру заготовки:  $\sigma_{\text{тр}} = \mu Q / \pi R s$ , где  $Q$  – усилие прижима,  $R$  – радиус внешнего контура,  $s$  – толщина материала. Влияние трения на радиусных кромках деформирующих инструментов приближенно учитывают множителем  $-\exp(\mu \alpha)$  (по аналогии с множителем, учитывающим влияние трения при скольжении ремня по шкиву).

При неосесимметричной вытяжке сжимающие напряжения переменны по контуру фланца, в связи с чем усилие прижима, обеспечивающее отсутствие складок, должно быть переменным. Многочисленными экспериментальными исследованиями и производственного опыта установлено, что с увеличением усилия прижима складки уменьшаются, а при некоторой величине полностью исчезают. Дальнейшее увеличение усилия прижима

приводит к прекращению течения материала в фланцевой зоне, вследствие чего наступает разрушение материала заготовки. На рис.1.4 представлена качественная картина границ гофрообразования и разрушения по ходу деформирования в зависимости от усилия прижима [11,93].

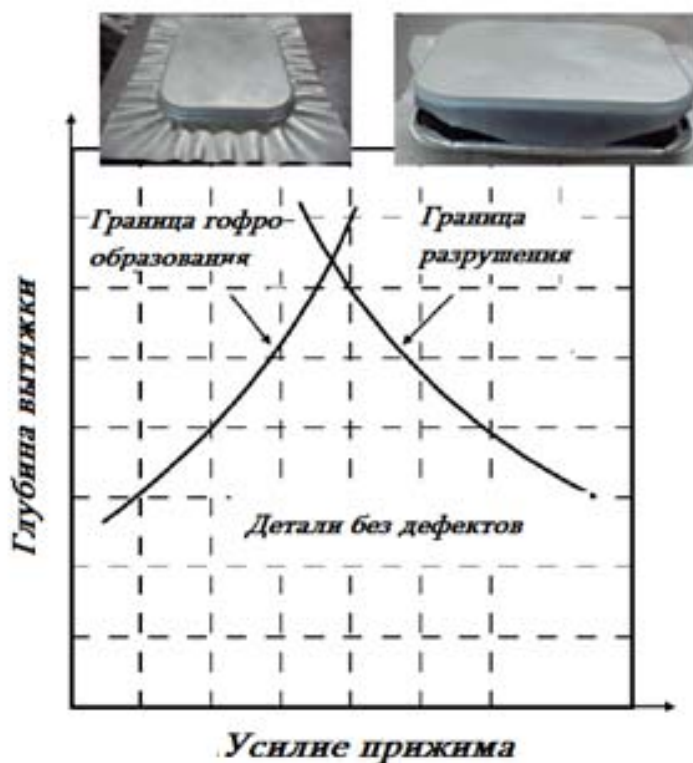


Рис. 1.4. Качественная картина границ гофрообразования и разрушения [11]

**2. Влияние изгиба и спрямления.** При формоизменении тонкостенных оболочек происходит не только изменение размеров элементов по срединной поверхности, но и изменение их кривизны, поэтому становится необходимым учет влияния изгибающих моментов на поле напряжений. Общая теория формоизменения тонкостенных оболочек при одновременном действии сил и моментов является одним из наиболее сложных разделов механики деформируемого твердого тела. В приближенных теориях для учета влияния изгиба и спрямления принимается, что окружное напряжение при формоизменении остается постоянным, а приращение получает меридиональное напряжение на величину  $\Delta\sigma_\rho = \sigma_s \cdot s / 4R_\rho$ , где  $\sigma_s$  – предел текучести материала,  $s$  - толщина,  $R_\rho$  - радиус изгиба.

**3. Влияние изменения толщины.** В процессе формоизменения изменение толщины материала, являясь функцией поля напряжения и окружной деформации, взаимосвязано вызывает изменение напряжений, действующих в пластической области. Приближенные аналитические решения получены для случаев, когда сначала поле напряжений определяется без учета изменения толщины и упрочнения, затем по деформационной теории пластичности определяется распределение толщины, которое аппроксимируется в виде простой аналитической функции -  $s = s(\rho)$  для определения поля напряжений с учетом изменения толщины.

**4. Влияние деформационного упрочнения.** Аналитическое решение задачи по определению полей напряжений с учетом деформационного упрочнения связано с значительными математическими трудностями, обусловленными взаимозависимостью полей напряжений деформации. Одним из вариантов решения указанной проблемы является применение метода последовательных приближений, когда сначала определяют поле напряжений без учета упрочнения, а затем по деформационной теории пластичности определяют поле деформации, по которому устанавливается новое поле напряжений с учетом зависимости напряжения текучести от координат.

В [35-45] разработаны разные приближенные методы учета влияния деформационного упрочнения на поле напряжений. В основу этих методов положены аппроксимация аналитическими зависимостями экспериментальных кривых упрочнения в координатах  $\sigma_s - \varepsilon$  или  $\sigma_s - \psi$ , где  $\varepsilon$  – относительное удлинение, а  $\psi$  – относительное уменьшение поперечного сечения образца при испытании на одноосное растяжение. По условию постоянства объема величины  $\varepsilon$  и  $\psi$  взаимосвязаны соотношением  $\psi = \varepsilon / (1 + \varepsilon)$ .

Далее принимая, что при вытяжке толщина материала меняется незначительно, устанавливают зависимость для текущей координаты рассматриваемого элемента фланца заготовки, по которому определяется распределение окружной деформации. На основе этого становится возможным определение наибольшего меридионального напряжения в

зависимости от механических свойств деформируемого материала и величины окружной деформации.

В [46,47] проведены анализ и классификация факторов, влияющих на процессы вытяжки листового металла. Согласно этой классификации влияние одних факторов зависят от состояния исходного материала (анизотропия механических свойств), влияние других – от уровня совершенствования технологического процесса (трение под прижимом и на радиусных кромках деформирующих инструментов), а влияние третьей группы факторов обусловлено самим процессом формоизменения (изменение толщины материала и деформационного упрочнения, вследствие изменения размера пластической области). Учитывая то, что решение задач с учетом всех перечисленных факторов в принципе невозможно, в указанных работах обоснованы необходимость и возможность корректной постановки задачи вытяжки в условиях взаимозависимого изменения толщины материала и деформационного упрочнения.

### **1.3. Технологические параметры изделий коробчатой формы изготавливаемые неосесимметричной вытяжкой**

Определяющими характеристиками изделий коробчатой формы, изготавливаемые неосесимметричной вытяжкой из листовых заготовок, являются соотношения размеров и толщины: относительная высота ( $h/B$ ), относительный радиус ( $r/B$ ) закругления угловой части и относительная толщина заготовки ( $S_0/D$ ). В зависимости от относительной высоты и относительного радиуса закругления угловой части коробчатые детали подразделяются на относительно высокие, изготавливаемые многооперационной вытяжкой и относительно низкие, изготавливаемые однооперационной вытяжкой (рис.1.5.).



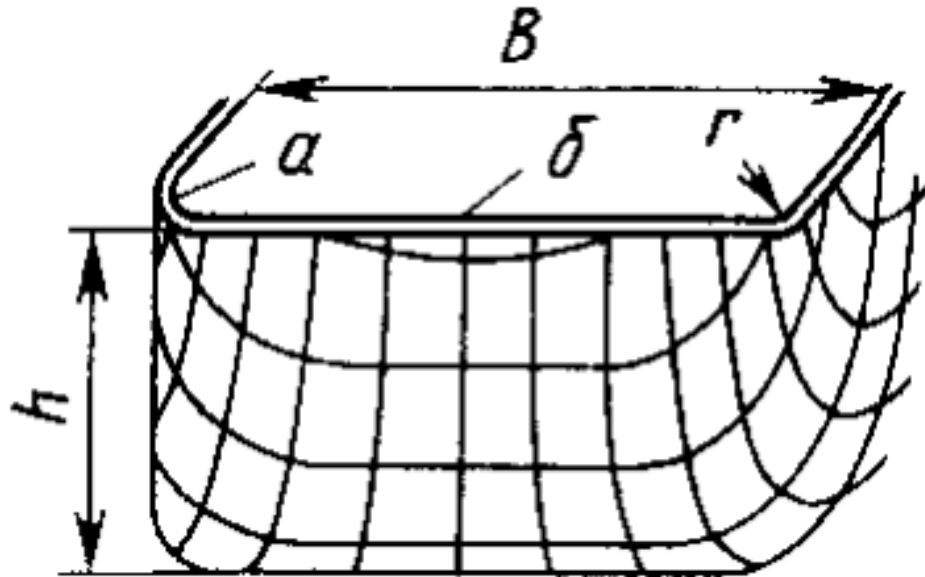


Рис. 1.5. Относительные размеры и искажение координатной сетки коробчатой детали после вытяжки (точки а и б характеризуются наибольшими деформациями) [10]

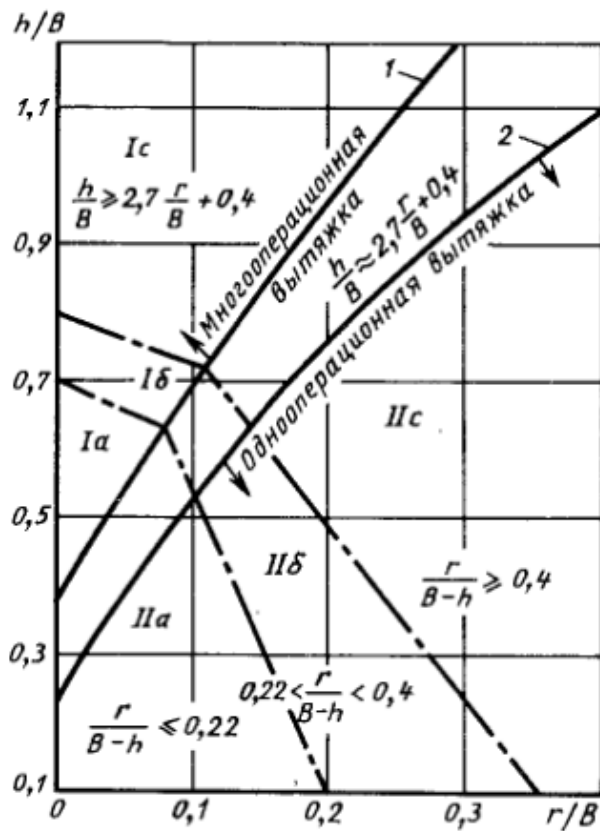


Рис. 1.6. Диаграмма, устанавливающая области однооперационной и многооперационной

На основе многочисленных исследований и производственного опыта установлено, что изделия коробчатой формы в диапазоне относительных размеров  $0,22 \leq r/(B-h) \leq 0,4$  при относительных толщинах  $0,2 \leq s_0/D \leq 2$  можно изготовить однооперационной вытяжкой. Из сопоставления указанного диапазона соотношения размеров с аналогичными характеристиками контейнеров-лодочек следует, что они также могут быть изготовлены однооперационной вытяжкой.

При вытяжке коробчатых деталей расчет предельно допустимой деформации на первой операции существенно осложняется ввиду отсутствия осевой симметрии заготовки и неравномерного распределения напряжений и деформаций по периметру контура матрицы.

Для преодолений указанных трудностей, по аналогии с коэффициентом вытяжки цилиндрических деталей, вводится понятие условного коэффициента вытяжки, определяемое по выражению

$$K = \frac{R}{r} = \left(1 + 2\frac{h}{r}\right)^{1/2}, \quad (1.1)$$

где  $r$  – радиус скругления в сопряжениях плоских стенок коробчатой детали;  $h$  – высота детали;  $R$  – расстояние от центра углового скругления до края заготовки по биссектрисе угла. Следует отметить, что зависимость (1.1) получена на основе допущения о постоянстве толщины исходной заготовки в процессе вытяжки.

Размеры и форму исходной заготовки определяют геометрической разверткой детали на плоскость основания, исходя из равенства площади заготовки и площади поверхности готовой детали по срединной линии. При этом ступень, образуемая при развертке,

скругляют плавным контуром так, что площадь, описываемая плавным контуром, оставалась неизменной [10-12].

#### 1.4. Состояние теоретического анализа процесса неосесимметричной вытяжки

Характерной особенностью процесса неосесимметричной вытяжки является то, что при формоизменении исходной заготовки, в отличие от осесимметричной вытяжки меридиональные и окружные направления перестают являться главными направлениями, вследствие чего наряду с нормальными напряжениями, в этих направлениях возникают также касательные напряжения.

В случае плоской деформации или плоского напряженного состояния уравнения равновесия, при отсутствии осевой симметрии деформирования, без учета изменения толщины в полярной системе координат имеют вид [42,43] :

$$\left. \begin{aligned} \rho \frac{\partial \sigma_\rho}{\partial \rho} + \frac{\partial \tau}{\partial \theta} + \sigma_\rho - \sigma_\theta &= 0; \\ \rho \frac{\partial \tau}{\partial \rho} + \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta} + 2\tau &= 0, \end{aligned} \right\} \quad (1.2)$$

где  $\sigma_\rho, \sigma_\theta$  - соответственно меридиональные и окружные нормальные напряжения,  $\tau$  - касательное напряжение в плоскости  $\rho, \theta$  (вследствии парности касательного напряжения индексы при  $\tau$  опущены).

Энергетическое уравнение пластичности (условие пластичности Мизеса) в условиях неосесимметричной вытяжки для плоского напряженного состояния имеет вид [43] (рис. 1.7.):

$$\sigma_\rho^2 - \sigma_\rho \sigma_\theta + \sigma_\theta^2 + 3\tau^2 = \sigma_s^2. \quad (1.3)$$

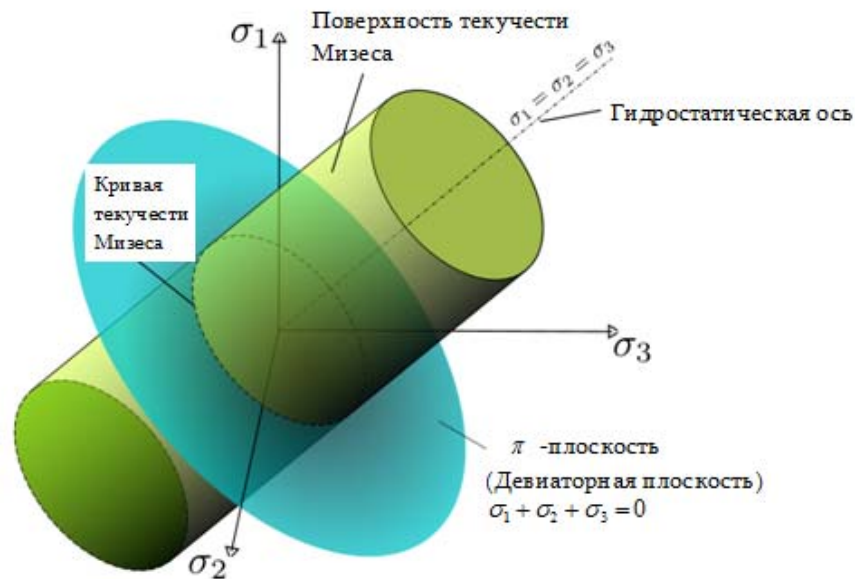


Рис. 1.7. Цилиндр пластичности Мизеса в главных напряжениях [41]

В [43] показано, что уравнения (1.2) и (1.3) удовлетворяются, если взять

$$\sigma_\rho = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cos \theta, \quad \sigma_\theta = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_s \cos \theta, \quad \tau = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \sin \theta. \quad (1.4)$$

Очевидно, что в решении (1.4) вдоль полярного радиуса  $\rho$  напряжения постоянны. В реальных процессах неосесимметричной вытяжки напряжения являются функциями двух координат  $\rho, \theta$ , вследствие чего решение (1.4) не может быть использовано для анализа процесса неосесимметричной вытяжки.

Основы современной теории анализа процесса неосесимметричной вытяжки разработано в [35]. В этой теории рассматривается возможность совместного приближенного решения дифференциальных уравнений (1.2) и уравнения пластичности по гипотезе постоянства максимальных касательных напряжений (условие пластичности Треска-Сен-Венана)

$$(\sigma_\rho - \sigma_\theta)^2 + 4\tau^2 = \sigma_s^2. \quad (1.5)$$

Отсутствие математически точных, замкнутых решений уравнений (1.2) и (1.5) приводит к необходимости принятия некоторых упрощающих допущений. Принимается, что заготовка формоизменяется в условиях плоской деформации, при допущении жестко-пластической модели деформируемого материала ( $\sigma_s = const$ ). Далее предполагается, что в угловой части фланца заготовки касательное напряжение  $\tau$  является линейной функцией от координаты  $\theta$ , которую можно представить в виде

$$\tau = -a \frac{\sigma_s}{2} \frac{\theta}{\alpha}, \quad (1.6)$$

где знак минус означает, что прирост касательного напряжения ориентирован в отрицательном направлении изменения радиуса [36,37] (рис 1.8 а).

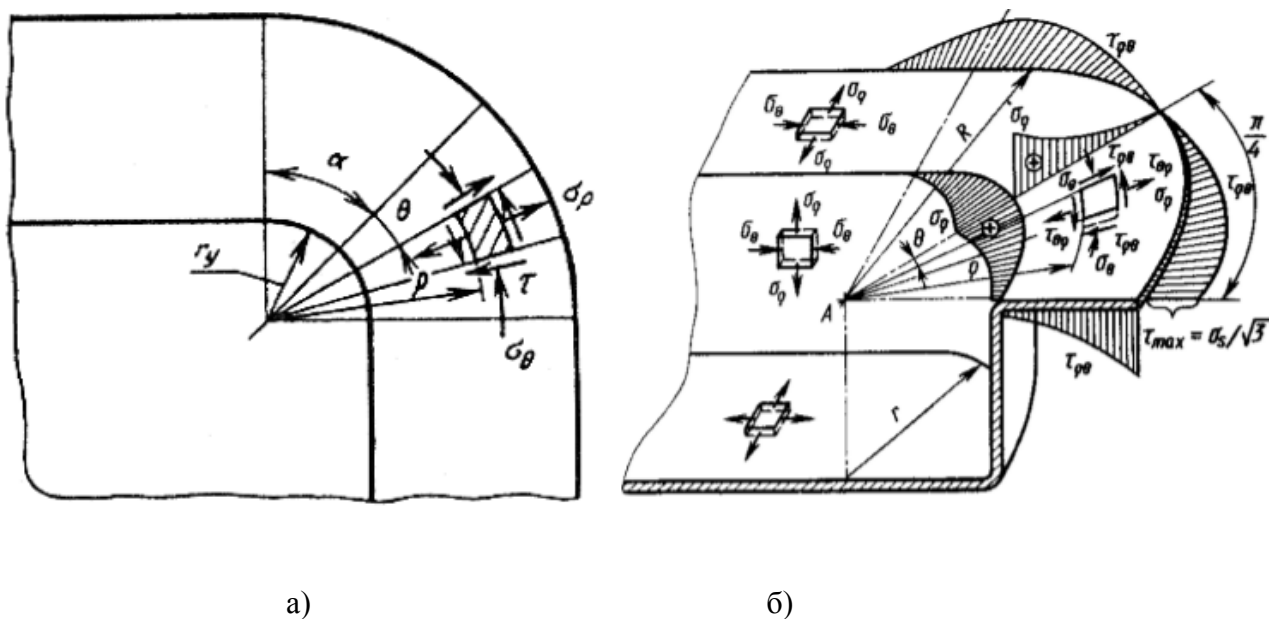


Рис. 1.8. Схема вытяжки угловой части коробчатых деталей (а) и распределение напряжений (б) [37]

Из (1.6) следует, что при  $\theta=0$  (на биссектрисе углового участка заготовки) касательное напряжение равно нулю и увеличивается с ростом угла  $\theta$ , достигая

наибольшего значения на стыке углового участка с прямолинейным при  $\theta = \alpha$ , Коэффициент  $a < 1$  показывает насколько касательное напряжение на стыке углового участка с прямолинейным меньше  $\sigma_s/2$

Для возможного приближенного решения задачи дополнительно предполагается, что ширина фланца заготовки постоянна, и так как одно из напряжений задано, то достаточно использовать одно уравнение равновесия и уравнение пластичности.

С учетом изложенного первое уравнение системы (1.2) принимает вид

$$\rho \frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \sigma_\rho - \sigma_\theta + \frac{d\tau}{d\theta} = 0. \quad (1.7)$$

Следует отметить, что при априорно заданном выражении для определения касательного напряжения полученное решение может не удовлетворять полной системе дифференциальных уравнений равновесия.

С учетом (1.5) и (1.6) дифференциальное уравнение равновесия (1.7) преобразовывается к виду

$$\rho \frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \sigma_s \left(1 - \frac{a^2 \theta^2}{\alpha^2}\right)^{1/2} - a \frac{\sigma_s}{2\alpha} = 0. \quad (1.8)$$

Интегрируя (1.8) с использованием граничного условия для определения постоянного интегрирования, по которому на краю заготовки ( $\rho = R$ ) по биссектрисе углового участка ( $\theta = 0$ ) радиальные напряжения равны нулю, устанавливается следующее распределение меридиональных напряжений от координат  $\rho, \theta$

$$\sigma_\rho = \sigma_s \left[ \left(1 - \frac{a^2 \theta^2}{\alpha^2}\right)^{1/2} - \frac{a}{2\alpha} \right] \ln \frac{R}{\rho}. \quad (1.9)$$

Наибольшее меридиональное растягивающее напряжение, действующее на входе в матрицу в ее угловой части ( $\rho=r$ ), определяется из (1.9) при  $\theta=0$

$$\sigma_{\rho \max} = \sigma_s \left(1 - \frac{a}{2\alpha}\right) \ln \frac{R}{r}. \quad (1.10)$$

Далее, предполагая, что пластические деформации при вытяжке коробчатых деталей распространяются в обе стороны от линии стыка на одинаковые расстояния, принимается, что допустимое значение коэффициента  $a \leq 0,5$ . При этом из (1.10) следует  $\sigma_{\rho \max} = 0,682\sigma_s \ln(R/r)$ . Принимая  $\sigma_{\rho \max} = \sigma_s$ , определяют теоретически возможное значение коэффициента вытяжки

$$K = \frac{R}{r} = \exp\left(\frac{1}{0,682}\right) \approx 4,3. \quad (1.11)$$

Значительное увеличение теоретически возможного коэффициента вытяжки при отсутствии осевой симметрии по сравнению с вытяжкой цилиндрических деталей объясняют тем, что по границам углового участка приложены касательные напряжения, ориентированные к центру кривизны и создающие силы, тянущие угловую часть к отверстию матрицы и этим разгружающие опасное сечение, а также уменьшающие в нем меридиональные растягивающие напряжения [37] (рис. 1.8. б).

Существующие другие аналитические решения отличаются от изложенного лишь принятием других значений угловой протяженности пластической области. В [37] принимается, что касательное напряжение убывает в двух взаимно противоположных направлениях: к биссектрисе угла и в направлении прямолинейных участков контура на величину  $\gamma$  равную одному радиану.

В этом случае наибольшее растягивающее напряжение, действующее на входе в матрицу, получают в виде

$$\sigma_{\rho \max} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \ln \frac{R}{r}. \quad (1.12)$$

Принимая  $\sigma_\rho = \sigma_s$ , из (1.12) следует теоретически возможное значение коэффициента вытяжки

$$K = \frac{R}{r} \exp(\sqrt{3}) \approx 5,65. \quad (1.13)$$

Сравнивая (1.11) и (1.13) можно заметить значительное расхождение между установленными величинами. В [37] значительное увеличение теоретически возможного коэффициента вытяжки обосновывается аналогично изложенному [36].

В [44] при тех же исходных допущениях, что и [35-37] принимается другой вид априорно заданной функции для касательного напряжения

$$\tau = -\sigma_s \frac{\theta}{\pi/2}. \quad (1.14)$$

Решая аналогичную задачу, получают следующую зависимость для наибольших растягивающих напряжений

$$\sigma_{\rho \max} = \sigma_s a \ln \frac{R}{r}, \quad (1.15)$$

где обозначено  $a = \left[ 2/\pi + (1 - 16\theta^2/\pi^2)^{1/2} \right]$ . Из анализа зависимости  $a = f(\theta/\pi)$  следует, что минимальное значение она принимает при  $\theta = \pm \pi/4$ ; при этом  $a = 0,637$ .

Принимая  $\sigma_\rho = \sigma_s$  при  $a = 0,637$  по (1.15) устанавливают теоретически возможное значение коэффициента вытяжки



$$K = \frac{R}{r} \exp\left(\frac{1}{0,637}\right) \approx 4,8. \quad (1.16)$$

Изложенное в [35-37] обоснование увеличения предельного коэффициента при вытяжке коробчатых деталей вызывает определенное недоумение по следующим причинам: общеизвестно, что касательные напряжения не могут создавать силы. В рассматриваемой задаче касательные напряжения в угловой части заготовки создают моменты относительно оси, перпендикулярной к плоскости листа. Направление по биссектрисе угловой части заготовки по условию симметрии является главным направлением, поэтому в этом направлении не могут возникать касательные напряжения, следовательно, несуществующие касательные напряжения не могут уменьшать меридиональные растягивающие напряжения и разгружать опасное сечение.

Приведенные приближенные решения по определению предельного значения коэффициента вытяжки могут быть использованы лишь в том случае, если толщина заготовки постоянна и допустимо применение идеально жестко-пластической модели деформированного материала.

Из анализа системы уравнения (1.2) и (1.3) следует, что задача по определению напряжений является статически неопределимой и в принципе невозможно получить замкнутые аналитические решения.

Однако, как отмечено в [35, 36, 45], допущение о постоянстве толщины заготовки, делающее возможным получение замкнутых аналитических решений не всегда является корректным. В условиях плоского напряженного состояния деформация в направлении, в котором главное нормальное напряжение равно нулю, может быть равно нулю лишь в том случае, когда две другие главные нормальные напряжения равны по абсолютной величине и противоположны по знаку (в условиях плоского напряженного состояния имеет место плоская деформация). Следовательно, в реальных процессах формоизменения листового металла толщина заготовки в пластической области будет переменной, являясь некоторой функцией от координат.

Из изложенного следует, что в настоящее время в научно-технической литературе отсутствуют обоснованные аналитические решения, позволяющие определять предельный коэффициент вытяжки для коробчатых деталей. Поэтому становится необходимой и целесообразной математически корректная постановка задачи формоизменения листового металла в условиях отсутствия осевой симметрии пластической области, на основе чего станет возможным определение предельной величины коэффициента вытяжки и обоснование механизма формоизменения, свободных от изложенных противоречий.

### **1.5. Исходные уравнения и методика теоретического анализа**

Теоретический анализ процесса несимметричной вытяжки листового металла, изложенный в настоящей работе, основан на разработанных и развитых в работах [46, 47] общих положениях теории формоизменения листового металла в условиях обобщенного плоского напряженного состояния, при взаимозависимом изменении толщины материала и деформационного упрочнения.

Анализ основан на безмоментной теории оболочек, согласно чего принимаются следующие основные допущения:

- напряжения, действующие в сечениях оболочки, распределены равномерно по толщине, согласно чего допустимо пренебрежение изгибающими моментами,
- направления нормали к срединной поверхности оболочки в процессе формоизменения не меняются.

Дополнительно к этому принимаются:

- заготовка в процессе формоизменения имеет контакт только с одним деформирующим инструментом,
- радиусы кривизны заготовки в зоне контакта с деформирующим инструментом значительно больше толщины материала, поэтому нормальные напряжения на контактных

поверхностях значительно меньше напряжений, возникающих в плоскости, параллельной срединной поверхности,

- схему напряженного состояния в пластической области можно принять плоской.

Таким образом, в основу анализа процесса неосесимметричной вытяжки положено допущение о том, что напряженное состояние является плоским, а деформированное состояние – объемным. При указанной схеме НДС теоретический анализ необходимо выполнить с использованием уравнения равновесия, учитывающее изменение толщины с применением теории пластического течения устанавливающей взаимосвязь между напряжениями и скоростями (приращениями) деформаций и энергетического условия пластичности (уравнение пластичности Мизеса) при разных математических моделях деформируемого материала [35].

**Уравнения равновесия.** Согласно безмоментной теории оболочек уравнения равновесия (1.2) обобщаются на случай заготовки переменной толщины -  $s = s(\rho, \theta)$  и принимают вид:

$$\left. \begin{aligned} \rho \frac{\partial \sigma_\rho}{\partial \rho} + \sigma_\rho \left( 1 + \frac{\rho \partial s}{s \partial \rho} \right) - \sigma_\theta + \frac{\partial \tau}{\partial \theta} &= 0; \\ \rho \frac{\partial \tau}{\partial \rho} + \tau \left( 2 + \frac{\rho \partial s}{s \partial \rho} \right) + \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta} &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (1.17)$$

При преобразовании (1.17) принято допущение о том, что толщина заготовки в окружном направлении в процессе формоизменения меняется слабо, вследствие чего можно принять -  $\partial s / \partial \theta \approx 0$ .

Из совместного рассмотрения дифференциальных уравнений равновесия (1.17) и условия пластичности Мизеса (1.3) следует, что независимо от принимаемой модели деформируемого материала, задача является статически неопределимой (имеется три уравнения, а необходимо определить четыре неизвестные функции от координат  $\rho, \theta - \sigma_\rho, \sigma_\theta, \tau, s$ ).

При осесимметричной вытяжке ( $\tau=0$ ) из (1.17) и (1.3) следуют общеизвестные уравнения равновесия оболочки переменной толщины и условия пластичности Мизеса в главных напряжениях [35]

$$\rho \frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \sigma_\rho \left( 1 + \frac{\rho ds}{s d\rho} \right) - \sigma_\theta = 0, \quad (1.18)$$

$$\sigma_\rho^2 - \sigma_\rho \sigma_\theta + \sigma_\theta^2 = \sigma_s^2. \quad (1.19)$$

Из сопоставления (1.18) и (1.19) следует, что и в этом случае задача не становится статически определимой. Следовательно, для определения полей напряжения необходимо либо иметь заранее заданную зависимость толщины заготовки от координаты  $s = f(\rho)$ , либо использовать уравнения связи между напряжениями и приращениями деформаций.

**Компоненты деформаций.** При отсутствии осевой симметрии, как и в случае осесимметричной задачи, сумма линейных компонент деформаций в условиях плоского напряженного состояния (объемности деформированного состояния) равна нулю

$$\varepsilon_\rho + \varepsilon_\theta + \varepsilon_z = 0; \quad d\varepsilon_\rho + d\varepsilon_\theta + d\varepsilon_z = 0, \quad (1.20)$$

где  $\varepsilon_\rho, \varepsilon_\theta, \varepsilon_z$  и  $d\varepsilon_\rho, d\varepsilon_\theta, d\varepsilon_z$  -соответственно деформации и приращения деформаций в меридиональном (радиальном) и окружном (тангенциальном) направлениях, а также в направлении толщины материала.

Интенсивность деформаций (эквивалентная деформация) выражается через компоненты деформаций и имеет вид [42]:

$$\varepsilon_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \left[ (\varepsilon_\rho - \varepsilon_\theta)^2 + (\varepsilon_\theta - \varepsilon_z)^2 + (\varepsilon_z - \varepsilon_\rho)^2 + \frac{3}{2} \gamma_{\rho\theta}^2 \right]^{1/2}, \quad (1.21)$$

а интенсивность приращения деформаций -

$$\overline{d\varepsilon_i} = \frac{\sqrt{2}}{3} \left[ (d\varepsilon_\rho - d\varepsilon_\theta)^2 + (d\varepsilon_\theta - d\varepsilon_z)^2 + (d\varepsilon_z - d\varepsilon_\rho)^2 + \frac{3}{2} d\gamma_{\rho\theta}^2 \right]^{1/2}, \quad (1.22)$$

или при осевой симметрии с учетом (1.20) соответственно

$$\varepsilon_i = \frac{2}{\sqrt{3}} \varepsilon_\theta (1 + \alpha + \alpha^2); \quad (1.23)$$

$$\overline{d\varepsilon_i} = \frac{2}{\sqrt{3}} d\varepsilon_\theta (1 + \beta + \beta^2), \quad (1.24)$$

где обозначено -  $\varepsilon_\rho / \varepsilon_\theta = \alpha$  и  $d\varepsilon_\rho / d\varepsilon_\theta = \beta$ .

**Уравнения связи напряжений и скоростей (приращений) деформаций.** Согласно [42,43] напряжения в текущем состоянии процесса формоизменения листового металла зависят от пути деформаций, поэтому уравнения, описывающие пластическое состояние, в принципе не могут быть конечными соотношениями, а должны быть интегрируемыми дифференциальными соотношениями.

Исходными положениями теории пластического течения, устанавливающий связь между приращениями деформаций и напряжений, самими напряжениями и параметрами пластического состояния, следующие:

- деформируемое тело изотропно,
- относительное изменение объема мало, является упругой деформацией и в случае конечного формоизменения им можно пренебречь,
- приращения составляющих деформаций пропорциональны соответствующим составляющим напряжений.

$$\frac{\sigma_\rho - \sigma_\theta}{d\varepsilon_\rho - d\varepsilon_\theta} = \frac{\sigma_\theta - \sigma_z}{d\varepsilon_\theta - d\varepsilon_z} = \frac{\sigma_z - \sigma_\rho}{d\varepsilon_z - d\varepsilon_\rho} = \frac{2\tau}{\gamma_{\rho\theta}} = \frac{2}{3} \frac{\sigma_i}{d\varepsilon_i}, \quad (1.25)$$

где  $\sigma_i$  – интенсивность напряжений или эквивалентное напряжение

$$\sigma_i = \frac{1}{\sqrt{2}} \left[ (\sigma_\rho - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_\rho)^2 + 6\tau^2 \right]^{1/2}. \quad (1.26)$$

Согласно [41] “любая элементарная частица металлического тела переходит в пластическое состояние, когда интенсивность напряжений достигает величины, равной напряжению текучести при линейном пластически напряженном состоянии, соответствующему температурно-скоростным условиям деформирования и степени деформации”.

Следовательно, при плоском напряженном состоянии ( $\sigma_z = 0$ ) зависимость (1.26) при  $\sigma_i = \sigma_s$  переходит в условие пластичности Мизеса (1.3).

Из (1.25) для рассматриваемого случая следуют зависимости (1.27), устанавливающие взаимосвязь между компонентами приращения деформаций через напряжения  $\sigma_\rho$  и  $\sigma_\theta$ .

$$d\varepsilon_\rho = \frac{2\sigma_\rho - \sigma_\theta}{2\sigma_\theta - \sigma_\rho} d\varepsilon_\theta; \quad d\varepsilon_z = \frac{\sigma_\rho + \sigma_\theta}{\sigma_\rho - 2\sigma_\theta} d\varepsilon_\theta. \quad (1.27)$$

**Математические модели деформируемого материала.** Согласно гипотезе о существовании диаграммы деформированного состояния (гипотеза “единой кривой”), не зависящей от вида напряженного состояния, становится возможным, на основе испытания листового металла на одноосное растяжение, построить график зависимости интенсивности напряжений от интенсивности деформаций.

Действительные диаграммы деформирования основаны на условных диаграммах одноосного растяжения в координатах  $\sigma = P/F_0$ ;  $\delta = \Delta l/l_0$ , где  $l_0$  и  $F_0$  соответственно первоначальная длина и площадь поперечного сечения растягиваемого образца, а  $\sigma, \delta$  – соответственно условные напряжение и деформация (рис. 1.9.).

Условная диаграмма одноосного растяжения получается из диаграммы растяжения в координатах  $P - \Delta l$ , путем уменьшения ее ординаты в  $F_0$  раза, а абсциссы – в  $l_0$  раза. Для построения действительных (истинных) диаграмм одноосного растяжения растягивающую силу относят к действительной площади поперечного сечения образца  $\sigma_s = P/F$ . Текущая площадь  $F$  поперечного сечения связана с первоначальной площадью  $F_0$  условием постоянства объема,  $Fl = F_0l_0$ , где  $l$  - текущая длина растягиваемого образца. Из этого следует  $\sigma_s = Pl/F_0l_0$  или  $\sigma_s = P \cdot (1 + \delta) / F_0 = \sigma(1 + \delta)$ .

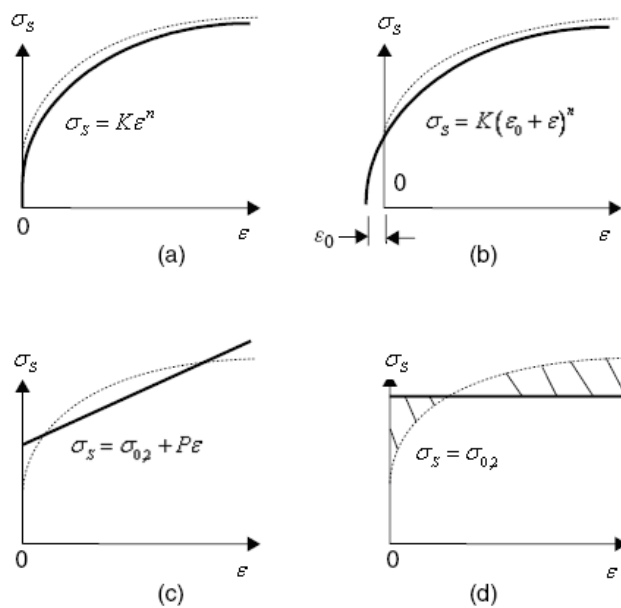


Рис. 1.9. Различные математические модели деформируемого материала

Приращение деформации, соответствующее приращению длины образца, определяется из выражения  $d\varepsilon = dl/l$ , а истинная деформация – из интеграла  $\varepsilon = \int d\varepsilon = \ln(l/l_0)$ .

В качестве основных предпосылок для разработки математической модели деформируемого материала принимают условие монотонности процесса деформации, при котором главные оси деформации совпадают по направлению с главными осями

напряжений, а также допущение о простом нагружении, когда напряжения в рассматриваемом элементе листовой заготовки меняются пропорционально одному параметру [48,49].

Проблема о характере возрастания внешних нагрузок, при котором в общем случае неоднородного напряженного состояния, нагружение во всех точках деформируемого материала было простым, до настоящего времени не решена.

В [49] для частного случая доказано “для того, чтобы во всех точках несжимаемого тела, нагруженного внешними силами, возрастающими пропорционально некоторому параметру, нагружение было простым, достаточно, чтобы зависимость интенсивности напряжений от интенсивности деформаций была степенной функцией вида”

$$\sigma_i = A\varepsilon_i^n, \quad (1.28)$$

где  $A$  и  $n$  – являются параметрами деформационного упрочнения. Приведенное положение принято называть теоремой о простом нагружении.

В теоретическом анализе процесса неосесимметричной вытяжки при взаимозависимом изменении толщины материала и деформационного упрочнения будут использованы следующие математические модели:

- идеально жестко-пластическая модель деформируемого тела ( $\sigma_s = const$ )
- упрочняющееся тело, со степенным законом деформационного упрочнения.

### 1.5.1. Методика теоретического анализа

Трудности определения НДС в пластической области заключаются в том, что одни уравнения устанавливают зависимости между напряжениями и координатой рассматриваемого элемента, другие – между напряжениями и приращениями (скоростями)



деформаций, а третьи- между напряжением текучести и эквивалентной деформацией. Усилия большинства исследователей были направлены на приведение указанных уравнений к единой структуре путем приведения этих уравнений к форме, устанавливающей зависимости между напряжениями и координатой рассматриваемого элемента, позволяющее интегрировать уравнение (1.17). При этом проблема решалась в одних случаях методом последовательных приближений, когда на основе допущения о плоской схеме деформированного состояния ( $ds = 0$ ) и идеально жестко-пластической модели деформируемого материала устанавливается поле напряжений, а далее, по известному распределению напряжений в рамках деформационной теории пластичности, определяется поле деформаций. При другом подходе поле напряжений устанавливается на основе объемности деформированного состояния и допущении об идеально жестко-пластической модели деформируемого материала. В обоих случаях исключается возможность получения аналитического решения при взаимозависимом изменении толщины материала и деформационного упрочнения.

Методика теоретического анализа, разработанная в [46,47], основана на отображении уравнений пластического состояния на девиаторной плоскости цилиндра пластичности Мизеса. Возможность представления НДС на плоскости следует из условия постоянства объема (1.20), по которому три линейные компоненты деформаций взаимозависимы и имеют только две степени свободы, а также из принятия допущения о том, что формоизменение листового металла происходит в условиях плоского напряженного состояния.

Рассмотрим девиаторную плоскость цилиндра пластичности Мизеса с косоугольными координатными осями  $\mathcal{E}_\rho, \mathcal{E}_\theta, \mathcal{E}_z$ , расположенные относительно друг друга под углом  $2\pi/3$  (рис. 1.10.)

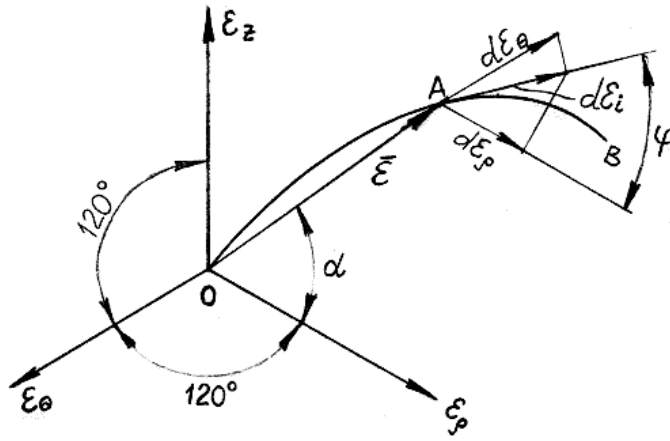


Рис. 1.10. Косоугольная система координат[46]

В указанной плоскости, в общем случае, текущие величины компонент линейных деформаций представляют собой проекции вектор функции  $\vec{\varepsilon}_i$  на выбранные косоугольные координатные оси. Путь деформации рассматриваемого материального элемента описывается некоторой вектор функцией  $\vec{\varepsilon}_i(p)$  ( $p$  - некоторый параметр времени). В [46] доказано, что текущая величина интенсивности деформаций, определяемая зависимостью (2.8), численно равна модулю вектора  $|\vec{\varepsilon}_i| = \varepsilon_i$ .

Приращения линейных деформаций в рассматриваемой плоскости, удовлетворяя условию(1.20), могут быть представлены в тригонометрической форме [48]

$$d\varepsilon_\rho = d\varepsilon_i \cos\varphi; \quad d\varepsilon_\theta = d\varepsilon_i \cos\left(\varphi + \frac{2}{3}\pi\right); \quad d\varepsilon_z = d\varepsilon_i \cos\left(\varphi + \frac{4}{3}\pi\right), \quad (1.29)$$

где  $\varphi$  – угол вида деформированного состояния,  $d\varepsilon_i$  - интенсивность приращения линейных деформаций, определяемая зависимостью(1.25). В (1.29) угол  $\varphi$  меняется в пределах  $0 \leq \varphi \leq 2\pi$ .

Подставляя (1.29) в (1.25), можно заметить, что последнее переходит в тождество. Применение безмоментной теории оболочек позволяет принять допущение о равномерном распределении деформаций по толщине материала (пренебречь изгибными деформациями). На основе этого допущения приращение деформации в окружном направлении и толщины могут быть определены по выражениям

$$d\varepsilon_\theta = \frac{d\rho}{\rho}; \quad d\varepsilon_z = \frac{ds}{s}, \quad (1.30)$$

где  $s$  – текущая величина толщины рассматриваемого элемента заготовки,  $ds$  – изменение толщины элемента при изменении координаты  $\rho$  на  $d\rho$ .

С учетом (1.30) второе уравнение (1.28), можно представить в виде:

$$\frac{ds}{s} = \frac{\sigma_\rho + \sigma_\theta}{\sigma_\rho - 2\sigma_\theta} \cdot \frac{d\rho}{\rho}. \quad (1.31)$$

При совместном решении уравнения равновесия (1.18) и уравнения связи (1.31) после некоторых преобразований получаем

$$\frac{d\sigma_\rho}{d\varepsilon_\theta} + 2 \frac{\sigma_\rho^2 - \sigma_\rho \sigma_\theta + \sigma_\theta^2}{\sigma_\rho - 2\sigma_\theta} = 0, \quad (1.32)$$

а из совместного решения уравнений (1.19), (1.27) и (1.29) находим зависимости для напряжений

$$\sigma_\rho = \sigma_s \frac{2}{\sqrt{3}} \cos\left(\varphi + \frac{\pi}{6}\right); \quad \sigma_\theta = -\sigma_s \frac{2}{\sqrt{3}} \sin \varphi. \quad (1.33)$$

На рис. 1.11. представлены взаимосвязанные напряженные (а) и деформированные (б) состояния, которые в принципе возможно реализовать при плоском напряженном состоянии.

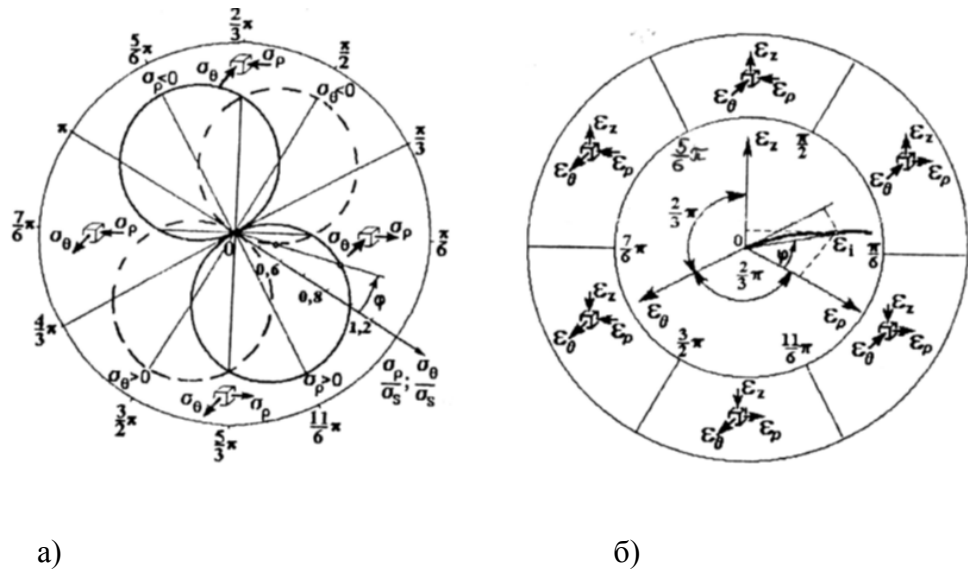


Рис. 1.11. Напряженные (а) и деформированные (б) состояния на девиаторной плоскости цилиндра пластичности Мизеса[47]

Зависимости (1.33) представляют собой окружности с радиусом  $\sigma_s/\sqrt{3}$ , проходящие через начало координат, центры которых находятся на линиях  $\epsilon_\rho = 0$  и  $\epsilon_\theta = 0$ , перпендикулярных к косоугольным координатным осям  $\epsilon_\rho$  и  $\epsilon_\theta$ .

Изотропное деформационно упрочнение изображается на указанной плоскости увеличением радиусов окружностей, путем перемещения их центров на заданную величину. Пределы изменения параметра  $\varphi$  устанавливается в зависимости от схемы НДС.

Из зависимостей (1.33) и рис. 1.11. следует, что растягивающее напряжение при линейном напряженном состоянии не может превышать величину  $\sigma_s$ , которое соответствует направлению  $\varphi = 0$ .

Для облегчения интерпретации НДС на рис 1.11. начало отсчета совмещено с осью  $\epsilon_\rho$ , а увеличение угла  $\varphi$  принято в направлении против часовой стрелки. При изменении

угла  $\varphi$  в пределах  $0 \leq \varphi \leq 2\pi$  радиальные лучи делят девиаторную плоскость на 12 секторов с центральными углами, равными  $\pi/6$ .

Если путь деформации совпадает с осью  $\mathcal{E}_\rho$ , то  $\mathcal{E}_\rho$  – деформация растяжения, а  $\mathcal{E}_\theta$  и  $\mathcal{E}_z$  – деформации сжатия, численно равные  $\mathcal{E}_\rho/2$ . Такое деформированное состояние соответствует испытанию образца при одноосном растяжении. Если путь деформации противоположен направлению оси  $\mathcal{E}_\rho$  ( $\varphi = \pi$ ), то деформация меняет знак и соответствует чистому сжатию. В этом случае  $\mathcal{E}_\theta$  и  $\mathcal{E}_z$  – положительны и численно равны  $\mathcal{E}_\rho/2$ . Вдоль путей деформаций с углами  $\varphi = \pi/6$  и  $7\pi/6$  компонента деформации  $\mathcal{E}_z = 0$ , а  $\mathcal{E}_\rho$  и  $\mathcal{E}_\theta$  равны по величине и противоположны по знаку, то есть имеет место плоская деформация в плоскости  $(\rho; \theta)$ . Аналогичные рассуждения допустимы и для осей  $\mathcal{E}_\theta$  и  $\mathcal{E}_z$ , а также в обратных и перпендикулярных к ним направлениях.

Таким образом пути деформации с углами  $\varphi = 0, 2\pi/3$  и  $4\pi/3$  соответствуют чистому растяжению, с углами  $\varphi = \pi/3, \pi$  и  $5\pi/3$  – чистому сжатию, а с углами  $\varphi = \pi/6, 5\pi/6, 7\pi/6,$  и  $11\pi/6$  – плоской деформации в соответствующих плоскостях.

При изменении угла вида деформированного состояния в пределах  $0 \leq \varphi \leq 2\pi$  вектор-функция  $\vec{\varepsilon}(P)$  поочередно становится либо параллельной, либо перпендикулярной к косоугольным координатным осям  $\mathcal{E}_\rho, \mathcal{E}_\theta, \mathcal{E}_z$ , вследствие чего компоненты деформаций по этим осям изменяются в пределах от единицы до нуля. По этой же причине любая компонента деформации может меняться лишь в пределах  $0 \leq \varepsilon_{\rho, \theta, z} \leq |\vec{\varepsilon}_i|$ .

С учетом зависимостей (1.19) и (1.29) уравнения равновесия (1.32) можно преобразовать и представить на девиаторной плоскости в достаточно простой форме

$$d\sigma_\rho = \sigma_s \overline{d\varepsilon_i}. \quad (1.34)$$

Таким образом, система уравнений, характеризующие пластическое плоское напряженное состояние, отображаются на девиаторной плоскости в виде дифференциальной зависимости между приращениями радиального напряжения и интенсивности деформаций. Коэффициентом пропорциональности в (1.34) является напряжение текучести, определяемое в зависимости от принятой математической модели деформируемого материала.

### **Выводы по главе 1**

1. На возможность формоизменения листового молибдена, изготовленного методами порошковой металлургии, в изделие коробчатой формы глубокой вытяжкой влияют ряд структурных и технологических факторов, а именно: степень чистоты исходного порошка, величина зерна и состояние границ между зёрнами, температурно-скоростной режим деформирования, НДС, предварительно накопленная деформация и условия деформирования. При определенной скорости деформирования и термомеханических режимах, возможен деформирование листового молибдена технической чистоты до величин, необходимых для изготовления контейнеров-лодочек методами глубокой вытяжки.

2. Технологический процесс изготовления контейнеров-лодочек методами неосесимметричной вытяжки до настоящего времени не был реализован, вследствие отсутствия как технологических режимов деформирования, так и исследований позволяющих определить НДС с учетом взаимозависимого изменения толщины материала и деформационного упрочнения.

3. Критическая степень деформации, приводящая к хрупкому разрушению, в условиях испытания листового молибдена МЧ технической чистоты по ТУ48-19-472-90, на одноосное растяжение, не является постоянной величиной и растет от 2-х до 10% при росте температуры от  $20^{\circ}\text{C}$  до  $300^{\circ}\text{C}$ . В указанных условиях пределы прочности и текучести, соответственно уменьшаются от  $100\text{ кг/мм}^2$  до  $80\text{ кг/мм}^2$  и от  $98\text{ кг/мм}^2$  до  $73\text{ кг/мм}^2$ , позволяющие оптимизировать температурно-силовые условия деформирования.

4. Допустимые степени деформаций при неосесимметричной вытяжке листового молибдена можно значительно увеличить путем создания, как температурного поля определенного градиента так и формоизменения изделий в условиях неравномерного двухосного сжатия.

5. Несмотря на большое количество работ, посвященных теоретическим и экспериментальным исследованиям процессов вытяжки, отсутствуют замкнутые аналитические решения, позволяющие определить теоретически возможные степени деформаций с учетом взаимозависимого изменения толщины материала и деформационного упрочнения. Следовательно, возникает необходимость разработки альтернативных методов исследования НДС, позволяющая определить как предельные степени деформаций, так и характерные особенности формоизменения при объемной схеме деформированного состояния (плоское напряженное состояние).

6. Существующие математические модели описания процессов глубокой вытяжки не позволяют количественно оценить погрешности линейных размеров и показателя сопротивления деформирования при изготовлении полых цилиндрических и коробчатых изделий. Поэтому становится необходимым разработка методики для оценки распределения параметров качества по высоте вытягиваемых изделий.

## **2. АНАЛИТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ОСЕСИММЕТРИЧНОЙ ВЫТЯЖКИ ЛИСТОВОГО МОЛИБДЕНА**

## 2.1. Деформационное упрочнение при вытяжке листового молибдена

В технологических процессах вытяжки листового молибдена, основанных на холодном пластическом формоизменении в температурном режиме до 400 °С, происходят два взаимозависимых процесса: изменение формы и размеров исходной заготовки и деформационное упрочнение. Качество изделий типа неосесимметричных оболочек прямоугольной формы, а именно, точностные и прочностные параметры в основном обусловлены указанными явлениями. Поэтому одной из основных задач, решаемых при разработке оптимальной технологии неосесимметричной вытяжки, является учет деформационного упрочнения.

Согласно современному определению “совокупность явлений, связанных с изменением механических и физико-химических свойств металлов в процессе деформации, называется упрочнением” [41].

Физическая природа деформационного упрочнения до настоящего времени полностью не выяснена, в связи с чем становится невозможным построение теории деформационного упрочнения, основанной на физических принципах и пригодной для практического применения. Поэтому в феноменологических подходах вводится понятие напряжения текучести, которое представляет собой переменное напряжение текучести упрочняемых в процессе пластической деформации металлов.

Для характеристики изменения напряжения текучести в процессе пластической деформации, согласно вышеприведенной гипотезе о существовании диаграммы деформированного состояния, независимой от вида напряженного состояния, строят диаграммы зависимости этой величины от степени деформации. При этом степень деформации, характеризующая степень формоизменения металла при вытяжке, определяется в истинных (эквивалентных) единицах



- при растяжении:  $\delta_p = \ln l/l_0$ ;
- при сжатии:  $\delta_{сж} = \ln h_0/h$ ;
- при сдвиге:  $\delta_{кр.} = \ln(1 + tg \beta/2)$ ,

где  $l, h$  и  $l_0, h_0$  – соответственно конечная и исходная длины (высоты) образцов,  $\beta$  - угол сдвига, т.е. угол между образующей и касательной к продольному волокну, искривленному в результате деформации.

При решении технологических задач по определению усилий деформирования, работы деформации и прочностных параметров готовых изделий, необходимо владеть функциональной зависимостью напряжения текучести от величины истинной деформации. Указанную зависимость устанавливают путем аппроксимации экспериментально установленных кривых деформационного упрочнения аналитическими функциями [50].

В научно-технической литературе принято зависимость напряжения текучести ( $\sigma_s$ ) от относительной линейной деформации ( $\delta$ ) считать кривыми упрочнениями первого рода, а в координатах напряжение текучести ( $\sigma_s$ ) от изменения площади поперечного сечения ( $\psi$ ) – кривыми упрочнениями второго рода [41]. В [29,51] приведены результаты экспериментальных исследований технологических свойств листового молибдена в условиях одноосного и сложного напряженного состояний.

В экспериментах использованы листовой молибден толщиной 0,5 мм, согласно ТУ 48-19-472-90 со следующими механическими свойствами: предел прочности -980 МПа (100 кгс/мм<sup>2</sup>), относительное удлинение – 2%. Целью экспериментов являлось: определение параметров деформационного упрочнения, влияние скорости деформирования на эти параметры и оценка способности листового молибдена к глубокой вытяжке как наиболее сложного технологического процесса, при котором экспериментально реализуются разные схемы НДС. Эксперименты проведены на универсальной испытательной машине усилием

350 кН с возможностью регулирования скорости деформирования.

По результатам испытаний на одноосное растяжение по методике [52] определялись зависимость интенсивности напряжений от интенсивности деформаций. Пропорциональное изменение  $\sigma_i$  от  $\varepsilon_i$  в логарифмических координатах позволило аппроксимировать результаты экспериментов линейной зависимостью (рис. 2.1.)

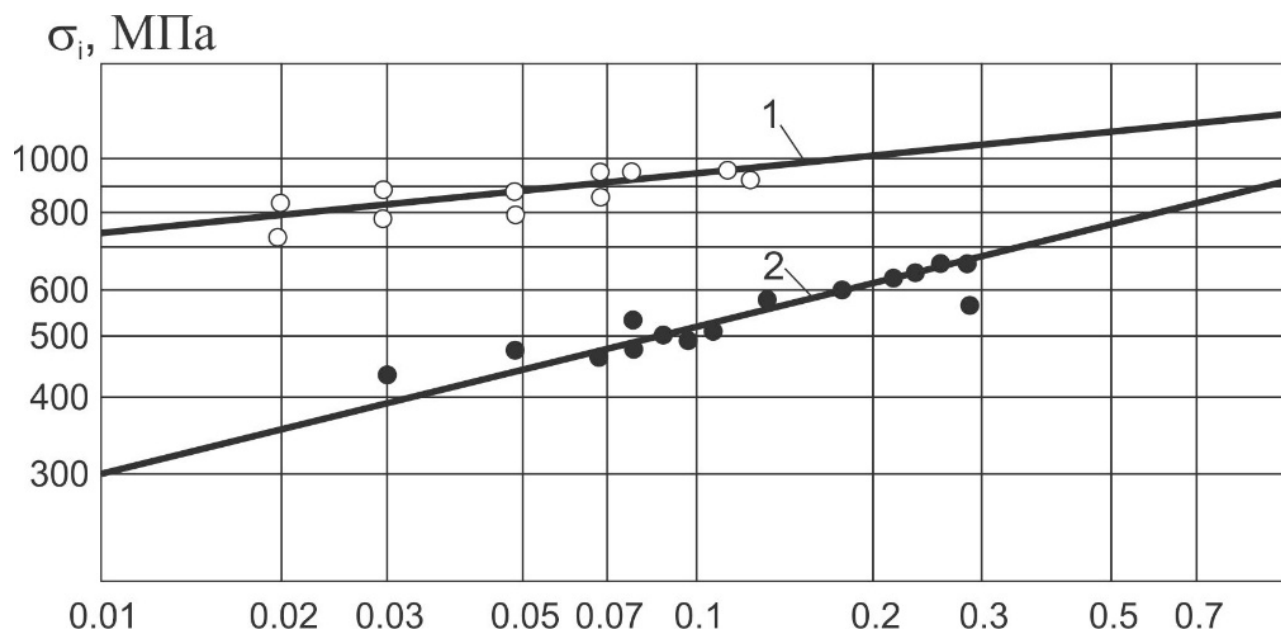


Рис. 2.1. Зависимость интенсивности напряжений от интенсивности деформаций: молибден МЧ толщиной 0,5 мм после отжига в вакууме при 850°C (1) и 1250°C (2) [29]

Одной из основных проблем учета деформационного упрочнения при разработке технологического процесса вытяжки, является установление взаимосвязи между механическими свойствами используемого материала ( $\sigma_b, \delta$ ) и параметрами деформационного упрочнения ( $A, n$ ) в степенном законе деформационного упрочнения.

Для установления указанной взаимосвязи, на основе общепринятых предположений считается, что испытуемый образец деформируется однородно до момента наступления локальной деформации и возникновения шейки, при которой усилие деформирования

достигает максимальной величины. Для этого случая из выражения для текущей величины усилия деформирования  $P = \sigma F$  следует  $dP = \sigma dF + F d\sigma = 0$ . С учетом условия постоянства объема ( $F_0 l_0 = Fl$ ) указанное выражение принимает вид  $d\sigma/\sigma = -dF/F = dl/l$  которое можно представить в виде

$$d\sigma = \sigma d\varepsilon \quad (2.1)$$

Подобие зависимостей (1.34) и (2.1) объясняется тем, что линейное напряженное состояние, возникающее при испытании листового материала на одноосное растяжение, является частным случаем плоского напряженного состояния (напряженное состояние является линейным, а деформированное состояние - объемным) (рис. 2.3).

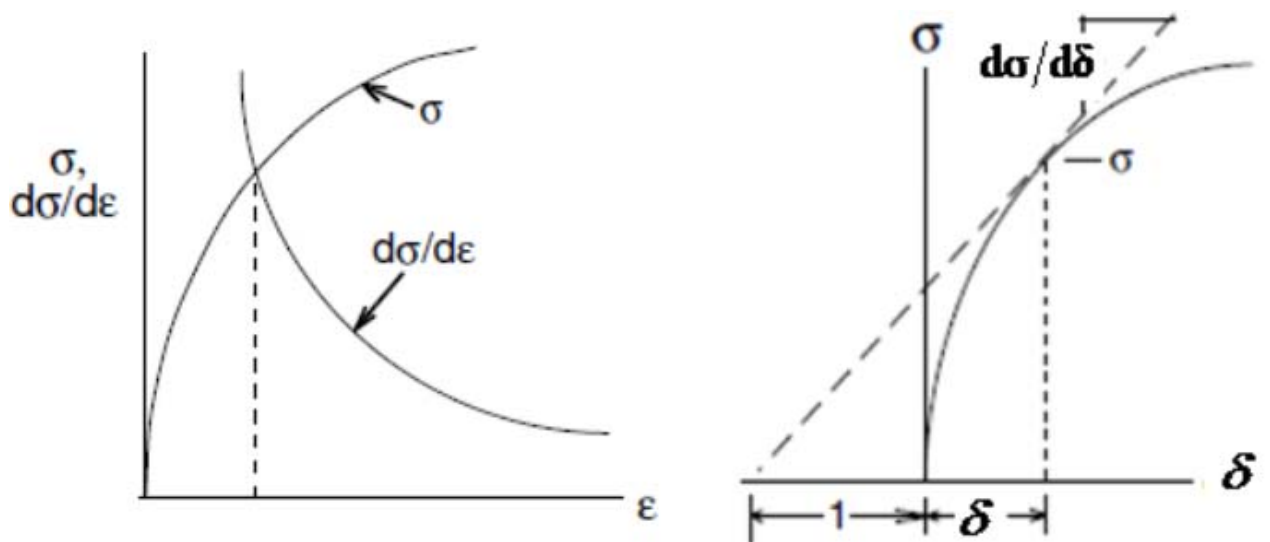


Рис. 2.2. Графические представления зависимостей (2.1) и  $\sigma(\delta)$  [53]

Из сопоставления относительных  $\delta$  и истинных  $\varepsilon$  деформаций имеем:  $\varepsilon = \ln(1 + \delta)$  или  $d\varepsilon = d\delta/(1 + \delta)$ , которое подставляя в (2.1), получим  $d\sigma/d\delta = \sigma/(1 + \delta)$ .

При степенном упрочнении  $\sigma = A\varepsilon^n$  из (2.1) следует

$$\frac{d\sigma}{d\varepsilon} = nA\varepsilon^{n-1} = \sigma \text{ или } \varepsilon = n. \quad (2.2)$$

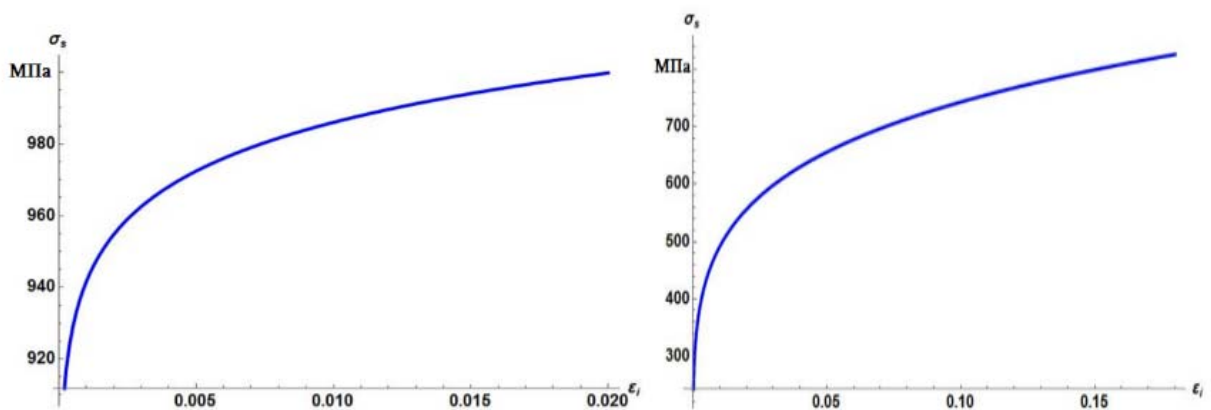
Выражая максимальное усилие через условное ( $\sigma_b$ ) и истинное ( $\sigma$ ) напряжения при степенном законе упрочнения с учетом (2.2), получим  $A = \sigma_b e^n n^{-n}$ .

Таким образом, имея значения величин механических свойств деформированного материала ( $\sigma_b, \delta$ ), можно определить параметры в степенном законе деформационного упрочнения и получить формулу, пригодную для анализа процесса неосесимметричной вытяжки с учетом деформационного упрочнения.

В окончательном виде степенной закон деформационного упрочнения, с учетом взаимосвязи между технологическими параметрами и механическими свойствами, принимает следующую форму

$$\sigma_s = \sigma_b e^n n^{-n} \varepsilon_i^n; \quad n = \ln(1 + \delta). \quad (2.3)$$

Зависимость (2.3) и диаграммы истинных напряжений будут использованы при аналитическом и компьютерном моделировании процессов осесимметричной и неосесимметричной вытяжке листового молибдена, а также при определении параметров процессов вытяжки листового молибдена в условиях двухслойного листового пакета (рис. 2.3.)



а)

б)

Рис. 2.3. Диаграммы истинных напряжений листового молибдена марки МЧ (а) и листовой легированной стали марки 25ХГСА (б)

## 2.2. Особенности формоизменения листового металла при осесимметричной вытяжке

Среди процессов формообразования листового металла осесимметричная вытяжка является наиболее изученной, что в значительной степени способствовало широкому применению этого процесса в производстве. Проведены обширные теоретические исследования, экспериментально изучено влияние различных технологических факторов, накоплен и систематизирован огромный производственный опыт. Однако широкий круг вопросов, связанных с созданием теории осесимметричной вытяжки, достаточно точно характеризующей процессы, происходящие при формообразовании, до настоящего времени не решен [54].

Существующие аналитические подходы по созданию научно обоснованных методов расчета параметров формообразования осесимметричных оболочек при больших пластических деформациях построены, как правило, на основе упрощающих предположений, основными из которых являются принятие плоской схемы деформированного состояния, проведение анализа методами деформационной теории пластичности, либо принятие идеально жестко-пластической модели деформируемого материала. Замкнутые решения, полученные на основе подобных подходов, являются весьма приближенными и позволяют получить крайне грубые представления о напряженно-деформированном состоянии деформируемого материала.

В связи с бурным ростом компьютерных технологий к настоящему времени в литературе представлено достаточно большое количество математических моделей осесимметричного формообразования оболочек при больших пластических деформациях,

основанных на применении численных методов. Анализ представленных моделей показывает, что большинство из них обладают общим недостатком, даже по сравнению с простейшими аналитическими моделями. В численных решениях задач о больших пластических деформациях не учитываются как изменение толщины, так и деформационные характеристики исходного листового металла. Описанное состояние объясняется тем, что решение задач в случае больших пластических деформаций на основе теории пластичности с учетом одновременного влияния многих факторов связано со значительными математическими трудностями, не позволяющими получить замкнутые аналитические решения. Вместе с тем, очевидно, что аналитические решения представляют определенную ценность, так как позволяют не только раскрывать механизм процесса формообразования, но и создавать условия для сознательного управления технологическими процессами.

Анализ факторов, влияющих на процесс осесимметричной вытяжки, показывает, что одни факторы зависят от состояния исходного материала (анизотропия механических свойств), другие - от уровня совершенствования технологического процесса (трение под прижимом и на радиусных кромках деформирующих инструментов), а третьи обусловлены самим процессом формообразования (сокращение размеров пластической области, изменение толщины материала и деформационное упрочнение). Поэтому представляется целесообразным корректная постановка задачи осесимметричной вытяжки и разработка аналитической модели формообразования в условиях взаимозависимого изменения толщины материала и деформационного упрочнения. Выбор указанных параметров в качестве основных при разработке аналитической модели связан с тем, что точностные показатели изделий, изготовленных вытяжкой из изотропного материала при отсутствии остаточных напряжений, обусловлены распределением деформаций по толщине. Прочность же изделий при тех же условиях определяется итоговым распределением истинных напряжений вдоль образующей готового изделия.

Рассмотрим деформирование элементов круглой заготовки радиусом  $R_0$  и толщиной  $S$  в матрице с радиусом  $r_0$  (рис. 2.4.)

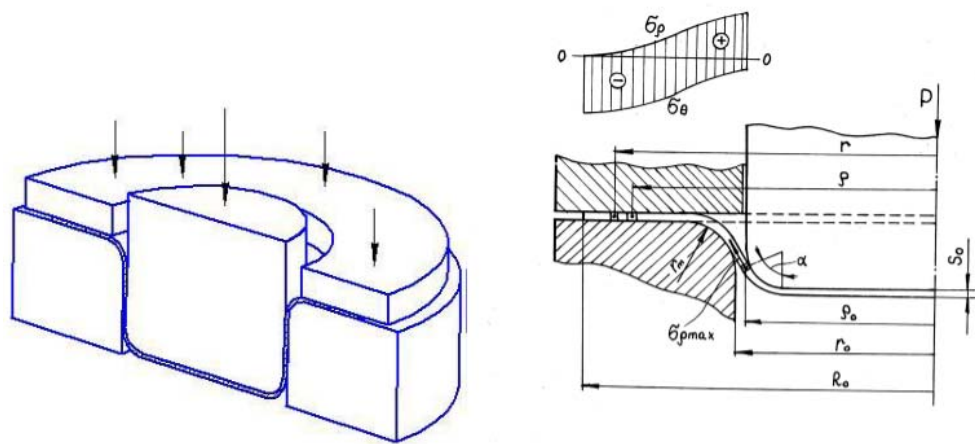


Рис. 2.4. Схема процесса осесимметричной вытяжки[45]

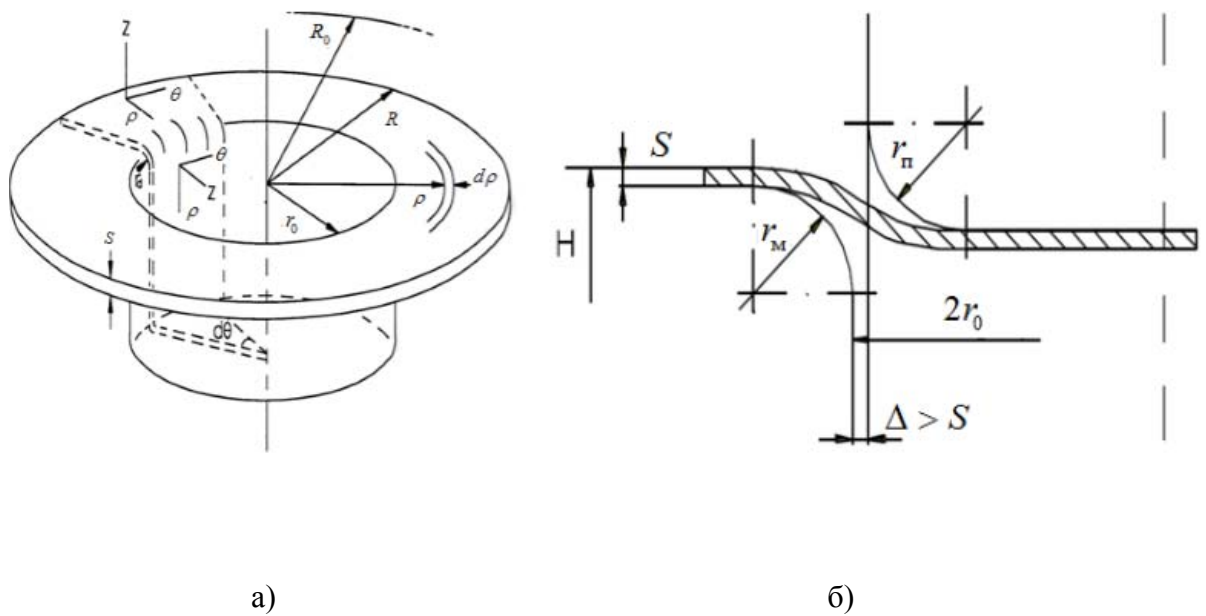


Рис. 2.5. Промежуточное (а) и начальное состояния заготовки в процессе осесимметричной вытяжки и выбор системы координат (б)[55]

Выберем в срединной поверхности заготовки систему прямоугольных координат с осью  $z$ , проходящей в направлении толщины, осью  $\rho$ , проходящей в меридиональном направлении и осью  $\theta$ , проходящей в окружном направлении и перпендикулярной осям  $\rho$  и  $z$  (рис 2.5, а).

Возникшая в начальном этапе деформирования пластическая область, состоящая из контактной и внеконтактной зон, представляет собой тонкостенную оболочку с переменной толщиной двойной кривизны (рис. 2.5, б).

В Главе 1, показано и обосновано, что в главных направлениях напряженно деформированное состояние целесообразно и удобно рассматривать на девиаторной плоскости цилиндра пластичности Мизеса в двумерной косоугольной системе координат. При этом исходные уравнения теории пластического течения при плоском напряженном состоянии, а именно: уравнение равновесия с учетом изменения толщины материала, условие пластичности Мизеса, условие постоянства объема, уравнение связи напряжений и приращений (скоростей) деформаций приведены к единой структуре в виде дифференциальной зависимости между приращениями меридиональных напряжений и эквивалентной деформацией (интенсивность деформаций) (1.34).

С учетом обоснованного в разделе 2.1 степенного закона деформационного упрочнения  $\sigma_s = A\varepsilon_i^n$ , ( $A = \sigma_b e^n n^{-n}$ ,  $n = \ln(1 + \delta)$ ), ( $\sigma_b$  - предел прочности, а  $\delta$  - относительная равномерная деформация при испытании материала на одноосное растяжение), дифференциальное уравнение (1.34) принимает вид:

$$d\sigma_\rho = A\varepsilon_i^n \overline{d\varepsilon_i}, \quad (2.4)$$

де  $\varepsilon_i$  и  $\overline{d\varepsilon_i}$  - соответственно выражаются зависимостями (1.24) и (1.25).

Проблема интегрирования (2.4) заключается в том, что в общем случае приращение интенсивности деформаций  $d\varepsilon_i$ , определяемое дифференцированием (1.24), не равняется интенсивности приращений  $\overline{d\varepsilon_i}$  (1.25). Из сопоставления указанных зависимостей следует, что такое равенство возможно только при пропорциональном изменении главных деформаций ( $\varepsilon_\rho / \varepsilon_\theta = const$ ), которое соответствует радиальным путям деформаций на девиаторной плоскости. Для этого случая из (1.24) и (1.25) следует равенство  $-\alpha = \beta$ . При



таким допущении, справедливо равенство  $d\varepsilon_i = \overline{d\varepsilon_i}$ , на основе чего становится возможным интегрирование (2.4). Постоянная интегрирования находится из граничного условия, согласно которому на внешнем контуре заготовки радиальное напряжение равно нулю. С учетом граничного условия имеем

$$\varepsilon^{n+1} - \varepsilon_0^{n+1} = (1+n)\varepsilon^n \frac{2}{\sqrt{3}} \cos(\varphi + \pi/6), \quad (2.5)$$

где  $\varepsilon_0$  -эквивалентная деформация краевого элемента.

Во избежание разногласий методического характера предполагается, что на начальном этапе деформирования величина деформации краевого элемента достигает значения 0,2%, а напряжение текучести принимает значение, равное  $\sigma_{0,2}$ . Принимая, что на начальном этапе деформирования деформация краевого элемента  $\varepsilon_k \leq 0,2\%$ , из (2.5) вытекает следующее распределение главных деформаций

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_\rho &= \frac{1+n}{2} \left( 1 + \cos 2\varphi - \frac{\sqrt{3}}{3} \sin 2\varphi \right); \\ \varepsilon_\theta &= -\frac{1+n}{2} \left( \cos 2\varphi + \frac{\sqrt{3}}{3} \sin 2\varphi \right); \\ \varepsilon_z &= -\frac{1+n}{2} \left( 1 - \frac{2\sqrt{3}}{3} \sin 2\varphi \right). \end{aligned} \right\} \quad (2.6)$$

Таким образом, зависимости (1.34) и (2.6), являясь аналитическим решением задачи в параметрической форме, полностью определяют НДС заготовки на начальном этапе формоизменения, с учетом взаимозависимого изменения толщины материала деформационного упрочнения.

В проведенном анализе распределение главных деформаций (2.15) отнесены к текущему деформированному состоянию (переменные Эйлера). Суммирование приращений деформаций, при постоянстве направлений главных осей для рассматриваемого элемента,

приводит к логарифмическим деформациям, удовлетворяющим условию постоянства объема;  $\varepsilon_\rho = \ln(d\rho/dr)$ ;  $\varepsilon_\theta = \ln(\rho/r)$ ;  $\varepsilon_z = \ln(s/s_0)$   $\rho, s$  и  $r, s_0$  – соответственно текущая и исходная координаты и толщина рассматриваемого элемента (рис. 2.6.)

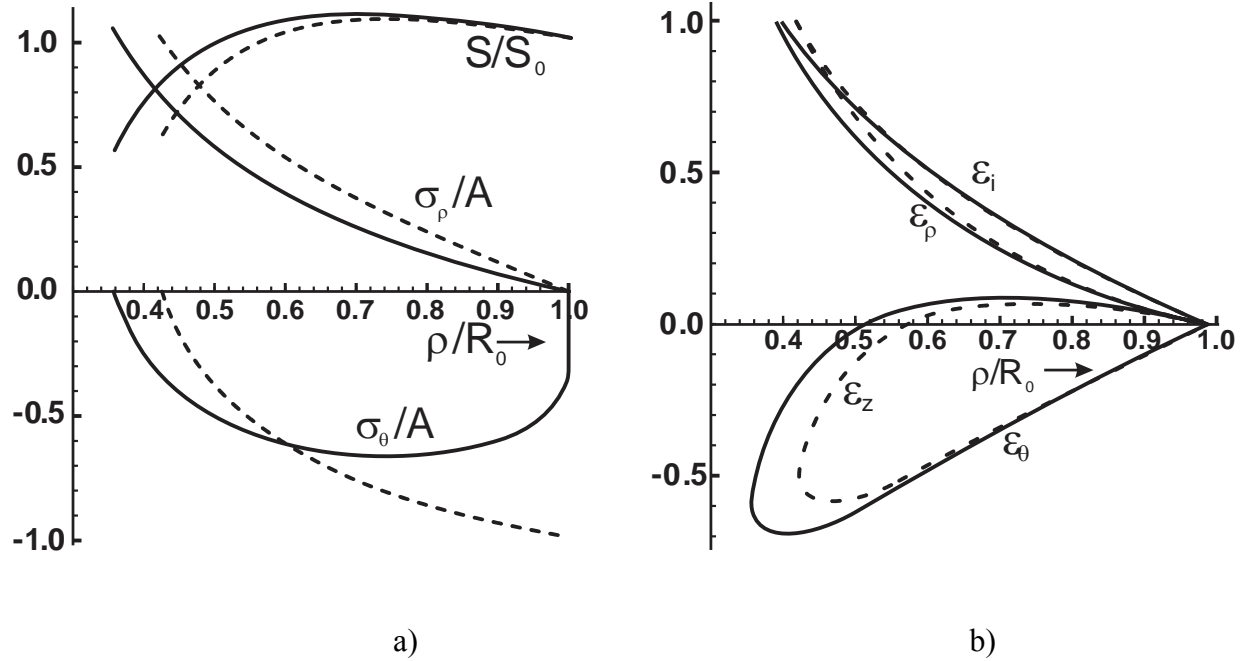


Рис. 2.6. Распределения безразмерных величин главных напряжений и относительной толщины (а), главных деформаций и эквивалентной деформации (б) по ширине пластической области (---для идеально жестко-пластической модели, — с учетом упрочнения  $n = 0.2$ )

На основе изложенного и второй зависимости (2.6) устанавливается следующая взаимосвязь между относительной координатой рассматриваемого элемента, углом вида деформированного состояния и параметром деформационного упрочнения

$$\frac{\rho}{r} = \exp \left[ \left( -\frac{1+n}{2} \right) \left( \cos 2\varphi + \frac{\sqrt{3}}{3} \sin 2\varphi \right) \right]. \quad (2.7)$$

Из определения осесимметричной вытяжки следует, что в пластической области должно выполняться условие:  $\varepsilon_\theta \leq 0$ , т.е. все элементы заготовки в результате деформации

сжатия должны сокращаться в окружном направлении. Из этого следует, что параметр  $\varphi$  может меняться в пределах  $-\pi/6 \leq \varphi \leq \pi/3$  и занимать сектор с центральным углом, равным  $\pi/2$ . В указанном диапазоне изменения параметра  $\varphi$  вектор эквивалентной деформации становится либо параллельной, либо перпендикулярной координатным осям, при этом безразмерные величины главных деформаций меняются от нуля до единицы.

При наибольших размерах пластической области реализуются следующие схемы напряженно-деформированных состояний: при  $\varphi = -\pi/6$ ,  $\varepsilon_\theta = 0$ , а  $\varepsilon_\rho$  и  $\varepsilon_\alpha$  равны по величине и противоположны по знаку, т.е. имеет место чистый сдвиг или плоская деформация в плоскости  $(\rho; z)$ , при  $\varphi = 0$ ,  $\varepsilon_\rho$  положительна, а  $\varepsilon_\theta$  и  $\varepsilon_z$  - отрицательны и численно равны  $\varepsilon_\rho/2$ , т.е. реализуется деформация линейного растяжения, при  $\varphi = \pi/6$ ,  $\varepsilon_z = 0$ , а  $\varepsilon_\rho$  и  $\varepsilon_\theta$  равны по величине и противоположны по знаку, т.е. реализуется чистый сдвиг или плоская деформация в плоскости  $(\rho; \theta)$ , при  $\varphi = \pi/3$ ,  $\varepsilon_\theta$  отрицательна, а  $\varepsilon_\rho$  и  $\varepsilon_\alpha$  положительны и численно равны  $\varepsilon_\theta/2$ , т.е. реализуется деформация линейного сжатия.

Следовательно, в общем случае пластическая область на  $\pi$ -плоскости отображается в виде трех характерных секторов с центральными углами, равными  $\pi/6$ , на границах которых меняются схемы напряженно-деформированных состояний. Поэтому допущение многими исследователями о существовании зоны радиальной вытяжки в условиях плоской деформации является грубой схематизацией действительного процесса формообразования, при котором только один единственный элемент, расположенный в направлении  $\varphi = \pi/6$ , находится в состоянии плоской деформации.

Из (1.33) и (1.34) при  $\varphi = 0$  (линейное растяжение), с учетом принятого закона упрочнения, следует зависимость для параметра деформационного упрочнения, совпадающая с результатом, установленной в разделе 2.1

$$\frac{1}{\sigma_s} \cdot \frac{d\sigma_\rho}{d\varepsilon} = \frac{nk\varepsilon^{n-1}}{\sigma_s} = \frac{n}{\varepsilon} = 1. \quad (2.8)$$

Согласно (2.8), эквивалентная деформация при  $\varphi = 0$ , численно равная  $\varepsilon_\rho$ , не может превышать величину  $I$ , определяемую испытанием деформируемого материала на одноосное растяжение.

Из проведенного анализа и представленных графиков (рис. 2.6.) следует, что на начальном этапе формообразования наблюдается особенность распределения деформации по толщине на периферийной зоне заготовки. В диапазоне  $\pi/6 \leq \varphi \leq \pi/3$  деформация по толщине положительна, а далее принимает отрицательное значение. Такой результат можно было ожидать на основе следующих рассуждений. На начальном этапе формообразования в некоторой точке пластической области меридиональные и окружные напряжения по абсолютной величине равны между собой, вследствие чего в этой точке толщина заготовки остается постоянной. С другой стороны при условно неподвижном крае заготовки величина деформации краевого элемента стремится к нулю. Следовательно, исходя из непрерывности распределения деформации, можно ожидать увеличение толщины в указанном диапазоне заготовки. Координата элемента и величина деформации по толщине могут быть установлены по (2.6). Отмеченная особенность формообразования впервые обнаружен в результате экспериментальных исследований [55]. Однако, авторы указанную особенность формообразования оставили без комментариев.

### **2.3. Теоретическое исследование параметров качества в процессе вытяжки цилиндрических деталей**

Одной из слабо разработанных теоретических проблем процесса вытяжки является оценка влияния величин и распределения напряжений и деформаций на показатели точности и прочности изготавливаемых деталей. В научно-технической и справочной литературе отсутствуют расчетные зависимости, позволяющие определять предельно возможные отклонения линейных и диаметральных размеров и показатели прочности при разных

степенях деформаций и технологических характеристик применяемых материалов [10-12].

Такое состояние объясняется тем, что существующие теоретические подходы по созданию научно обоснованных методов анализа напряженно-деформированного состояния построены, как правило, на основе упрощающих предположений, основными из которых являются принятие плоской схемы деформированного состояния, проведение анализа методами деформационной теории с применением приближенных условий пластичности, принятие идеально жестко-пластической модели деформируемого материала и т.д. Решения, полученные на основе подобных подходов, являются весьма приближенными и дают грубые представления о напряженно-деформированном состоянии заготовки. Кроме указанного, разработанные теоретические методы анализа во многом зависят также от научных интересов авторов исследований и носят в определенной степени субъективный характер.

Существенной особенностью процесса вытяжки является то, что исходно одинаковые материальные элементы листовой заготовки, пластически деформируясь, приобретают определенные индивидуальности, характеризующиеся изменением толщины, величиной накопленной деформации и, вследствие явления упрочнения, изменением показателя сопротивления деформированию. Очевидно, что показатели точности линейных и диаметральных размеров цилиндрических деталей из изотропного материала, изготовленных методами вытяжки, без учета влияния упругого последействия, должны быть обусловлены величинами и распределением конечных деформаций, а показатели прочности при тех же условиях итоговыми величинами и распределением показателя сопротивления деформированию [56-58].

В связи с этим в настоящее время стало актуальным решение задач, позволяющих на основе установленных показателей точности и прочности оценить качество изготавливаемых деталей. Актуальность исследования подобных задач связана также со стремлением использования явления упрочнения для создания дополнительных возможностей изготовления облегченных конструкций при заданной прочности и жесткости. В связи с этим ставятся следующие задачи:

- установление расчетных зависимостей, позволяющих определить размеры заготовок с учетом объемности деформированного состояния;
- определение распределения и конечных величин компонент деформаций и показателя сопротивления деформированию.

Многочисленными исследованиями установлено, что процесс вытяжки начинается с пластической деформации кольцевой незажатой части заготовки, находящейся между контактными зонами деформирующих инструментов [35]. На этой стадии по мере перемещения деформирующего инструмента растет усилие деформирования и пластическими деформациями охватывается весь фланец заготовки. Устанавливается определенное равновесие между усилием вытяжки и сопротивлением фланца пластическому деформированию и начинается вторая стадия процесса – втягивание фланца заготовки в матрицу.

На начальной стадии внешняя граница пластической области и материальные элементы перемещаются радиально в противоположных направлениях, а во второй стадии – в одинаковом направлении. В обеих стадиях размеры пластической области непрерывно меняются, вследствие чего процесс формоизменения заготовки носит нестационарный характер. Следовательно, научно обоснованные методы анализа процесса вытяжки должны базироваться на теории пластического течения с учетом упрочнения материала и объемности деформированного состояния.

Учитывая сложность анализа процессов, происходящих на начальной стадии вытяжки, сначала рассмотрим осесимметричное растяжение тонкой пластинки с вырезом, ограниченным круговым контуром радиуса  $r_0$ , вдоль которого задано равномерно распределенное нормальных напряжений  $\sigma_p$ . Существующие решения подобных задач, как правило, выполнены либо для пластинки постоянной толщины, либо для идеально жестко-пластической модели деформируемого материала с применением условия пластичности по гипотезе постоянства максимальных касательных напряжений, вследствие чего не могут быть применены для решения поставленных задач [59, 60 и др.].

В [46,47] показано, что напряженно-деформированное состояние в процессах осесимметричного формоизменения деталей из листового металла целесообразно и удобно представить на девиаторной плоскости цилиндра пластичности Мизеса в двумерной косоугольной системе координат. Возможность такого представления следует из условия, по которому для несжимаемых материалов три линейные деформации взаимозависимы и имеют только две степени свободы, а также из допущения о том, что формоизменение фланца заготовки при вытяжке происходит в условиях близких к плоскому напряженному состоянию [36]. В указанных работах установлено, что модуль текущей величины вектора эквивалентной деформации численно равен величине накопленной деформации (интенсивности деформаций), текущие величины линейных деформаций являются проекциями вектора эквивалентной деформации на косоугольные координатные оси, а закономерность накопления деформаций в рассматриваемом материальном элементе описывается характером изменения вектора эквивалентной деформации во времени.

Следовательно, проблема оценки показателей точности линейных и диаметральных размеров, а также итоговых величин показателя сопротивления деформированию сводится к анализу нестационарных полей векторов эквивалентных деформаций.

В [46,47] исходные уравнения теории пластического течения при плоском напряженном состоянии и осевой симметрии деформирования, а именно: уравнение равновесия с учетом изменения толщины материала, условие пластичности Мизеса, условие постоянства объема, уравнение связи напряжений и приращений (скоростей) деформаций приведены к единой структуре и отображены на девиаторной плоскости цилиндра пластичности в виде дифференциальной зависимости между радиальным растягивающим напряжением и накопленной деформацией  $d\sigma_\rho = \sigma_s d\varepsilon_i$ . Принятие степенного закона деформационного упрочнения  $\sigma_s = A\varepsilon_i^n$  позволило проинтегрировать указанную дифференциальную зависимость и получить зависимости для накопленных и компонент деформаций от параметра  $\varphi$  в виде(2.6).

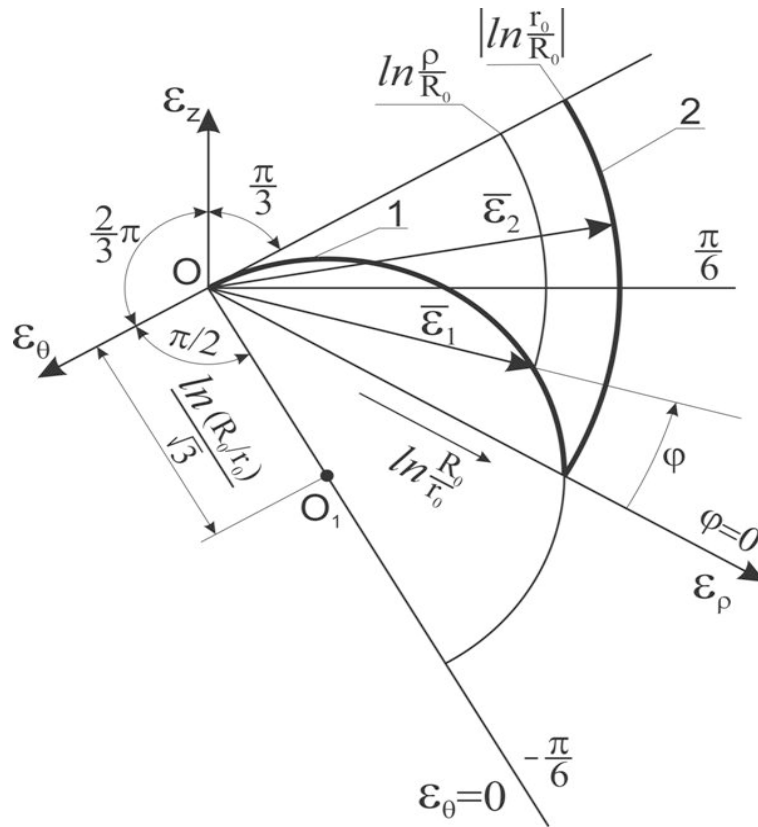


Рис. 2.7. Векторное поле эквивалентных деформаций на девиаторной плоскости для начальной (кривая 1, масштаб в направлении оси  $\varepsilon_\rho$  увеличен в  $\ln K$  раз) и конечной стадий процесса вытяжки (кривая 2)

Для выяснения физической сущности параметра  $\varphi$  рассмотрим две различные интерпретации полученного решения. Если рассматривать деформированное состояние различных материальных элементов, то (2,6) описывает распределение компонент деформаций на данном этапе деформирования (переменные Эйлера). Если же рассматривать деформированное состояние фиксированного материального элемента, то параметр  $\varphi$  показывает характер изменения вектора эквивалентной деформации во времени (характер накопления деформаций в рассматриваемом материальном элементе) или историю накопления деформаций (переменные Лагранжа).

Из анализа (2.6) следует, что полученное решение можно представить в виде суммы двух деформированных состояний. Первое слагаемое описывает начальное пластическое



состояние для идеально жестко-пластической модели деформируемого материала ( $n = 0$ ) при наибольших размерах пластической области ( $K = e$ ) и характеризует распределение деформаций по параметру  $\varphi$ . Второе слагаемое, линейно накладываясь на первое, описывает приращение деформаций при данном показателе  $n$  в принятом степенном законе деформационного упрочнения. Подобная интерпретация полученного результата основана на том, что косоугольные координатные оси на девиаторной плоскости имеют логарифмическую размерность, вследствие чего становится возможным аддитивное суммирование деформаций.

Из (2.6) следует также, что по мере возрастания показателя  $n$ , относительная величина пластической области увеличивается в направлении внутреннего контура (уменьшается радиус внутреннего контура). Такой результат вытекает из условия, согласно которому на внешнем контуре заготовки реализуется напряженное состояние линейного сжатия, независимо от относительной величины пластической области и технологических характеристик деформируемого материала. В пластической области реализуются следующие деформированные состояния: при  $\varphi = 0$  имеет место линейное растяжение  $\sigma_\rho \leq \sigma_s, \sigma_\theta = 0, \varepsilon_i = (\ln K + n)$ , при  $\varphi = \pi/6$  – сдвиг в плоскости  $(\rho; \theta)$  ( $\varepsilon_z = 0$ ),  $\sigma_\rho = |\sigma_\theta|, \varepsilon_i = (\ln K + n)/\sqrt{3}$ , при  $\varphi = \pi/3$  – линейное сжатие  $\sigma_\rho = 0, \sigma_\theta = -\sigma_s, \varepsilon_i = 0$ .

Основной проблемой анализа второй стадии процесса вытяжки является отображение полученного для начальной стадии параметрического решения (1.34) и (2.6) в материальную среду деформируемой заготовки. Для этого сначала рассмотрим процесс втягивания фланца заготовки в матрицу, без учета упрочнения ( $n = 0$ ) и влияния изгибных явлений на напряженно-деформированное состояние.

При сокращении внешнего радиуса фланца заготовки материальные элементы с координатами  $R_0 \leq \rho \leq r_0$ , радиально перемещаясь, накапливают определенную

деформацию и достигая радиуса  $r_0$ , далее перемещаются вертикально без деформирования. В конце этого процесса по образующей цилиндрической детали устанавливается определенное переменное распределение накопленных деформаций, величины которых могут быть определены при известной взаимосвязи между параметром  $\varphi$  на девиаторной плоскости и относительной координатой  $\rho/r_0$  в материальной среде деформируемой заготовки.

В предыдущем разделе установлено, что для идеально жестко-пластической модели деформируемого материала характер распределения накопленной деформации в (2.6) и радиальные напряжения в относительных единицах (1.34) на девиаторной плоскости подобны и описываются одинаковой функциональной зависимостью  $F(\varphi) = (2/\sqrt{3})\cos(\varphi + \pi/6)$ . Из (1.34) и (2.15) следует также, что на начальной стадии вытяжки ( $\sigma_s = \sigma_{0,2}; \varepsilon_i = 0,2\%; n = 0$ ) толщина заготовки остается постоянной, распределение радиальных напряжений в относительных единицах по общеизвестным решениям имеет вид:  $\sigma_\rho/\sigma_s = \ln R_0/\rho$  [36 и др.], на основе чего из (2.15) следует

$$\frac{\rho}{r_0} = K \left[ 1 - \frac{2}{\sqrt{3}} \cos\left(\varphi + \frac{\pi}{6}\right) \right]. \quad (2.9)$$

Аналогичный результат можно получить также графическим образом на основе увеличения на девиаторной плоскости масштаба в направлении оси  $\varepsilon_\rho$  на  $\ln K$ . В этом случае векторное поле  $\vec{\varepsilon}_2$  для второй стадии процесса вытяжки является центрально симметричным, вследствие чего текущая величина модуля вектора  $|\vec{\varepsilon}_2|$  становится равной  $\ln(R_0/\rho)$ .

По (2.6) и (2.9) становится возможным найти распределения накопленных деформаций на девиаторной плоскости и по образующей цилиндрической детали. Для разных  $\varphi$  в диапазоне  $0 \leq \varphi \leq \pi/3$  и фиксированных  $K$  по (2.9) определяются отношения  $\rho/r_0$  и по формуле  $\varepsilon_\theta = \ln(r_0/\rho)$  рассчитываются величины окружных деформаций. Из

соответствующих точек отрицательного направления оси  $\varepsilon_\theta$  опускаются перпендикуляры до пересечения с радиальными лучами  $\varphi$ . Соединим начала косоугольных координат с точками пересечения устанавливается векторное поле эквивалентных деформаций для всех материальных элементов. Исходя из общности методического подхода и для упрощения численных расчетов, внешний радиус пластической области  $R_0$  при изменении  $K$  принимается фиксированным, а переменным считается радиус матрицы  $r_0$ .

Из тригонометрического представления деформаций на девиаторной плоскости следует  $\varepsilon_\rho / |\varepsilon_\theta| = \cos \varphi / \cos(\pi/3 - \varphi)$ , где абсолютная величина окружной компоненты определяется из равенства  $\varepsilon_\theta = \ln(\rho/r_0)$ . На основе установленной взаимосвязи между параметром  $\varphi$  и относительной координатой  $\rho/r_0$  в материальной среде деформируемой заготовки становится возможным установить распределение компонент конечных деформаций и соответствующее векторное поле эквивалентных деформаций.

$$\left. \begin{aligned} |\vec{\varepsilon}|_2 &= \frac{|\varepsilon_\theta|}{\cos(\pi/3 - \varphi)}; \\ \varepsilon_\rho &= [1 - F(\varphi)] \frac{\cos \varphi}{\cos(\pi/3 - \varphi)} \ln K; \\ \varepsilon_\theta &= -[1 - F(\varphi)] \ln K; \\ \varepsilon_z &= [1 - F(\varphi)] \left[ 1 - \frac{\cos \varphi}{\cos(\pi/3 - \varphi)} \right] \ln K \end{aligned} \right\}, \quad (2.10)$$

где  $|\vec{\varepsilon}|_2$  - модуль вектора эквивалентной деформации (накопленная деформация) на второй стадии процесса вытяжки.

На рис 2.8. представлены графики зависимостей компонент деформаций и показателя сопротивления деформированию в конце второй стадии вытяжки при  $K = 2$ , отнесенные к начальному пластическому состоянию.

Из анализа представленных графиков следует, что радиальная компонента вблизи

внешнего контура заготовки (на некотором удалении от торца вытянутой детали ( $\rho/r_0 = 1,76$ ) достигает наибольшего значения (0,36), а деформация по толщине достигает наименьшего (-0,047) значения вблизи очага матрицы (на некотором удалении от дна вытянутой детали  $\rho/r_0 = 1,13$ ).

На основе (2.6) и (2.9) становится возможным определение размеров заготовок по заданным размерам детали и распределение толщины по образующей с учетом объемности деформированного состояния (рис. 2.8.)

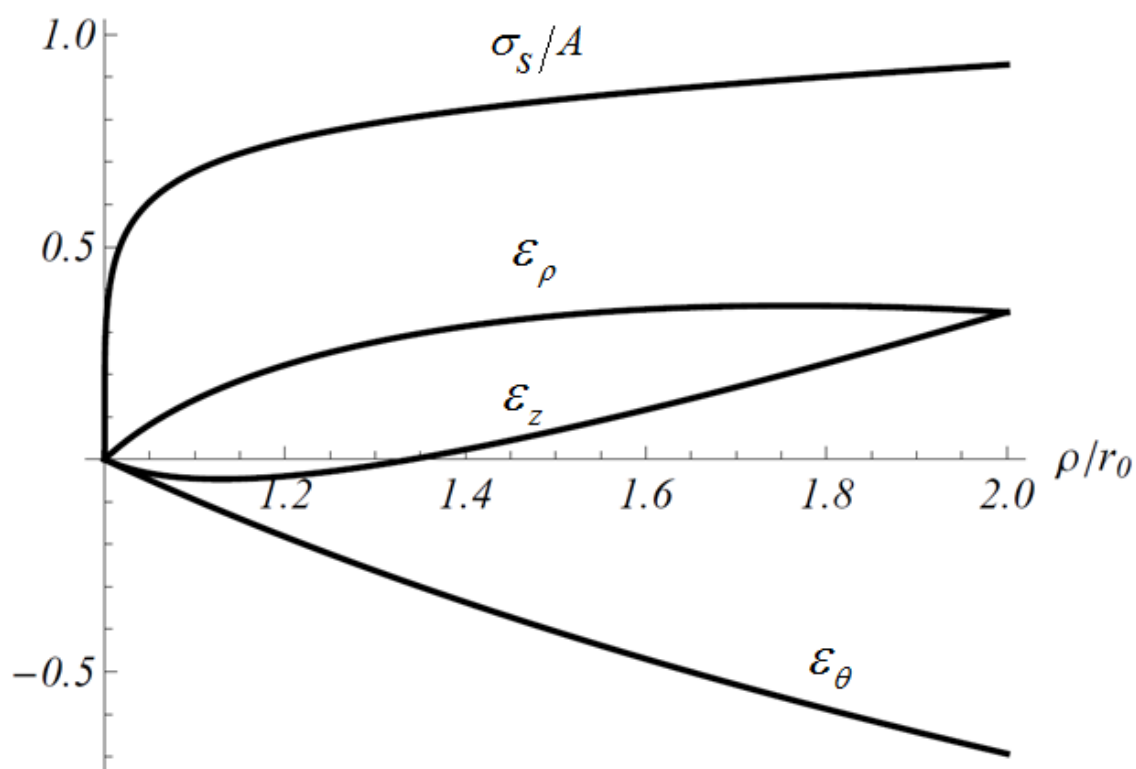


Рис. 2.8. Распределения компонент деформаций и показателя сопротивления деформированию в конце второй стадии вытяжки (переменные Лагранжа)

Текущую величину относительной высоты  $h(\varphi)$  при заданном  $K$  можно определить

из сопоставления кольцевых элементов шириной  $d\rho$  на исходной заготовке и приращения  $dh$  на цилиндрической детали, согласно выражению  $\varepsilon_\rho = \ln(dh/d\rho)$ , которое после преобразований, приводится к следующему дифференциальному уравнению

$$d\left(\frac{h}{r_0}\right) = K^{[1-F(\varphi)]} \left[ \frac{\cos\varphi}{\cos(\pi/3-\varphi)} + 1 \right] \frac{2}{\sqrt{3}} \sin(\varphi + \pi/6) \ln K d\varphi. \quad (2.11)$$

Интегралы вида  $\int_0^\varphi \Phi(\varphi; K) \ln K d\varphi$  позволяют определить текущие величины относительной высоты цилиндрической детали  $h/r_0(\varphi)$  из кольцевого участка заготовки  $\rho - r_0$ , а также распределение толщин в условиях объемности деформированного состояния.

Основным отличием между изложенным и реальным процессом вытяжки является то, что при вытяжке деформирующий инструмент в некоторой области вблизи внутреннего контура заготовки оказывает ограничивающее влияние радиальному перемещению определенных материальных элементов. Материальный элемент, первоначально расположенный на радиусе  $r_0$  перемещается вертикально при отсутствии окружной деформации ( $\varepsilon_\theta = 0$ ) и согласно равенству  $\varepsilon_\rho = |\varepsilon_z|$ , деформируется в условиях сдвига в плоскости  $(\rho; z)$ .

При этом вектор эквивалентной деформации, характеризующий деформацию этого элемента, на девиаторной плоскости смещается влево и становится перпендикулярным оси  $\varepsilon_\theta$ , а параметр  $\varphi$  принимает значения в пределах  $-\pi/6 \leq \varphi \leq \pi/3$ . Отсутствие окружной деформации при постоянстве модуля вектора эквивалентной деформации компенсируется ростом деформации утонения.

Сопоставим результаты исследований с аналогичными результатами, полученными на основе принятия допущения о постоянстве толщины материала в процессе вытяжки

цилиндрической детали диаметром  $2r_0$  и высотой  $h$ , без учета радиуса закругления [10-12]:

$$\frac{h}{r_0} = \frac{1}{2}(K^2 - 1). \quad (2.12)$$

При одинаковых  $K$  значения  $h/r_0$ , с учетом объемности деформированного состояния, значительно меньше соответствующих значений, рассчитанных по (2.21) ( $2,72 \rightarrow h/r_0 = 2,66$ ;  $2 \rightarrow h/r_0 = 1,34$ ;  $1,5 \rightarrow h/r_0 = 0,59$ ). Выражая указанную разность в виде квадратного трехчлена, после определения соответствующих постоянных, получим выражение:  $\Delta(h/r_0) = 1/3[(2/3)K^2 - (5/3)K + 1]$ , из которого следует, что относительную высоту цилиндрической детали, с учетом объемности деформированного состояния, при  $1,5 \leq K \leq e$  можно представить в виде:

$$\frac{h}{r_0} = \frac{1}{2}(K^2 - 1) - \frac{1}{3}\left(\frac{2}{3}K^2 - \frac{5}{3}K + 1\right). \quad (2.13)$$

Из сопоставления (2.21) и (2.22) следует, что относительная погрешность высоты цилиндрической детали, без учета изменения толщины, достигает 20% (рис. 2.9.).

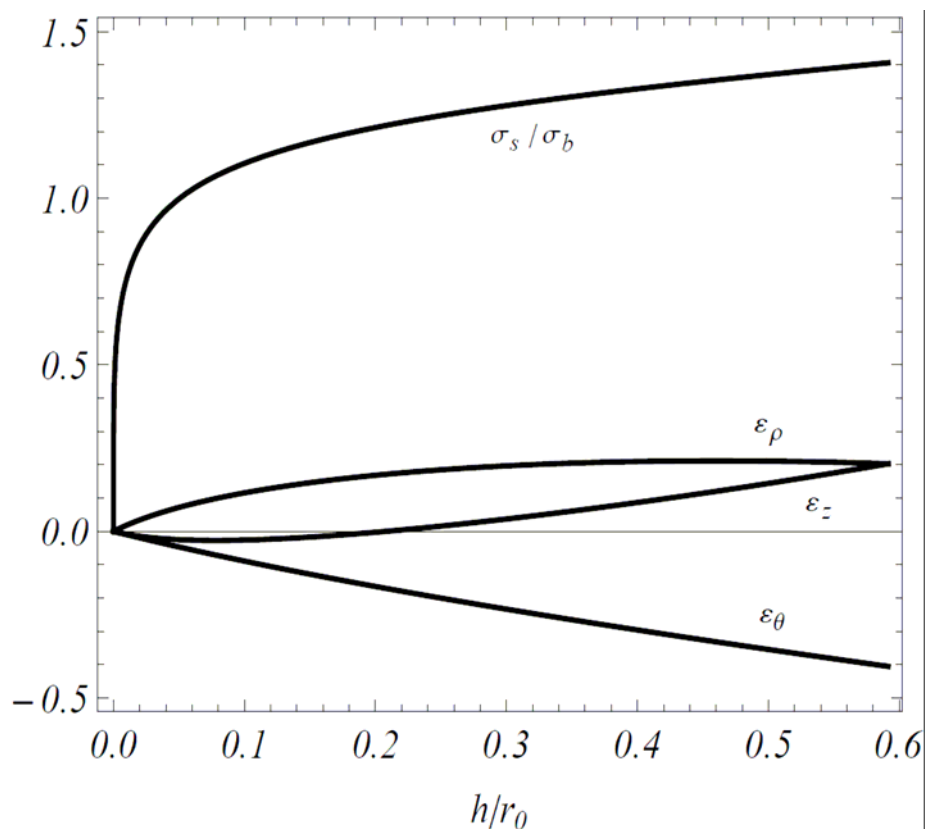


Рис. 2.9. Распределения компонент деформаций и показателя сопротивления деформированию в конце второй стадии вытяжки (переменные Эйлера)

Для фиксированных  $K$  при текущей величине относительной высоты  $h(\varphi)$  определяется деформация по толщине  $\epsilon_z(\varphi)$  и по формуле  $S/S_0 = \exp \epsilon_z(\varphi)$  устанавливается распределение толщин по высоте вытянутого изделия. Для разных  $K(e; 2, 0; 1, 5)$  при дискретных значениях параметра  $\varphi$  по (2.13) рассчитываются соответствующие величины относительной высоты  $h/r_0$ , деформации по толщине и относительные толщины. Результаты расчетов приведены в таблице.

Таблица 1.

Расчетные данные относительной высоты, деформации по толщине и относительные толщины

$\varphi$		0	$\pi/18$	$\pi/15$	$\pi/10$	$\pi/6$	$\pi/4$	$\pi/3$
$K = 2,72$	$h/r_0$	0	0,135	0,17	0,3	0,69	1,486	2,66
	$\varepsilon_z$	0	-0,063	-0,067	-0,063	0	0,19	0,5
	$S/S_0$	1	0,94	0,937	0,94	1,0	1,21	1,648
$K = 2$	$h/r_0$	0	0,08	0,11	0,19	0,41	0,808	1,34
	$\varepsilon_z$	0	-0,04	-0,044	-0,043	0	0,13	0,345
	$S/S_0$	1	0,958	0,957	0,956	1,0	1,14	1,41
$K = 1,5$	$h/r_0$	0	0,05	0,062	0,1	0,208	0,38	0,59
	$\varepsilon_z$	0	-0,0235	-0,023	-0,03	0	0,072	0,2
	$S/S_0$	1	0,978	0,977	0,97	1,0	1,074	1,22

Из приведенных данных следует, что относительная погрешность диаметральных размеров с увеличением  $K$  растет, а её предельная величина у кромки детали совпадает с результатами общеизвестных работ.

Проведена теоретическая оценка распределения прочностных и точностных параметров (параметров качества) по высоте вытягиваемых изделий. Доказано, что проблема оценки показателей точности линейных и диаметральных размеров, а также итоговых величин показателя сопротивления деформированию сводится к анализу нестационарных полей векторов эквивалентных деформаций.

Несмотря на некоторую условность проведенного анализа, полученные расчетные зависимости позволяют определять относительные погрешности линейных и диаметральных размеров, а также показатели сопротивления деформированию и оценить качество цилиндрических деталей.

## Выводы по главе 2

1. Показано, что для процессов конечного формоизменения листового металла наиболее целесообразно использование степенного закона деформационного упрочнения. Установлена



взаимосвязь между показателями в степенном законе и механическими свойствами, полученными при испытании листового молибдена на одноосное растяжение.

2. На основе разработанной новой аналитической модели анализирован процесс осесимметричной вытяжки в условиях обобщенного плоского напряженного состояния (объемное деформированное состояние). Получено замкнутое аналитическое решение для полей напряжений и деформаций при взаимозависимом изменении толщины и деформационного упрочнения. Установлено, что предельная степень деформации для идеально жестко-пластической модели деформируемого материала не может превышать величину 2,475.

3. Дана количественная оценка погрешности линейных и диаметральных размеров и показателя сопротивления деформирования, позволяющие определить параметры качества готовых изделий. Получены зависимости, характеризующие распределение указанных показателей по образующей детали.

4. Для наибольших размеров пластической области установлены характерные особенности формоизменения: чистый сдвиг на кромке матрицы, линейное растяжение и плоская деформация в промежуточной области и линейное сжатие на наружной кромке заготовки. На основе этого показано, что в начальном этапе формоизменения усилие прижима воспринимается некоторой кольцевой зоной, отстоящей от наружного контура.

### **3. АНАЛИТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА НЕОСЕСИММЕТРИЧНОЙ**

#### **ВЫТЯЖКИ ЛИСТОВОГО МОЛИБДЕНА**

##### **3.1. Анализ процесса изгиба двухслойного листового пакета**

Жаропрочные конструкции из листового молибдена в большинстве случаев являются изделиями типа тонкостенных оболочек, которые в настоящее время изготавливаются изгибом с применением пламенного нагрева в атмосфере воздуха в сочетании со сваркой [61,62]. Молибденовые листы толщиной 0,5-0,8 мм, применяемые при изготовлении

жаропрочных конструкций, имеют следующие механические свойства: предел текучести  $\sigma_{0,2} = 930 \text{ МПа}$ , предел прочности  $\sigma_b = 980 \text{ МПа}$ , относительное удлинение  $\delta \approx 2\%$ . Указанные показатели, определенные по испытаниям на одноосное растяжение, в первом приближении позволяют оценить способность данного материала к формообразованию также в условиях сложного напряженного состояния. [63-65]

Одним из основных показателей листового металла, деформируемого в условиях пластического изгиба, является минимальная величина относительного радиуса, который определяется из условия равенства наибольших относительных деформаций при линейном растяжении и окружных деформаций растяжения наружного слоя [36]. Из указанного равенства, без учета надавливания слоев друг на друга, устанавливается минимальная величина относительного радиуса  $(r/t)_{\min} \geq (1-\delta)/2\delta$  ( $r, t$ -соответственно, внутренний радиус изгиба и толщина листа). Расчеты показывают, что для листового молибдена  $(r/t)_{\min} \geq 9,5$ , т.е. при дальнейшем уменьшении относительного радиуса на наружной стороне изгибаемого молибденового листа величина окружных деформаций растяжения достигнет предельного значения, и произойдет разрушение. По технологическим рекомендациям [10-12] минимальные величины относительного радиуса изгиба, в зависимости от направления проката, устанавливаются в пределах  $1 \leq (r/t)_{\min} \leq 2$ , что значительно меньше допустимой величины для листового молибдена.

Ресурсные испытания жаропрочных изделий показывают, что они выходят из строя из-за разрушения в местах сварки, а их широкое применение сдерживается еще сильной окисляемостью молибдена при повышенных температурах, в связи с чем процессы выращивания тугоплавких монокристаллов проводят в условиях высокого вакуума ( $5 \cdot 10^{-5} \text{ тор}$ ) [6]. Трудности применения традиционных общемашиностроительных технологий формообразования изделий из листового молибдена заключаются в том, что в процессах деформирования, вследствие ограниченной технологической пластичности, в определенных участках изделий возникают растягивающие напряжения, превышающие допустимые

величины, из-за чего происходит разрушение материала и прекращается процесс формообразования.

Одним из возможных вариантов формообразования листового молибдена является его деформирование в условиях двухслойного листового пакета, состоящего из внутреннего, молибденового слоя и наружного, из листовой стали с высокими показателями технологической пластичности [41].

При формообразовании двухслойного листового пакета со стороны наружного слоя на листовую молибден действуют контактные напряжения, препятствующие росту окружных растягивающих напряжений и способствующие увеличению допустимых степеней деформаций. Очевидно, что величины контактных напряжений должны зависеть от механических свойств и толщины наружного слоя (рис 3.1.).

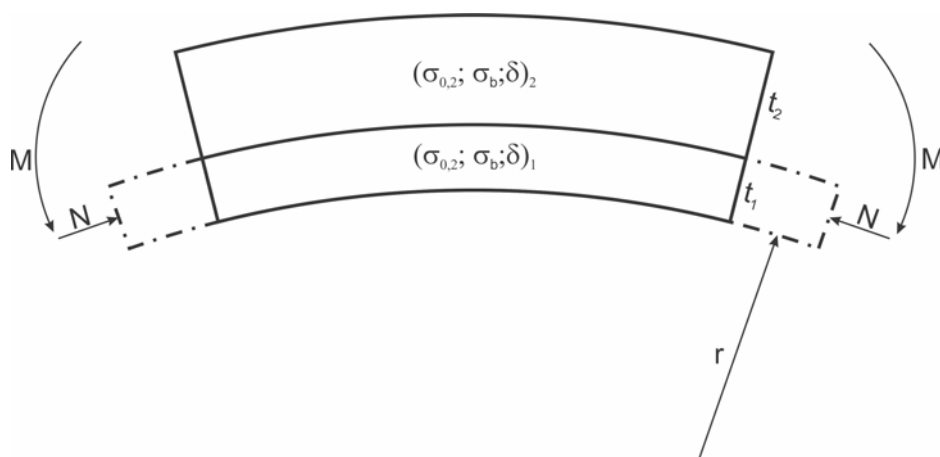


Рис. 3.1. Схема изгиба двухслойного листового пакета

Количественная оценка этих напряжений, вследствие неопределенности полей напряжений в общем случае формообразования тонкостенных оболочек, является достаточно трудной задачей, поэтому в настоящей работе рассматривается наиболее простой случай формообразования – пластический изгиб моментом двухслойного листового пакета.

Рассмотрим изгиб моментом широкого двухслойного листового пакета, состоящего из внутреннего, молибденового слоя толщиной  $t_1$  и наружного, стального толщиной  $t_2$ .

Примем, что изменение кривизны срединной поверхности листового пакета происходит в условиях плоской деформации. Заменим влияние наружного слоя радиальными контактными напряжениями и рассмотрим пластическое равновесие молибденового слоя при совместном действии изгибающего момента и радиальных контактных напряжений (рис.3.2.).

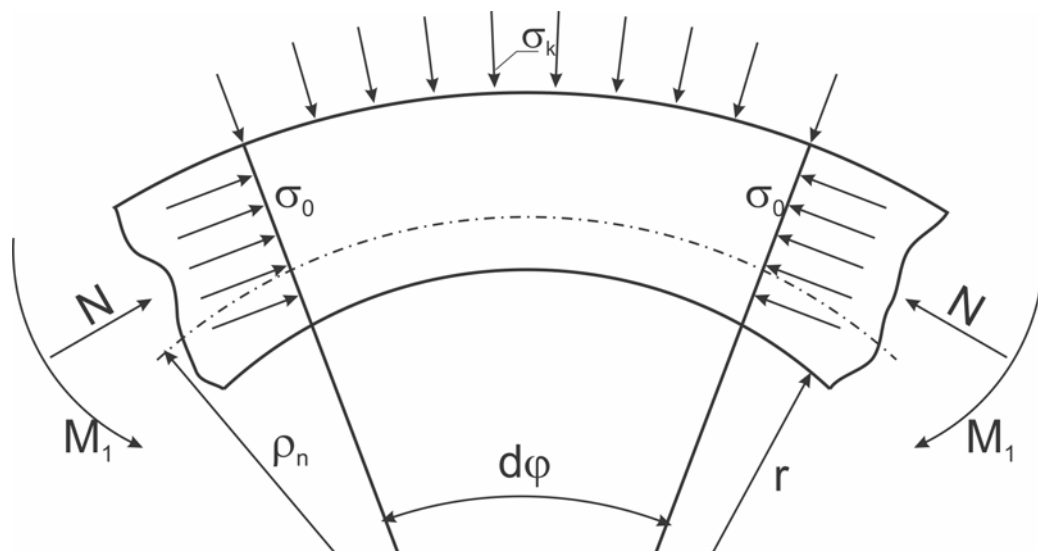


Рис. 3.2. Схема изгиба моментом и продольной нагрузкой

Из рис. 3.2. следует, что для соблюдения условия равновесия при наличии радиальных контактных напряжений необходимо, чтобы по толщине листа в продольном направлении действовала некоторая сжимающая нагрузка  $N$ , влияние которой должно отражаться на перераспределении напряжений по толщине и на расположении нейтральной поверхности. При этом доля толщины, в которой окружные напряжения имеют отрицательные значения, должна увеличиться и стать больше половины толщины листа, а нейтральная поверхность должна смещаться в сторону наружной поверхности, что приведет к уменьшению деформации окружного растяжения наружного слоя и увеличению допустимых степеней деформаций.

Действие продольной сжимающей нагрузки  $N$  может быть выражено через некоторое условное, среднее по толщине, сжимающее напряжение  $\sigma_0$ , на основе чего

устанавливается взаимосвязь между радиальными контактными и условными напряжениями

$$\sigma_k = \sigma_0 t_1 / R.$$

Анализ напряженного состояния проведем без учета влияния поперечных сил на поле напряжений, а деформационное упрочнение учтем степенной зависимостью напряжения текучести от эквивалентной деформации (2.3).

Следуя [36], примем, что эквивалентные деформации в (2.3) приближенно могут быть заменены истинными (логарифмическими) деформациями растяжения (сжатия) в окружном направлении  $\varepsilon_0 = \pm \ln(\rho/\rho_n)$  ( $\rho$  и  $\rho_n$  - соответственно, радиусы кривизны рассматриваемого элемента и нейтральной поверхности). Уравнение равновесия в полярной системе координат, с учетом уравнения пластичности по гипотезе постоянства максимальных касательных напряжений ( $\sigma_\rho - \sigma_\theta = \pm \sigma_s$ ) и зависимости (2.3), приводится к дифференциальному уравнению

$$\rho \frac{d\sigma_\rho}{d\rho} = \pm A \left( \pm \ln \frac{\rho}{\rho_n} \right)^n, \quad (3.1)$$

где знаки плюс относятся к зоне окружного растяжения, а знаки минус – к зоне окружного сжатия. Интегрирование уравнения (3.1) с использованием граничных условий, по которым  $\sigma_\rho = \sigma_k$  при  $\rho=R$  и  $\sigma_\rho = 0$  при  $\rho=r$ , приводит к зависимостям

для зоны растяжения

$$\left. \begin{aligned} \sigma_\rho &= -\frac{A}{n+1} \left[ \left( \ln \frac{R}{\rho_n} \right)^{n+1} - \left( \ln \frac{\rho}{\rho_n} \right)^{n+1} \right] - \sigma_k \\ \sigma_\theta &= A \left( \ln \frac{\rho}{\rho_n} \right)^n - \frac{A}{n+1} \left[ \left( \ln \frac{R}{\rho_n} \right)^{n+1} - \left( \ln \frac{\rho}{\rho_n} \right)^{n+1} \right] - \sigma_k \end{aligned} \right\}, \quad (3.2)$$

для зоны сжатия

$$\left. \begin{aligned} \sigma_\rho &= -\frac{A}{n+1} \left[ \left( \ln \frac{\rho_n}{r} \right)^{n+1} - \left( \ln \frac{\rho_n}{\rho} \right)^{n+1} \right], \\ \sigma_\theta &= -A \left[ \left( \ln \frac{\rho_n}{\rho} \right)^n + \frac{A}{n+1} \left( \ln \frac{\rho_n}{r} \right)^{n+1} - \frac{A}{n+1} \left( \ln \frac{\rho_n}{\rho} \right)^{n+1} \right] \end{aligned} \right\} \quad (3.3)$$

Зависимости (3.2) и (3.3) характеризуют изменение напряжений  $\sigma_\rho$  и  $\sigma_\theta$  по толщине изгибаемого молибденового листа с учетом влияния деформационного упрочнения и радиальных контактных напряжений.

В [36] показано, что при изгибе широкой полосы моментом радиус нейтральной поверхности, определяемый на основе различных моделей деформируемого материала (идеально жестко-пластический, идеально жестко-пластический с линейным и степенным упрочнением), выражается идентичной зависимостью  $\rho_n = (R \cdot r)^{1/2}$ , на основе чего сделан достаточно обоснованный вывод, что и в реальных условиях изгиба деформационное упрочнение не будет оказывать существенного влияния на положение радиуса нейтральной поверхности.

Из условия непрерывности радиальных напряжений на нейтральной поверхности при  $\rho = \rho_n$ , из первых зависимостей (3.2 и (3.3) следует

$$\left( \ln \frac{R}{\rho_n} \right)^{n+1} + (1+n) \frac{\sigma_k}{A} = \left( \ln \frac{\rho_n}{r} \right)^{n+1}. \quad (3.4)$$

Дробность степеней полученного уравнения не позволяет преобразовать его и получить зависимость для радиуса нейтральной поверхности в виде аналитической функции. Однако из численного анализа при  $1 \leq r/t_1 \leq 2$  и  $n \leq 0,05$  следует, что при допущении равенства типа  $(\ln R/\rho)^{n+1} \approx (n+1) \ln(R/\rho)$ , погрешность в (3.4) не превышает 10%, на основе чего становится возможным получить приближенную зависимость

$$\rho_n \approx \left( Rr \exp \frac{\sigma_k}{A} \right)^{1/2}. \quad (3.5)$$

Для оценки возможной величины радиальных контактных напряжений предположим, что двухслойный листовый пакет условно деформируется как целое, а поверхность раздела слоев совпадает с нейтральной поверхностью. Допустим далее, что пределы прочности материалов слоев приблизительно одинаковые, а показатель степени деформационного упрочнения наружного слоя намного больше, чем внутреннего слоя  $n_2/n_1 \gg 1$ . Решая аналогичную задачу для условно деформируемого листового пакета, можно установить распределение напряжений зависимостями (при  $\sigma_k = 0$ ), аналогичными (3.2) и (3.3).

На рис.3.3 представлено распределение напряжений при изгибе двухслойного листового пакета, условно деформируемого как целое, при относительном радиусе изгиба, равном 2,5. При определении величин напряжений принято, что соответствующие значения пределов прочности  $\sigma_{b_1} = \sigma_{b_2} = 690 \text{ МПа}$ , а показатель степени в уравнении (3.4) для наружного слоя равен 0,2. Соответствующие параметры деформационного упрочнения рассчитаны по методике, изложенной в предыдущих разделах.

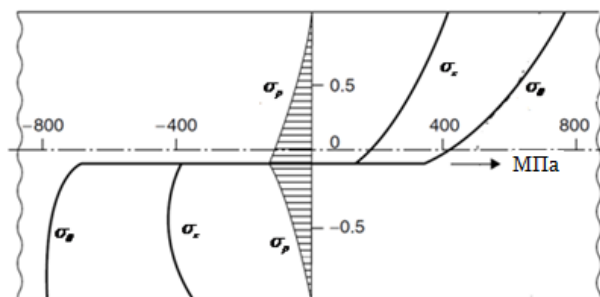


Рис. 3.3. Распределение напряжений при изгибе двухслойного листового пакета

Распределение напряжений, представленное на рис. 3.3, является несколько условным, как в связи с принятой моделью деформируемого материала, так и допущения об изгибе листа конечных размеров в условиях плоской деформации. Указанные условности

подробно рассмотрены в [35], в связи с чем в настоящей работе подобные вопросы не обсуждаются.

Наибольшая относительная величина радиальных сжимающих напряжений на нейтральной поверхности условно деформируемого листового пакета определяется следующим образом

$$\frac{\sigma_{\rho \max}}{\sigma_b} = -\frac{e^{n_2}}{n_2^{n_2} \cdot (1 + n_2)} \left[ \ln \left( 1 + \frac{t_2}{R} \right) \right]^{1+n_2}. \quad (3.6)$$

Из анализа выражения (3.6) следует, что наибольшая величина радиальных сжимающих напряжений зависит от параметра деформационного упрочнения наружного слоя, относительного радиуса изгиба, и имеет экстремум. На рис. 3.4. представлены графики указанной зависимости при разных значениях относительного радиуса изгиба, из которых следует, что с уменьшением относительного радиуса изгиба расположение экстремума смещается в сторону больших величин параметра деформационного упрочнения.

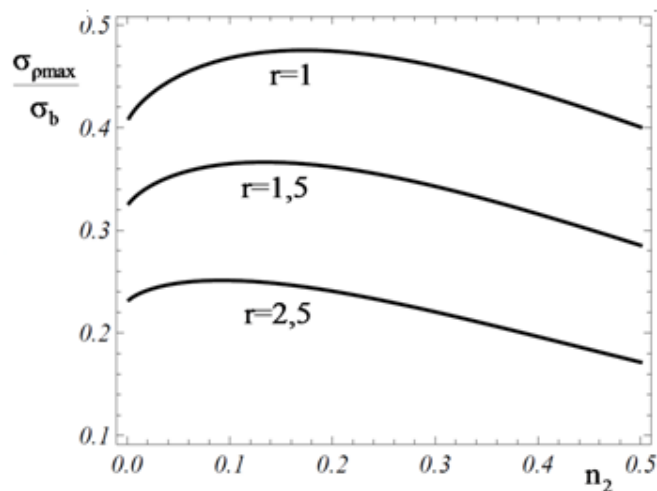


Рис. 3.4. Изменение безразмерных величин радиальных напряжений в зависимости от параметра  $n_2$



При расчете численных значений обозначено,  $\ln(1+t_2/R) = h(t)$  и приняты три значения внутреннего радиуса изгиба  $r$  мм (1, 1,5 и 2), при соответствующих толщинах слоев  $t_1 = 0,6$  мм и  $t_2 = 1,1$  мм.

На основе ранее принятого равенства  $|\sigma_{\rho_{\max}}| = |\sigma_k|$ , получим аналитическую зависимость для радиуса нейтральной поверхности (индексы 1 и 2 соответственно относятся к внутреннему и наружному слоям).

$$\rho_n(\sigma_k) = \left\{ (R \cdot r) \cdot \exp \frac{A_2}{(1+n_2) \cdot A_1} \left[ \ln \left( 1 + \frac{t_2}{R} \right) \right]^{1+n_2} \right\}^{1/2}. \quad (3.7)$$

Величина относительного смещения радиуса нейтральной поверхности в сторону наружной поверхности, и соответствующее увеличение допустимых степеней деформаций (уменьшение радиуса кривизны) можно оценить сопоставлением его конечного значения с исходным  $\Delta\rho_n/\rho_n$  ( $\Delta\rho_n = \rho_n(\sigma_k) - \rho_n$ ).

$$\frac{\Delta\rho_n}{\rho_n} = \left\{ \exp \frac{e^{n_2} n_1^{n_1}}{(1+n_2) e^{n_1} n_2^{n_2}} \left[ \ln \left( 1 + \frac{t_2}{R} \right) \right]^{1+n_2} \right\}^{1/2} - 1. \quad (3.8)$$

Подобная оценка становится возможной на основе обоснованной в предыдущем разделе независимости величины радиуса нейтральной поверхности от принятой модели деформируемого материала и допущения равенства  $\sigma_{b_1} = \sigma_{b_2}$ .

На рис.3.5 представлен трехмерный график зависимости относительного смещения радиуса нейтральной поверхности от соответствующих показателей упрочнения слоев  $n_1$  и  $n_2$  при заданном относительном радиусе изгиба  $h(t_2) \approx 0,405$ , ( $r = 1$  мм,  $t_1 = 0,6$  мм,  $t_2 = 0,8$  мм).

Из анализа зависимости (3.8) следует, что она имеет экстремум, не зависящий от показателя  $n_1$ . Приравнявая результат дифференцирования нулю получим

$$(1+n_2)\ln(n_2)-(1+n_2)h(t_2)+1=0, \quad (3.9)$$

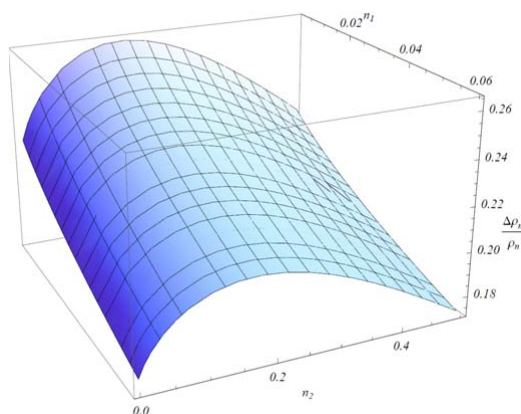


Рис. 3.5. Изменение радиуса нейтральной поверхности в зависимости от параметров  $n_1$  и  $n_2$  где

$$\text{обозначено } \ln(1+t_2/R)=h(t_2)$$

По уравнению (3.8), при заданном  $h(t_2)$ , определяется значение показателя  $n_2$ , при котором зависимость (3.9) принимает экстремальное значение ( $n_2 \approx 0,178$ ).

Из полученных результатов следует, что для наружного слоя наиболее целесообразно, согласно ГОСТ 1542-71, использование тонколистовой легированной конструкционной стали общего назначения марки 25ХГСА толщиной 0,8 мм ( $\sigma_b \approx 690\text{МПа}$ ,  $\delta \approx 0,18$ ).

Очевидно, что относительные величины наибольших радиальных сжимающих напряжений и смещение радиуса нейтральной поверхности, в реальных условиях изгиба вследствие относительного проскальзывания слоев, будут значительно меньше, чем рассчитанные величины. По этой причине несколько увеличится допустимая величина относительного радиуса изгиба.

Несмотря на некоторую условность проведенного анализа, полученные результаты позволяют оценить влияние разных параметров и в определенной степени управлять процессом формоизменения.

### **3.2. Анализ процесса вытяжки коробчатых деталей**

Одной из трудных задач теории формоизменения изделий из листового металла является анализ процесса вытяжки прямоугольных коробок. В этом случае к трудностям, характерным при анализе процесса вытяжки цилиндрических деталей, добавляются дополнительные трудности, связанные с необходимостью учета переменности распределения деформаций по периметру изделий, обусловленной отсутствием осевой симметрии в пластической области [35,41]. При разработке технологических процессов вытяжки прямоугольных коробок для удобства выполнения практических расчетов вводится понятие условного коэффициента вытяжки, который по аналогии с коэффициентом вытяжки цилиндрических деталей, определяют по выражению  $K = R/r$ , где  $r$  – радиус скругления в сопряжениях плоских стенок коробчатой детали,  $R$  – расстояние от центра углового скругления до края заготовки по биссектрисе угла [10-12]. Многочисленными экспериментальными исследованиями установлено, что при однооперационной вытяжке невысоких коробок с относительно большими радиусами угловых скруглений, предельный коэффициент вытяжки углового участка в 1,5-2 раза больше, чем при вытяжке цилиндрических деталей [35,41].

Для объяснения указанного экспериментального факта и выяснения механизма формоизменения листового металла в условиях неосесимметричной вытяжки Поповым Е.А. разработана приближенная теория анализа напряженно-деформированного состояния при отсутствии осевой симметрии деформирования [35,36]. В этой теории приняты следующие основные допущения: анализ проведен без учета изменения толщины и деформационного упрочнения, введено априорно заданное выражение для касательного напряжения, линейно

зависящего от окружной координаты. При таких допущениях использование условия пластичности по гипотезе постоянства максимальных касательных напряжений (условие пластичности Треска-Сен-Венана), позволило свести задачу к статически определимой и получить аналитическую зависимость для распределения меридиональных напряжений вдоль контура отверстия матрицы. Из полученного решения следует, что наибольшее значение указанного напряжения на входной кромке матрицы по биссектрисе угловой части заготовки отличается от аналогичной величины для осесимметричной вытяжки некоторым множителем меньше единицы, зависящим от окружной протяженности пластической области. Приравнявая установленное таким образом наибольшее значение меридионального напряжения пределу текучести материала ( $\sigma_{\rho_{\max}}/\sigma_s = (1 - a/2\alpha) \cdot \ln(R/r) = 1$ ;  $a = 0,5; \alpha = \pi/4$ ), определяют теоретически возможную величину коэффициента вытяжки:  $K = R/r = \exp(1/0,682) \approx 4,3$  [35].

Другие подобные аналитические решения отличаются от изложенного незначительно и лишь уточняют величину множителя в выражении для наибольшего меридионального напряжения.

В [12,36] увеличение предельного коэффициента при вытяжке прямоугольных коробок обосновывается тем, что "... по границам углового участка приложены касательные напряжения, ориентированные к центру кривизны и создающие силы, тянущие угловую часть к отверстию матрицы и этим разгружающие опасное сечение, а также уменьшающее в нем меридиональные растягивающие напряжения".

Подобное обоснование увеличения предельного коэффициента при вытяжке коробчатых деталей вызывает определенное недоумение по следующим причинам: общеизвестно, что касательные напряжения не могут создавать силы. В рассматриваемой задаче касательные напряжения в угловой части заготовки создают моменты относительно оси, перпендикулярной к плоскости листа. Направление по биссектрисе угловой части заготовки по условию симметрии является главным направлением, поэтому в этом

направлении не могут возникать касательные напряжения, следовательно, не существующие касательные напряжения не могут уменьшать меридиональные растягивающие напряжения и разгружать опасное сечение [66,67].

В [68] увеличение коэффициента вытяжки и повышение высоты угловой части прямоугольных коробок обосновывается на основе еще более неправдоподобного предположения "... разностью скоростей перемещения материала в прямолинейных стенках и угловых участках. Поэтому из условия сплошности заготовки следует, что быстро перемещающиеся элементы захватывают медленно перемещающиеся соседние элементы и оказывают на них заталкивающее в матрицу и разгружающее по напряжению воздействие". Очевидно, подобные утверждения являются спорными.

Из изложенного следует, что в настоящее время в научно-технической литературе отсутствуют обоснованные аналитические решения, позволяющие определять предельный коэффициент вытяжки при отсутствии осевой симметрии деформирования. Поэтому представляется целесообразной математическая корректная постановка задачи формоизменения листового металла в условиях отсутствия осевой симметрии пластической области, на основе чего станет возможным определение теоретически возможной величины коэффициента вытяжки и обоснование механизма формоизменения, свободное от изложенных противоречий.

При формоизменении угловой части заготовки при вытяжке прямоугольных коробок, считается, что формоизменение листового металла происходит в условиях плоского напряженного состояния. Предполагается, что толщина листа  $S$  мала по сравнению с поперечными размерами детали, вследствие чего компоненты напряжений, действующие на срединной поверхности, мало изменяются по толщине. По этой причине указанные напряжения являются усредненными значениями по толщине соответствующих компонент напряжения.

Из условия симметрии пластической области в угловой части заготовки следует, что направление по биссектрисе является главным направлением, вследствие чего меридиональные и окружные напряжения, действующие по этому направлению, являются главными нормальными напряжениями.

Следовательно, для анализа напряженно-деформированного состояния по биссектрисе допустимо использование результатов аналитического решения, полученного для осесимметричной вытяжки.

Одним из возможным и теоретически обоснованным вариантом объяснения увеличения предельного коэффициента при вытяжке коробчатых деталей является предположение о росте окружных сжимающих напряжений по биссектрисе на периферийной части заготовки. Из (1.19) следует, что окружные напряжения по абсолютной величине могут возрастать при одновременном росте по абсолютной величине меридиональных напряжений. Для обоснования указанного предположения рассмотрим начальную стадию неосесимметричной вытяжки ( $\sigma_s = \sigma_{0,2}$ ;  $\varepsilon_i = 0,2\%$ ;  $n = 0$ ) в направлении биссектрисы. В [54] для этого случая установлена взаимосвязь между параметром  $\varphi$  на девиаторной плоскости и относительной координатой  $\rho/r$  рассматриваемого элемента в материальной среде деформируемой заготовки в виде соотношения.

$$\frac{\rho}{r} = \exp \left[ 1 - \frac{2}{\sqrt{3}} \cos \left( \varphi + \frac{\pi}{6} \right) \right]. \quad (3.10)$$

Из (1.34) и (3.10) следует, что при  $\varphi = \pi/3$ ;  $\sigma_\rho = 0$ ;  $\sigma_\theta = -\sigma_s$ ,  $\rho/r_0 \Rightarrow e(2,72)$ . Следовательно, дальнейшее увеличение отношения  $\rho/r$  возможно только при переходе двухосного разноименного ( $\sigma_\rho \sigma_\theta \leq 0$ ;  $\sigma_\rho \geq 0$ ;  $\sigma_\theta \leq 0$ ) напряженного состояния в двухосное одноименное ( $\sigma_\rho \sigma_\theta \geq 0$ ;  $\sigma_\rho \leq 0$ ;  $\sigma_\theta \leq 0$ ). Согласно (1.34) при  $\varphi > \pi/3$  меридиональное напряжение меняет знак и главные напряжения по абсолютной величине достигают предельно возможного, в условиях плоского напряженного состояния, величин -

$\left|2/\sqrt{3}\right|\sigma_s$  и  $\left|1/\sqrt{3}\right|\sigma_s$ . Сравнивая (3.10) и аналогичные зависимости в [35-37], можно заметить их формальное внешнее сходство. Если параметр  $\varphi$  в (3.10) характеризует в направлении биссектрисы (в главном направлении) угловую протяженность напряженно-деформированного состояния на девиаторной плоскости, то  $\theta$  в [35-37] является окружной координатой рассматриваемого элемента в материальной среде заготовки. Полагая в (3.1)  $\varphi = \pi/2$ , находим

$$K = \frac{R}{r} \Rightarrow \exp\left(1 + \frac{1}{\sqrt{3}}\right) \approx 4,84 \quad (3.11)$$

Таким образом теоретически возможный коэффициент при вытяжке коробчатых деталей не может превышать величину 4,84. Если принять, что неучтенные при анализе факторы (изгиб и спрямление на радиусных кромках деформирующих инструментов, трение и т.д.) оказывают одинаковое влияние на уменьшение теоретически возможного коэффициента при вытяжке цилиндрических деталей ( $2,72 \Rightarrow 2,0 \div 2,1$ ) и коробчатых деталей, то практически достижимые величины во втором случае достаточно близко совпадают с экспериментальными результатами ( $4,84 \Rightarrow 3,5 \div 3,7$ ) [10-12].

Из проведенного анализа следует, что параметр  $\varphi$  по биссектрисе угловой части заготовки при вытяжке коробчатых деталей на девиаторной плоскости может меняться в пределах  $0 \leq \varphi \leq \pi/2$  и занимает сектор с центральным углом, равным  $\pi/2$ . В указанном диапазоне изменения параметра  $\varphi$  вектор эквивалентной деформации становится либо параллельным, либо перпендикулярным к косоугольным координатным осям, вследствие чего главные деформации в меридиональном и окружном направлениях изменяются от 0 до 1.

При наибольших размерах пластической области на девиаторной плоскости реализуются следующие схемы напряженно-деформированных состояний:

при  $\varphi = 0$ ,  $\varepsilon_\rho$  положительна, а  $\varepsilon_\theta$  и  $\varepsilon_z$  – отрицательны и численно равны  $\varepsilon_\rho/2$ , т.е. реализуется деформация линейного растяжения; при  $\varphi = \pi/2$ ,  $\varepsilon_\rho = 0$  а  $\varepsilon_\theta$  и  $\varepsilon_z$  равны по величине и противоположны по знаку, т.е. реализуется чистый сдвиг (плоская деформация) в плоскости  $(\theta; z)$ .

Следовательно, в общем случае, по биссектрисе угловой части заготовки при вытяжке коробчатых деталей пластическая область отображается на девиаторной плоскости деформаций в виде трех характерных секторов с центральными углами, равными  $\varphi = \pi/6$ , на границах которых меняются схемы напряженно-деформированных состояний при  $\varphi = \pi/6$ ,  $\varepsilon_z = 0$ , а  $\varepsilon_\rho$  и  $\varepsilon_\theta$  равны по величине и противоположны по знаку, т.е. реализуется чистый сдвиг (плоская деформация), в плоскости  $(\rho; \theta)$ ; при  $\varphi = \pi/3$ ,  $\varepsilon_\theta$  отрицательна, а  $\varepsilon_\rho$  и  $\varepsilon_z$  положительны и численно равны  $\varepsilon_\theta/2$ , т.е. реализуется деформация линейного сжатия;

### 3.3. Аналитическая модель процесса неосесимметричной вытяжки

Среди процессов формоизменения листового металла неосесимметричная вытяжка является одной из наименее изученной, что в определенной степени затрудняет разработку научно-обоснованной технологии изготовления изделий типа тонкостенных оболочек разной конфигурации.

Основное внимание исследователей было направлено на решение частной задачи с целью объяснения экспериментально установленного факта, увеличения предельного коэффициента вытяжки в 1,5-2 раза, при однооперационной вытяжке невысоких коробок с относительно большими радиусами угловых скруглений, по сравнению с вытяжкой цилиндрических деталей [10-12].



Трудности разработки аналитической модели процесса неосесимметричной вытяжки связаны с тем, что в угловой части заготовки наряду с нормальными напряжениями, действующие относительно деформирующего инструмента в меридиональном и окружном направлениях, возникают и касательные напряжения, существенно осложняющие анализ процесса.

В [66,67] предложен один из возможных вариантов объяснения увеличения предельного коэффициента при вытяжке коробчатых деталей, основанный на предположении о росте по абсолютной величине окружных сжимающих напряжений, действующие по биссектрисе углового участка на периферийной части заготовки. На основе указанного предположения установлено, что теоретически возможный коэффициент при вытяжке коробчатых деталей не может превышать величину  $K = R/r \Rightarrow \exp(1 + 1/\sqrt{3}) \approx 4,84$ , где  $r$  – радиус скругления в сопряжениях плоских стенок коробчатых деталей;  $R$  – расстояние от центра скругления до края заготовки по биссектрисе угла.

Таким образом становится необходимым разработка аналитической модели процесса неосесимметричной вытяжки и на ее основе установление взаимосвязи между величиной и характером распределения касательных и нормальных напряжений, что позволит обосновать увеличение предельного коэффициента, вследствие прироста по абсолютной величине окружных сжимающих напряжений на периферийной части заготовки [69-71].

Рассмотрим деформирование элементов во фланце заготовки при неосесимметричной вытяжке. Выберем в срединной поверхности заготовки систему прямоугольных координат с осью  $z$ , проходящей в направлении толщины, осью  $\rho$ , проходящей в меридиональном направлении и осью  $\theta$ , проходящей в окружном направлении и перпендикулярной к осям  $\rho$  и  $z$ . В качестве начала отсчета координаты  $\rho$  примем центр радиуса скругления  $r$ , а координаты  $\theta$  – направление биссектрисы.

Считается, что исходная листовая заготовка постоянной толщины деформируется в условиях плоского напряженного состояния [35]. В этом случае напряжения  $\sigma_z, \tau_{\rho z}, \tau_{\theta z}$  в системе выбранных координат равны нулю, а компоненты  $\sigma_\rho, \sigma_\theta, \tau_{\rho\theta}$  не зависят от координаты  $z$ . Принимается, что толщина листовой заготовки  $s$  мала по сравнению с поперечными размерами, вследствие чего под  $\sigma_\rho, \sigma_\theta, \tau_{\rho\theta}$  подразумеваются осредненные по толщине значения соответствующих компонент напряжений.

В этих условиях дифференциальные уравнения равновесия элемента заготовки постоянной толщины и условие текучести Мизеса (энергетическое условие пластичности) при плоском напряженном состоянии имеют вид (1.2) и (1.3).

Отсутствие в научно-технической литературе корректных аналитических решений уравнений (1.2) и (1.3) позволяет производить определенную схематизацию процесса формоизменения при неосесимметричной вытяжке и использовать ряд допущений.

В качестве основного допущения примем, что в пластической области с размерами  $r \leq \rho \leq R; 0 \leq \theta \leq \pi/2$ , по мере увеличения координаты  $\theta$  нормальные напряжения уменьшаются и на прямой, раграничивающей пластические и жесткие (упругие) области при  $\theta = \pi/2$ , становятся равными нулю, а касательные напряжения растут и согласно (1.3) на границе жестко-пластических областей принимают наибольшее возможное значение при плоском напряженном состоянии  $\tau_{\rho\theta} = \tau_{\max} = \pm \sigma_s / \sqrt{3}$ .

При плоском напряженном состоянии реализуется объемное деформированное состояние  $-\varepsilon_z \neq 0$ , вследствие чего толщина листового металла в пластической области становится переменной  $-s = s(\rho; \theta)$ . В направлении биссектрисы углового участка, из условия симметрии следует, что при  $\theta = 0$ ;  $\tau_{\rho\theta} = 0$  и первое уравнение системы (1.2) и условие пластичности (1.3) преобразовываются в общеизвестные уравнения на случай заготовки переменной толщины (1.18) и (1.19).

Из (1.18) и (1.19) следует, что задача является статически неопределимой (имеется два уравнения, а необходимо определить три неизвестные функции-  $\sigma_\rho, \sigma_\theta, S$ ), поэтому для анализа напряженно-деформированного состояния становится необходимым применение уравнений связи между напряжениями и приращениями деформаций, а также допустимо использование результатов аналитического решения, полученного для осесимметричной вытяжки.

В [46,47] исходные уравнения теории пластического течения при осевой симметрии деформирования, а именно система уравнений (1.18) и (1.19) условие постоянства объема(1.20) и уравнения связи между напряжениями и приращениями деформаций (1.28) приведены к единой структуре и представлены на девиаторной плоскости цилиндра пластичности Мизеса в виде простой пропорциональной зависимости между приращениями меридионального напряжения и эквивалентной деформацией -  $d\sigma_\rho = \sigma_s d\varepsilon_i$ . При этом меридиональные и окружные напряжения, действующие по главному направлению (по биссектрисе углового участка) и удовлетворяющие уравнению (1.19), имеют вид(1.34).

В [54] установлена взаимосвязь между углом вида деформированного состояния и относительной меридиональной координатой в главном направлении -  $\rho/r = \exp\left[1 - 2/\sqrt{3} \times \cos(\varphi + \pi/6)\right]$  (по биссектрисе углового участка). Из этой взаимосвязи для неосесимметричной вытяжки следует, что при  $1 \leq \rho/r \leq 2,718$  реализуется двухосное разноименное напряженное состояние  $(\sigma_\rho \sigma_\theta \leq 0; \sigma_\rho \geq 0; \sigma_\theta \leq 0)$ , а при  $2,718 \leq \rho/r \leq 4,84$  напряженное состояние меняет знак и становится двухосно одноименным  $(\sigma_\rho \sigma_\theta \geq 0; \sigma_\rho \leq 0; \sigma_\theta \leq 0)$  (рис.2.14).

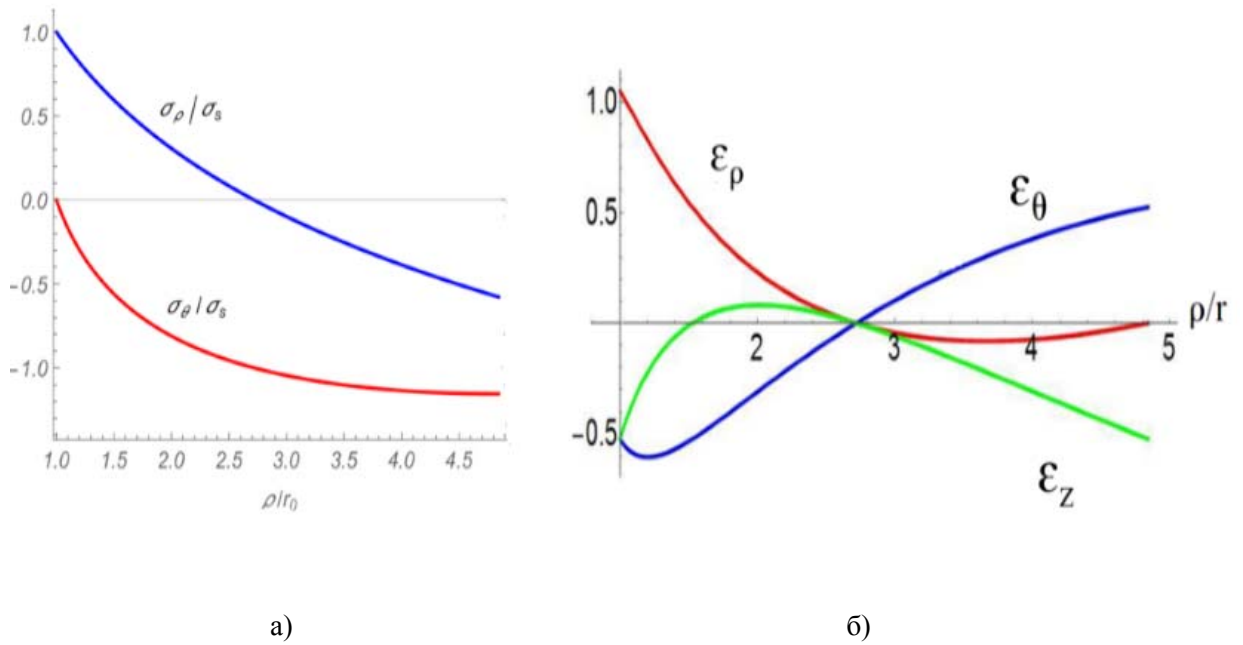


Рис. 3.6. Распределения главных нормальных напряжений (а) и компонент главных деформаций (б) по биссектрисе углового участка при вытяжке прямоугольных коробок

Согласно принятого ранее основного допущения представим текущие величины нормальных напряжений в виде двух множителей

$$\sigma_{\rho} = \sigma_s \frac{2}{\sqrt{3}} \cos\left(\varphi + \frac{\pi}{6}\right) \times F(\theta); \sigma_{\theta} = -\sigma_s \frac{2}{\sqrt{3}} \sin \varphi \times F(\theta). \quad (3.12)$$

Первые множители в (3.12) характеризуют распределение главных нормальных напряжений по биссектрисе углового участка заготовки, а второй – определяет характер уменьшения этих напряжений при увеличении полярного угла в пределах  $0 \leq \theta \leq \pi/2$ . Очевидно, что в рассматриваемой задаче должны иметь место следующие граничные условия: при  $\theta = 0$ ;  $F(\theta) = 1$ , а при  $\theta = \pi/2$ ;  $F(\theta) = 0$ . При указанных граничных условиях из уравнения пластичности (1.3) следует

$$\tau_{\rho\theta} = \pm \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} [1 - F^2(\theta)]^{1/2}. \quad (3.13)$$

Принятое основное допущение равносильно предположению о независимости касательного напряжения от координаты  $\rho$ , ( $\partial\tau_{\rho\theta}/\partial\rho = 0$ ), на основе чего второе уравнение равновесия системы (1.2) принимает вид:

$$\frac{d\sigma_{\theta}}{d\theta} + 2\tau_{\rho\theta} = 0. \quad (3.14)$$

Из совместного рассмотрения зависимостей (3.13) и (3.14) при принятых граничных условиях устанавливается следующий характер изменения второго множителя в (3.12),  $F(\theta) = \cos\theta$ , на основе чего характер распределения касательных напряжений в пластической области, согласно (3.13), принимает вид  $\tau_{\rho\theta} = \pm\sigma_s \cdot \sin\theta/\sqrt{3}$ .

Таким образом, распределения компонент напряжений в пластической области имеют вид:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{\rho} &= \sigma_s \frac{2}{\sqrt{3}} \cos\left(\varphi + \frac{\pi}{6}\right) \times \cos\theta; \\ \sigma_{\theta} &= -\sigma_s \frac{2}{\sqrt{3}} \sin\varphi \times \cos\theta; \\ \tau_{\rho\theta} &= \pm\sigma_s \frac{1}{\sqrt{3}} \sin\theta. \end{aligned} \right\} \quad (3.15)$$

Очевидно, что зависимости (3.15), удовлетворяя условию пластичности, с учетом принятых допущений, удовлетворяют также системе дифференциальных уравнений равновесия.

На основе установленной взаимосвязи между величиной и характером распределения касательных и окружных напряжений (3.15) становится возможным обоснование прироста по абсолютной величине окружных сжимающих напряжений на периферийной части заготовки.

Из этой дифференциальной взаимосвязи следует, что скорость изменения окружного напряжения по углу пропорциональна касательному напряжению, согласно чего

обосновывается увеличение предельного коэффициента при неосесимметричной вытяжке по сравнению с вытяжкой цилиндрической детали. Для этого проинтегрируем (3.15) в соответствующих пределах. Из рис.1 и второй зависимости (3.15) следует, что при изменении угла вида деформированного состояния  $\varphi$  в пределах прироста окружных сжимающих напряжений  $\pi/3 \leq \varphi \leq \pi/2$ , относительная координата  $\rho/r$  ( $r=1$ ) меняется в пределах  $e(2,72) \leq \rho \leq R$ , а касательное напряжение соответственно  $-0 \leq \theta \leq \pi/2$ .

Интегрируя (3.14) с учетом (3.15) в указанных пределах и производя некоторые преобразования, получим  $R \approx 4,72$ , что незначительно отличается от ранее установленной величины [66,67]. При получении указанной величины дополнительно принято, что равнодействующая окружного напряжения приложена в центре промежутка  $R - e$ , и в этом промежутке окружные напряжения распределены равномерно.

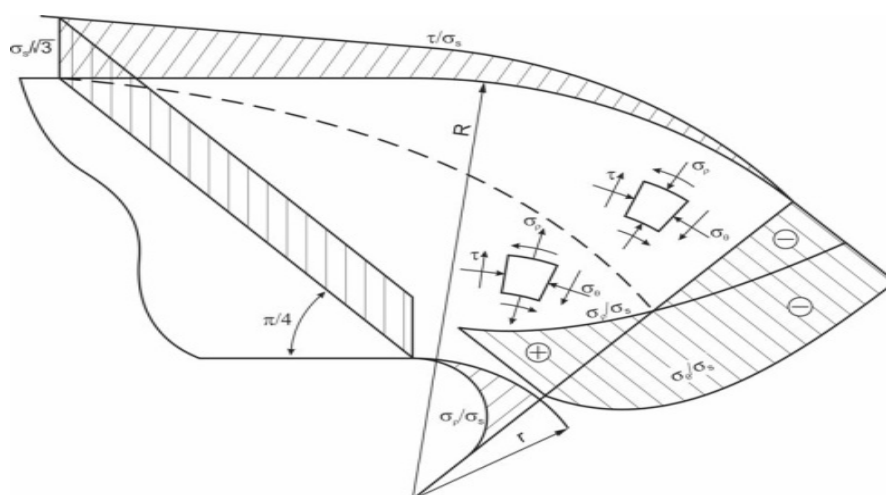


Рис. 3.7. Распределение компонент нормальных и касательных напряжений по бисектрисе углового участка при вытяжке прямоугольных коробок

### Выводы по главе 3

1. Проведен анализ изгиба двухслойного листового пакета при условии отсутствия относительного проскальзывания между слоями. Получены аналитические зависимости для

предельных величин радиальных сжимающих напряжений, действующих на поверхности раздела слоев, а также для относительного смещения радиуса нейтральной поверхности внутреннего слоя.

2. Количественной оценкой установлена возможность уменьшения относительного радиуса изгиба молибденового слоя, на основе чего показан вариант выбора материала наружного слоя с требуемыми механическими свойствами.

3. На основе разработанной альтернативной методики проведен анализ процесса неосесимметричной вытяжки листового молибдена и определены распределения напряжений и деформаций в пластической области.

4. Показано, что теоретическая возможная величина коэффициента вытяжки по биссектрисе угловой зоны не может превышать величину 4,84.

5. Раскрыт механизм формоизменения угловой зоны при неосесимметричной вытяжке и доказано, что прирост коэффициента вытяжки в этом случае, по сравнению с осесимметричной вытяжкой, обусловлен увеличением по абсолютной величине окружных сжимающих напряжений.

#### **4. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ, КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ И РАЗРАБОТКА МЕТОДИКИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ПРОЦЕССОВ ВЫТЯЖКИ ЛИСТОВОГО МОЛИБДЕНА**

Общеизвестно, что на способность к деформированию листовых заготовок из тугоплавких металлов влияют постоянные и переменные параметры [2, 28, 29 и др.]. К постоянным параметрам относятся вид кристаллической решетки, химическая чистота и др. К переменным – НДС, скоростные и температурные условия деформирования, условия трения и др.

В главе 1 установлено, что при данных постоянных параметрах деформационные характеристики жаропрочных металлов можно изменить методами силовой и термической интенсификации технологических процессов деформирования.

В [46, 61, 62,] на основе сочетания силовой и термической интенсификации технологических процессов сформулированы принципы формоизменения листового молибдена для создания элементов жаропрочных конструкций. Силовая интенсификация реализуется путем изменения приложения внешних усилий, вследствие чего изменяется НДС и уменьшаются растягивающие напряжения, действующие в опасном сечении заготовки.

Термическая интенсификация реализуется путем создания неоднородного температурного поля, позволяющего уменьшить напряжение в опасном сечении заготовки за счет снижения сопротивления деформирования во фланцевой части заготовки.

В разделе 1.1 главы 1 показано, что к важнейшим факторам, влияющим на поведение жаропрочных металлов при деформации с определенной скоростью деформирования,



являются температурный интервал деформирования и схема НДС. Установлено, что характеристики технологической пластичности тем больше, чем большую роль в схеме НДС играют сжимающие напряжения. Для количественной оценки схемы НДС в [66-70] проведен анализ процесса изгиба двухслойного листового пакета, состоящего из внутреннего молибденового слоя и наружного - стального. Показано, что при определенных геометрических характеристиках и механических свойствах слоев под действием радиальных и окружных сжимающих напряжений возможен изгиб внутреннего молибденового слоя в условиях двухосного неравномерного сжатия.

На основе полученного аналитического решения установлено, что наиболее целесообразно формоизменение листового молибдена, в том числе процессы вытяжки, реализовать с использованием для наружного слоя тонколистовой легированной конструкционной стали марки 25 ХГСА толщиной 0,8 мм с механическими свойствами  $\sigma_b = 690$  МПа,  $\delta \approx 0,18$ .

Для оценки и установления температурных режимов деформирования проведена серия экспериментов по вытяжке цилиндрических изделий.

#### **4.1. Вытяжка цилиндрических изделий из листового молибдена в условиях температурного градиента**

Способность листового молибдена к глубокой вытяжке определяли методом вытяжки цилиндрических изделий, по значению предельной степени деформаций:  $m = D/d$ , где  $D$  – максимальный диаметр заготовки, не разорвавшейся при вытяжке,  $d$  - средний диаметр изделия.

Листовой молибден при комнатной температуре, в зависимости от содержания примесей, степени предварительной деформации и скорости деформирования может разрушаться как пластически, так и хрупким образом. Несмотря на то, что молибден

является тугоплавким металлом, его механические свойства существенно изменяются при сравнительно небольшом увеличении температуры (рис.1.2).

Из-за высокой теплопроводности и низкой теплоемкости листовой молибден нагревается и остывает быстрее, чем сталь, поэтому в экспериментах нагревали матрицу и охлаждали пуансон. Удельное усилие прижима величиной 40-60 МПа создавали посредством упругого буфера.

Испытания на вытяжку проводили в лаборатории института Механики НАН РА на универсальной испытательной машине с усилием 350 КН, имеющей возможность регулирования скорости деформирования в диапазоне 0,002-0,015 м/с. Эксперименты проводили на специально разработанном штампе с регулируемым прижимом, по схеме рис. 4.1.

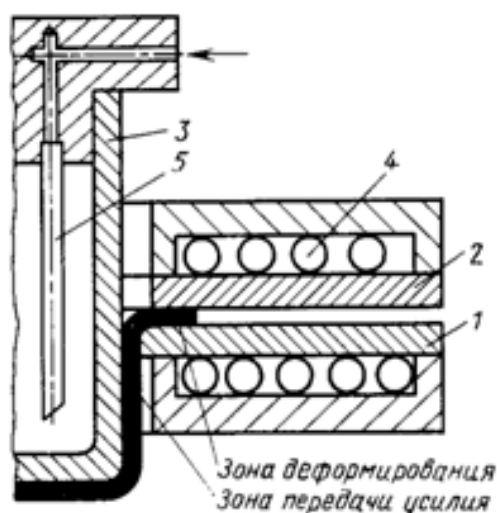


Рис. 4.1. Схема штампа с подогревом фланца (1-матрица; 2-прижим; 3-пуансон; 4-нагревательные элементы; 5- трубка для подачи охлаждающей жидкости)[10]

В экспериментах матрицу нагревали до 300°С, при котором стабильно качественные изделия получали при степени деформации  $m = 1,75$  (диаметр матрицы 40 мм) и скорости деформирования 0,005 м/с (рис.4.2).

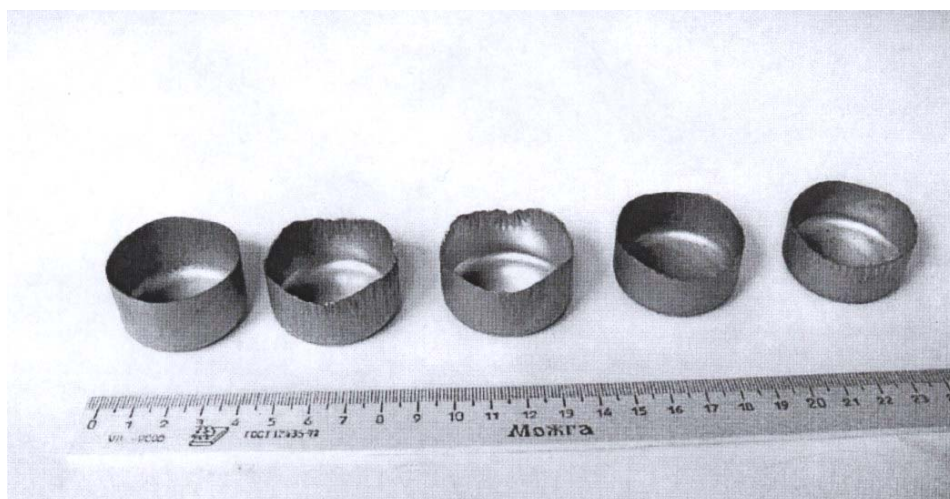


Рис. 4.2. Цилиндрические детали, вытянутые из листового молибдена с применением дифференциального нагрева

Исследования показали, что предельный степень деформаций зависит как от технологических факторов, так и от температурных режимов и скорости деформирования (рис. 4.3.). При прочих равных условиях предельный степень деформаций значительно растет в условиях обеспечения определенного градиента температур: около  $300^{\circ}\text{C}$ , на внешнем периметре заготовки и  $20^{\circ}\text{C}$  на пуансоне.

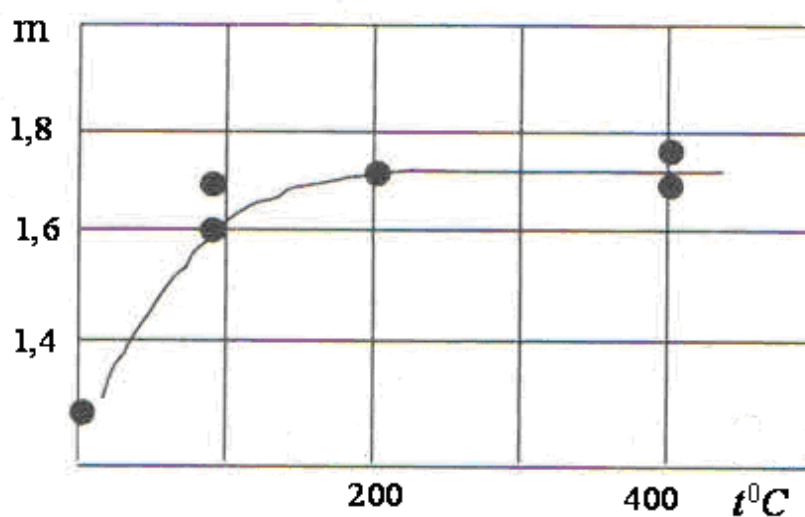


Рис. 4.3. Диаграмма зависимости предельной степени деформаций от температуры

Экспериментальными исследованиями установлено, что увеличение предельной степени деформации при вытяжке с нагревом заготовки достигается вследствие снижения сопротивления деформированию фланца при сохранении исходной прочности в опасном сечении.

#### 4.2. Средний показатель анизотропии листового молибдена

В разделе 1.2 главы 1 показано, что зависимость свойств листового молибдена от направления прокатки (анизотропия) оказывает определенное влияние на технологические процессы формоизменения. Для оценки этого влияния необходимо владеть информацией о показателях, количественно характеризующих анизотропию свойств. В качестве такого показателя применяется коэффициент нормальной анизотропии  $R$ , характеризующий изменение свойств листового металла в направлении, перпендикулярном к плоскости проката, в зависимости от его свойств в плоскости листа. Коэффициент  $R$  определяют по результатам испытаний плоских образцов на одноосное растяжение как отношение истинных (логарифмических) деформаций по ширине  $e_b$  к деформации по толщине  $e_t$  [32]:

$$R = \frac{e_b}{e_t} = \frac{\ln(b_0/b_1)}{\ln(t_0/t_1)}, \quad (4.1)$$

где  $b_0, t_0, b_1, t_1$  - соответственно начальные и конечные значения ширины и толщины плоских образцов. Испытания образцов производятся в зависимости от его расположения в листе: вдоль проката  $R_0$ , перпендикулярно  $R_{90}$  и под углом  $45^\circ$ ,  $R_{45}$  (рис.4.4)

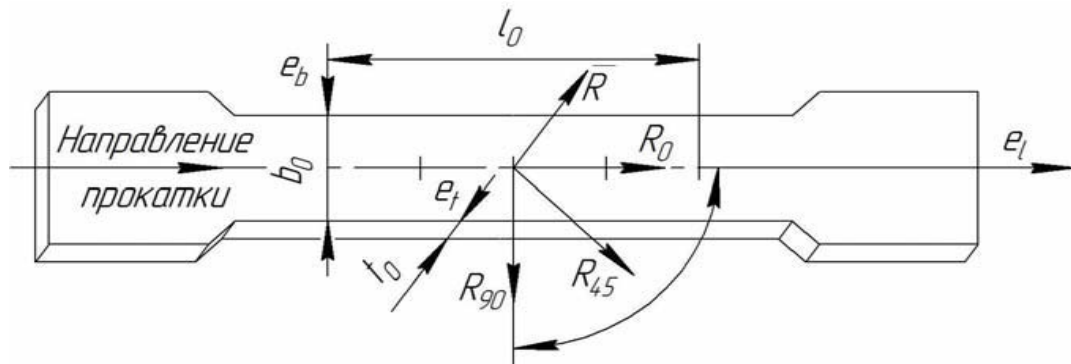


Рис. 4.4. Схема к расчету коэффициентов анизотропии

Расчеты коэффициента анизотропии по (4.1) связаны с определенными трудностями, обусловленными возникновением разных погрешностей при измерении приращений деформаций по толщине (шероховатость листа, неравномерность деформации по длине образца и т.д.), поэтому предпочтительнее использование коэффициента поперечной деформации (коэффициент Пуассона)  $\mu$ , представляющего собой отношение истинных (логарифмических) деформаций по ширине к деформациям по длине образца [72,73]:

$$\mu = \frac{e_b}{e_l} = \frac{\ln(b_0/b_1)}{\ln(l_0/l_1)}, \quad (4.2)$$

где  $l_0, l_1$  – соответственно начальное и конечное значения длины плоских образцов.

Показатель анизотропии согласно (4.1), (4.2) и условию постоянства объема представляется в виде [73,74]:

$$R = \frac{\mu}{1 - \mu} \quad (4.3)$$

При равенстве приращений деформаций по ширине и толщине испытываемых образцов  $\mu = 0,5$ , поэтому  $R = 1$ , следовательно, металл изотропен.

**Среднее значение коэффициента анизотропии.** При оценке влияния анизотропии на технологическую пластичность при компьютерном моделировании и проведения других технологических расчетов пользуются осредненными в плоскости листа показателями анизотропии. Согласно [32,74] для вычисления среднего значения коэффициента анизотропии пользуются зависимостями:

$$\bar{\mu} = \frac{1}{3}(\mu_0 + \mu_{45} + \mu_{90}), \quad (4.4 -a)$$

$$\bar{\mu} = \frac{1}{4}(\mu_0 + 2\mu_{45} + \mu_{90}), \quad (4.4 -b)$$

где  $\mu_0, \mu_{45}, \mu_{90}$  – соответственно коэффициенты поперечной деформации образцов, расположенные вдоль проката, перпендикулярно и под углом  $45^\circ$ .

Очевидно, что выражения (4.4) неоднозначно оценивают анизотропию одного и того же листа.

В [72,73] доказано, что среднее значение коэффициента анизотропии необходимо рассчитать по выражению

$$\bar{\mu} = \frac{1}{2} \left( \frac{1}{2} \mu_0 + \mu_{45} + \frac{1}{2} \mu_{90} \right). \quad (4.5)$$

Из анализа (4.5) следует, что в данном случае определяется не просто среднее значение трех показателей анизотропии, как в (4.4), а среднее взвешенное значение коэффициентов.

**Результаты экспериментальных исследований.** Для проведения экспериментальных исследований по определению коэффициента анизотропии и его влияния на способность к глубокой вытяжке, использованы листовая молибден толщиной 0,5 мм марки МЧ по ТУ48-19-472-90.

Испытания листовых образцов на растяжение [74] проведены согласно ГОСТ 7885-84 до разрыва с записью кривой (сила- абсолютное удлинение) в масштабе 10:1, для использования в численных расчетах при компьютерном моделировании.

При вытяжке листового молибдена на краю деталей образуются выступы (фестоны) и впадины, что является следствием анизотропии механических свойств [75]. Из результатов испытаний на одноосное растяжение образцов следует, что листовой молибден обладает плоскостной анизотропией механических свойств, которая является следствием образования текстуры при прокатке. Высота фестонов зависит от степени исходной анизотропии и степени деформации при вытяжке (рис.4.2). Следовательно, при разработке технологического процесса вытяжки деталей из молибдена необходимо учитывать степень фестонообразования. Количественная характеристика фестонообразования при вытяжке оценивается выражением [75]

$$E = \frac{H_{\max} - H_{\min}}{H_{cp}} = \frac{\Delta H}{H_{cp}}, \quad (4.6)$$

где  $H_{\max}$  и  $H_{\min}$  - максимальная высота по фестону и минимальная - по впадине вытянутой детали,  $\Delta H$  - высота фестона,  $H_{cp} = \frac{1}{2}(H_{\max} + H_{\min})$  - средняя высота.

Результаты экспериментальных исследований по определению коэффициентов анизотропии  $\mu_{\alpha}$  в зависимости от угла вырезки образцов к направлению прокатки следующие:  $\mu_0 = 0,42$ ;  $\mu_{45} = 0,524$ ;  $\mu_{90} = 0,44$ . По этим данным и по (4.3), (4.5) рассчитаны средние значения коэффициента и показателя анизотропии:  $\bar{\mu} = 0,477$ ;  $\bar{R} = 0,912$ .

#### **4.3. Компьютерное моделирование процессов глубокой вытяжки листового молибдена**

При численном анализе процессов формоизменения листового металла широко применяются следующие компьютерные программы: PAM-STAMP2G [77], Auto Form-

Incremental [78], Forming LS-DYNa [79], MARC-Auto-forge [80], PAM-STAMP 2015 [81-88]. Применение указанных программных комплексов дает возможность моделировать сложные технологические процессы. При этом деформирующий инструмент может быть задан как абсолютно жесткий, так и упругодеформируемый. Выше перечисленные программные комплексы представляют широкие возможности для обработки результатов, оценки процессов и анализа течения материала. Результаты включают графики сил и работ, поле напряжений и деформаций.

Система PAM-STAMP представляет собой интегрированный пакет подготовки производства, в котором моделируются процессы холодной листовой штамповки заготовки под действием активных частей штампа. Исходными данными для проведения моделирования процессов вытяжки листового металла в программном комплексе PAM-STAMP являются [89,90]

- Трехмерные геометрические модели инструментов (пуансон, матрица и прижим);
- Свойства материала заготовки (модуль Юнга, коэффициент Пуассона, плотность; коэффициент анизотропии, а также экспериментальная кривая деформирования)(рис. 4.5.);
- Технологические параметры процесса (сила прижима заготовки, скорость движения пуансона, коэффициент трения между инструментом и заготовкой).

Созданные конечно-элементные (КЭ) модели инструментов и заготовки ориентируют в пространстве по осям, задают последовательность их расположения и направление движения пуансона. Программа позволяет определить:

- Изменение толщины заготовки в процессе вытяжки;
- Величины, направления главных деформаций и их интенсивность;
- Величины, направления главных напряжений и их интенсивность;
- Предельное формоизменение и возможные опасные зоны заготовки;
- Силовые параметры процесса.



Плотность , г /см <sup>3</sup>	10,22
Температура плавления	2620 <sup>0</sup> С
Коэффициент линейного расширения, 10 <sup>-6</sup> К <sup>-1</sup>	4,9
Модуль Юнга, ГПа	336,3
Модуль сдвига, ГПа	122
Коэффициент Пуассона	0,3
Структура решетки	кубическая объемно-центрированная
Параметр решетки , А	3,147

Вариацией полученных таким образом параметров процессов вытяжки, а именно температуры деформирования, силы прижима, формы заготовки из молибденового листа позволяет оптимизировать процессы формоизменения при наличии и отсутствии осевой симметрии деформирования.

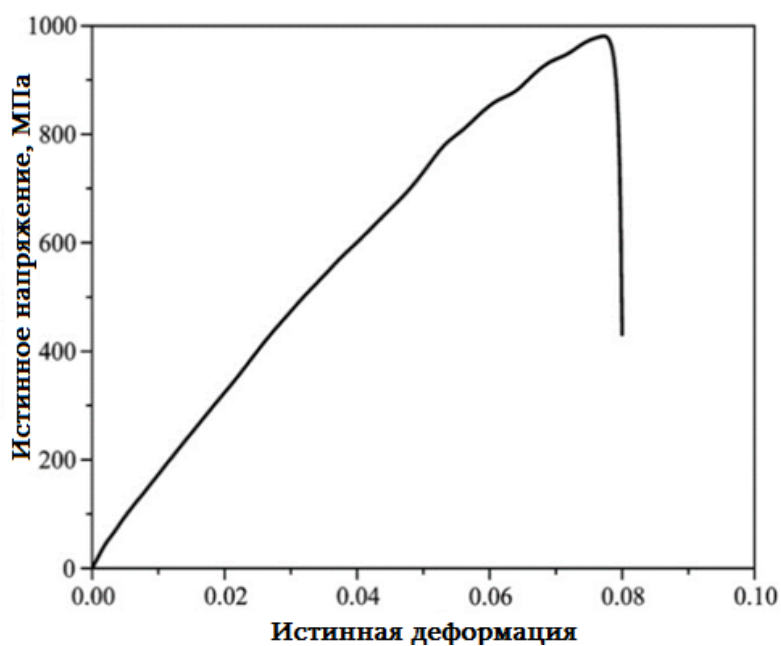


Рис. 4.5. Кривая зависимости истинного напряжения от истинной деформации для листового молибдена, согласно выражения (2.3)

На рис. 4.6. показаны конечно-элементные модели пуансона, прижима, матрицы и заготовки для вытяжки, созданные в программе PAM-STAMP [90].

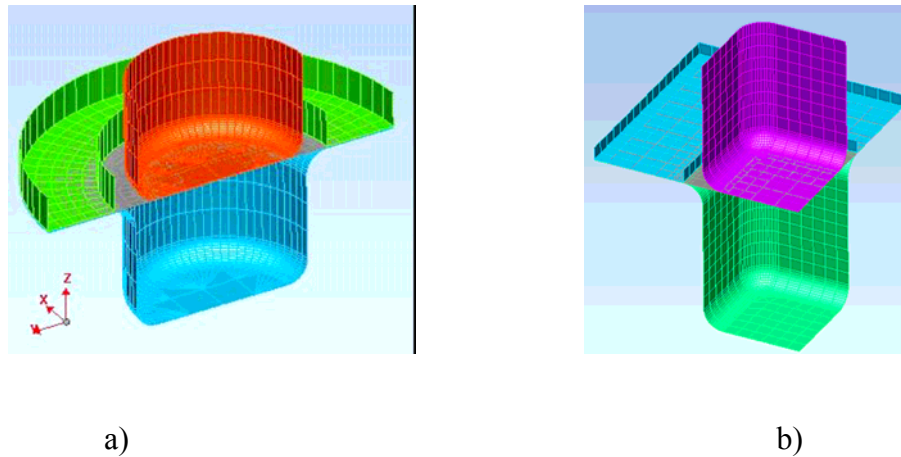


Рис. 4.6. Конечно-элементные модели пуансона, прижима, матрицы и заготовки для осесимметричной (а) и неосесимметричной (б) вытяжки, созданные в программе PAM-STAMP [90]

В программном комплексе PAM-STAMP свойства материала задают в виде кривой упрочнения в координатах  $\sigma - \varepsilon$ , согласно выражения (2.3).

На рис. 4.7. представлены результаты компьютерного моделирования процесса осесимметричной вытяжки [91,92].

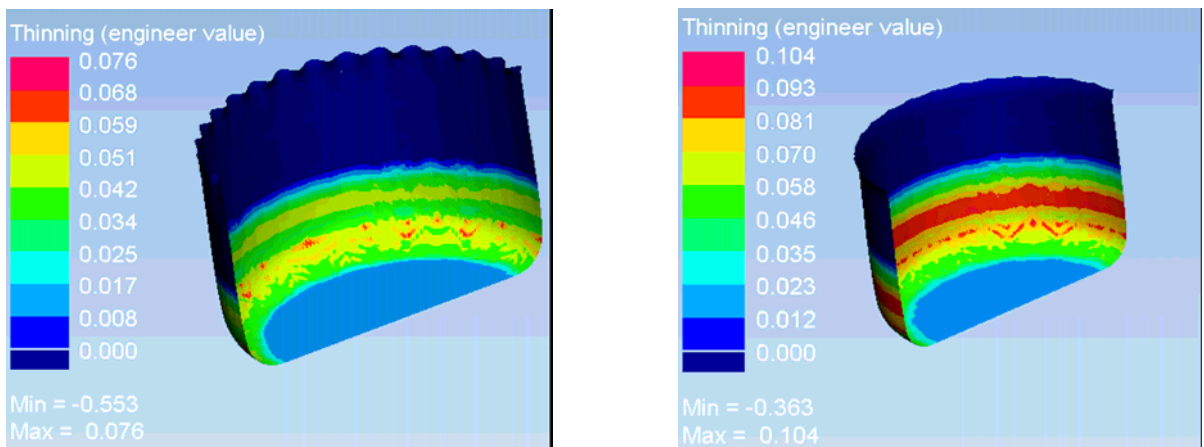


Рис. 4.7. Моделирование процесса осесимметричной вытяжки [91,92]

Проведено сравнение результатов, полученных аналитическим решением (таблица 1), компьютерным моделированием и физическими экспериментами (рис.4.2). Из сравнения этих результатов следует, что основной фактор, влияющий на изменение толщины при осесимметричной вытяжке, является коэффициент вытяжки. С увеличением этой величины на радиусной кромке пуансона уменьшается толщина детали. Максимальное относительное утонение у радиусной кромки детали при переходе на цилиндрическую часть составляет около 10%. На рис.4.8 представлены результаты неосесимметричной вытяжки угловой зоны при разных глубинах деформирования.

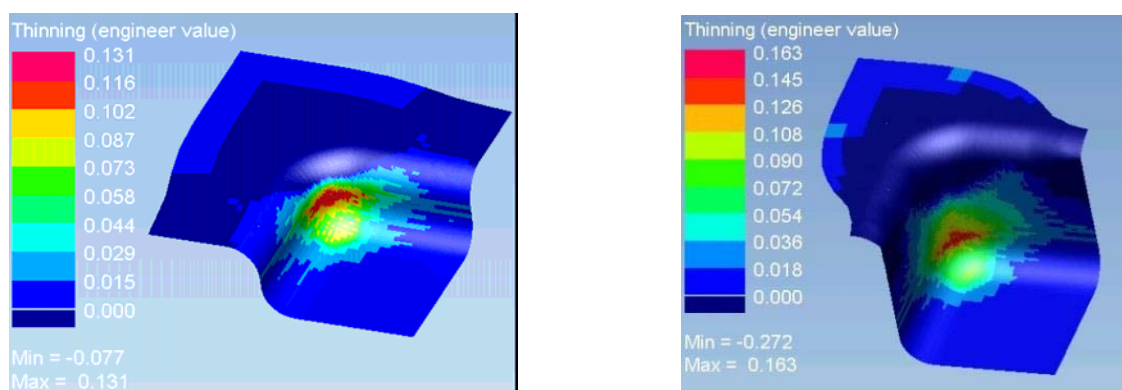


Рис. 4.8. Моделирование неосесимметричной вытяжки угловой зоны при разных глубинах деформирования

На рис. 4.9. и 4.10 приведены результаты компьютерного моделирования процесса неосесимметричной вытяжки листового молибдена соответственно из прямоугольной и фигурной заготовок.

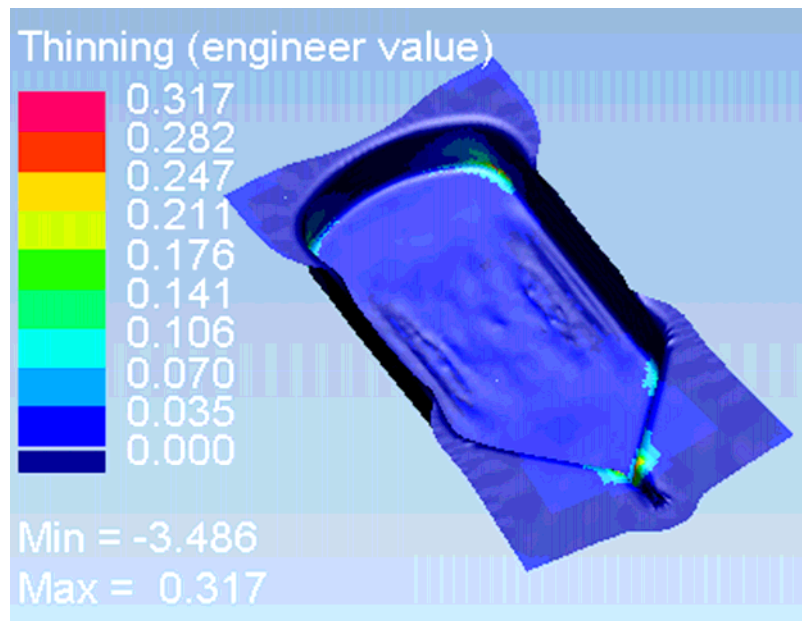


Рис. 4.9. Моделирование процесса неосесимметричной вытяжки листового молибдена из прямоугольной заготовки

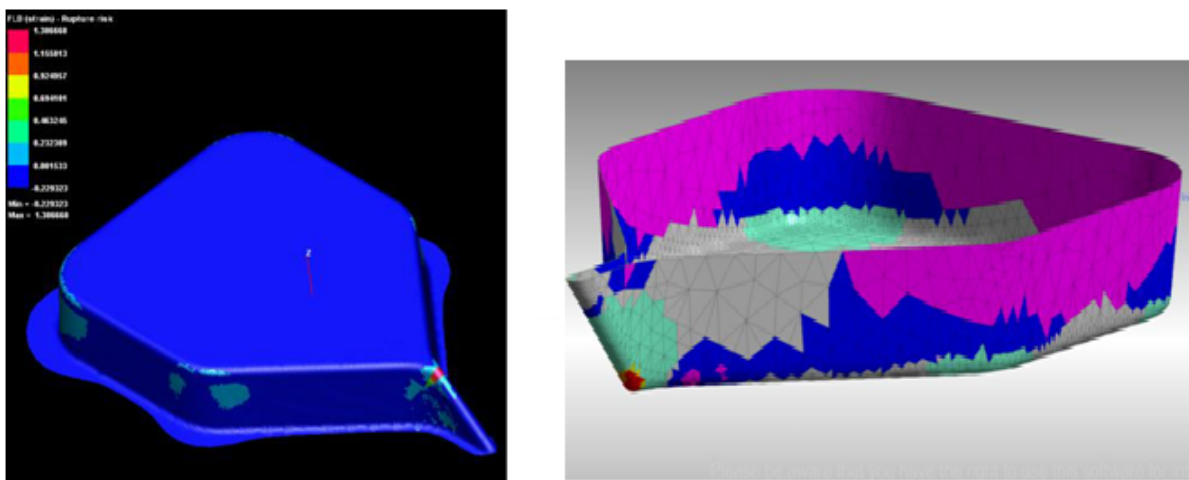


Рис. 4.10. Моделирование процесса неосесимметричной вытяжки листового молибдена из фигурной заготовки

#### 4.4. Разработка оптимальной конструкции и методики проектирования технологии вытяжки контейнеров из листового молибдена

Оптимизация конструкции и технологии вытяжки контейнеров из листового молибдена возможна на основе изучения процессов, сопровождающих плавление и кристаллизацию вещества, физической кинетики на фронте роста, процессов тепло и массопереноса в расплаве и кристалле, а также процессов, происходящих в монокристалле при его охлаждении. Эти явления достаточно подробно изучены в [7-9], где приведены основные результаты теоретических и экспериментальных исследований физико-химических процессов, происходящих в процессе роста тугоплавких монокристаллов из расплава. В [88,89,101] разработана макроскопическая теория образования дислокаций и остаточных напряжений при росте диэлектрических монокристаллов. Показано, что неравномерное распределение температуры в растущем монокристалле способствует возникновению дислокаций. Указанные дислокации образуются не из-за случайных колебаний условий роста, а вследствие того, что в затвердевающих слоях межатомные расстояния зависят не только от величины температуры, но и от характера ее распределения. Ввиду нелинейности температурного поля плотность атомных плоскостей в нарастающем слое может быть меньше, чем в объеме кристалла, вследствие чего ряд дополнительных атомных плоскостей образуют дислокации. При этом они вызывают остаточные деформации в монокристалле и являются источниками напряжений. На основе указанных и других исследований рекомендуются определенные соотношения размеров контейнеров для применения в методе ГНК. Согласно этим рекомендациям высота (глубина) контейнеров ограничивается в пределах 40-50 мм, вследствие чего высота расплава становится намного меньше, чем ее поверхность. На основе этого возникают условия эффективного удаления примесей за счет испарения, а также снижается интенсивность конвективных потоков, влияющих на степень стабильности процесса кристаллизации.

В [7-9] отмечается очень слабая зависимость скорости выращивания от ширины растущего монокристалла, что позволяет в практике ГНК применять контейнеры с отношением размеров  $0,4 \leq b/l \leq 0,6$  ( $b, l$  -соответственно ширина и длина контейнеров).

На основе указанных рекомендаций рассчитаны угловые радиусы сопряжения вертикальных стенок контейнеров и радиусы деформирующих инструментов, а также взаимное расположение контейнеров и плоской листовой заготовки для двух типоразмеров контейнеров-лодочек (200 x 100 x 30мм и 380 x 170 x 50мм ) (рис. 4.11.).

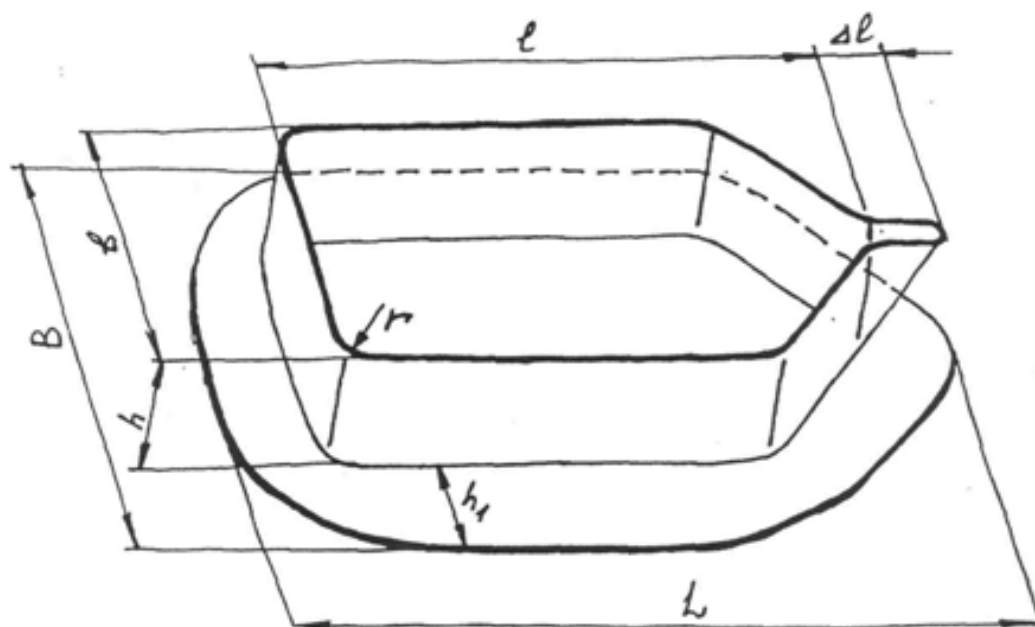


Рис. 4.11. Взаимное расположение контейнера и плоской листовой заготовки

Из анализа рабочего чертежа контейнера-лодочки следует, что по периметру изделия имеются выпуклые и вогнутые участки, которые в вертикальной плоскости имеют образующие, расположенные вертикально либо под некоторым углом, которые сопрягаются с фланцем заготовки определенными радиусами сопряжений. Из описанного следует, что рассматриваемый контейнер по своим конструктивным параметрам относится к наиболее сложным, с точки зрения вытяжки, изделиям. Исходя из анализа НДС подобных изделий можно заключить, что в выпуклых участках имеет место двухосное разноименное напряженное состояние (меридионально растягивающие и окружные сжимающие напряжения), а в вогнутых участках -соответственно двухосно одноименное напряженное состояние (меридиональные и окружные растягивающие напряжения). Из условия

непрерывности полей напряжений следует, что в определенных областях заготовки возможна реализация линейного напряженного состояния [93,94].

На рис. 4.12. представлен рабочий чертеж контейнера-лодочки трех типоразмеров, разработанной согласно рекомендации по созданию оптимальной конструкции жаропрочных элементов.

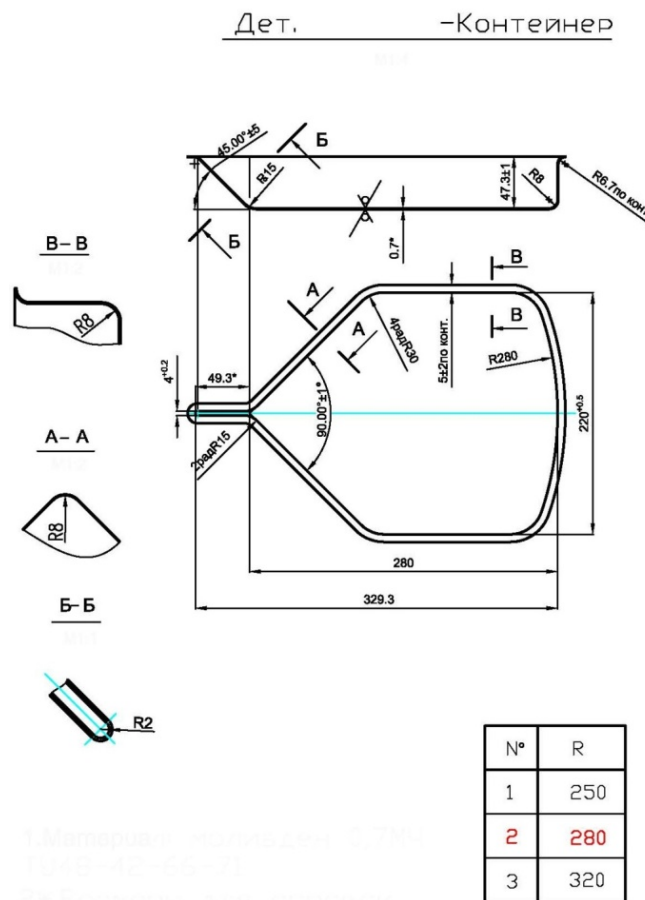


Рис. 4.12. Рабочий чертеж контейнера-лодочки

Вследствие того, что во фланце заготовки напряжения, возникающие от прижима, на порядок меньше вышеуказанных напряжений принимается, что вытяжка происходит в условиях обобщенного плоского напряженного состояния. Наличие вертикальных и расположенных под углом стенок в принципе не меняет вид НДС в пластической области.

На основе проведенных теоретических исследований компьютерного моделирования, а также данных справочной литературы и производственного опыта оптимальной считается технологический процесс вытяжки, при которой полученный контейнер-лодочка по периметру имеет в пределах допуска постоянную высоту и минимальный разброс относительной толщины [97, 98].

При построении контура заготовок для коробок с относительными большими радиусами угловых закруглений (рис. 1.6. область II б) учитывается явление вытеснения металла из угловых закруглений в боковые стенки. В этом случае расчет и построение контуров заготовок ведется (по средней линии) по методу Звороно Б.П. [99, 100].

#### **4.4.1. Технологическая оснастка, деформирующий инструмент и оборудование для физического моделирования процесса неосесимметричной вытяжки листового молибдена**

При расчете и конструировании технологической оснастки использованы методические указания по проектированию, стандарты ЕСКД, а также результаты теоретических и экспериментальных исследований по силовой и термической интенсификации технологических процессов, приведенные в предыдущих разделах настоящей работы.

При разработке устройства (штампа) для неосесимметричной вытяжки решены следующие конструктивно-технологические задачи:

1. по ширине фланцевой части заготовки обеспечено определенное распределение температуры;
2. создана возможность выноса упругого элемента, обеспечивающего усилие прижима из технологической зоны устройства и расположен над верхней плитой, вследствие чего исключена возможность влияния температурных полей на работоспособность упругого элемента;



3. наличие высокоточного направляющего узла дало возможность обеспечить равномерный технологический зазор по сложному контуру контейнера.

Рабочими органами в разработанной конструкции являются пуансон 2, закрепленный винтами 35 к верхней плите 6 штампа и матрица 1, закрепленная винтами к нижней плите 5 штампа соответственно. В матрице с опорной стороны смонтировано нагревательное устройство (условно не показано), которое изолировано от плиты 7 асбестовыми теплоизоляционными пластинами 47. Для обеспечения необходимого усилия прижима над верхней плитой размещено прижимное устройство. При рабочем ходе оборудования усилие прижима передается прижимной плите 3 через подвижные колонки 19. В нижней части оснастки размещено буферное устройство 24 для съема готовой детали. Общий вид технологической оснастки (штампа) приведен на рис. 4.13.

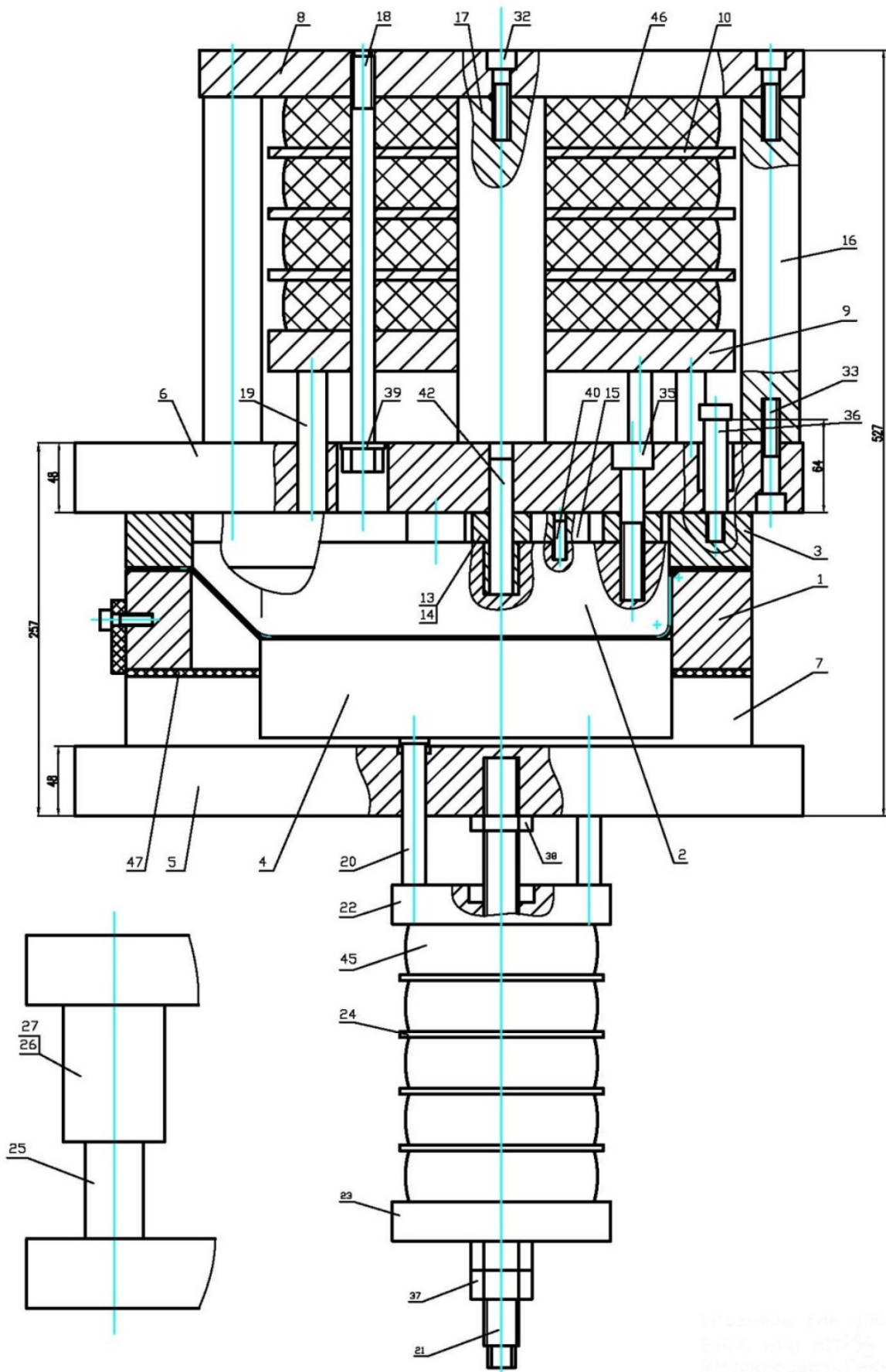


Рис. 4.13. Общий вид технологической оснастки (штампа)

Физическое моделирование процесса неосесимметричной вытяжки листового молибдена выполнено в штампе на гидравлическом прессе марки Д2432 усилием 1600 КН, с размерами рабочего стола 800 x 800 мм (рис. 4.14.).



Рис. 4.14. Экспериментальный штамп для вытяжки контейнеров-лодочек

Деформирование листовых молибденовых заготовок осуществляли с постоянной скоростью деформирования- 0,2 мм/сек. Выбранные малые скорости деформирования и оптимальный температурный режим позволили отследить за процессом формоизменения листового молибдена в условиях двухслойного листового пакета, фиксировать моменты появления признаков потери устойчивости в фланцевой части заготовки (гофрообразование) и разрушение в донном участке. При отсутствии указанных явлений проводили измерение

высоты готового изделия по периметру и при необходимости корректирование форм и размеров исходных заготовок.

В качестве деформирующего инструмента использовали составной пуансон и матрицу, изготовленные из стали X12M по ГОСТ5950-73, которые по стандартной методике подвергали термической обработке для получения твердости в пределах 54÷58 HRC. Технологические зазоры между матрицей и пуансоном были выбраны с учетом формоизменения листового молибдена в условиях двухслойного листового пакета, в котором в качестве наружного слоя использовалась легированная сталь толщиной 0,8 мм марки 25 ХГСА по ГОСТ 1542-71 с механическими свойствами  $\sigma_b \approx 690$  МПа,  $\delta \approx 0,18$ . В качестве смазки при вытяжке листового молибдена в условиях температурного градиента были использованы смазки с графитовым наполнителем до 30%.

На рис. 4.15., представлены рабочие чертежи соответственно пуансона (а), и матрицы (б).

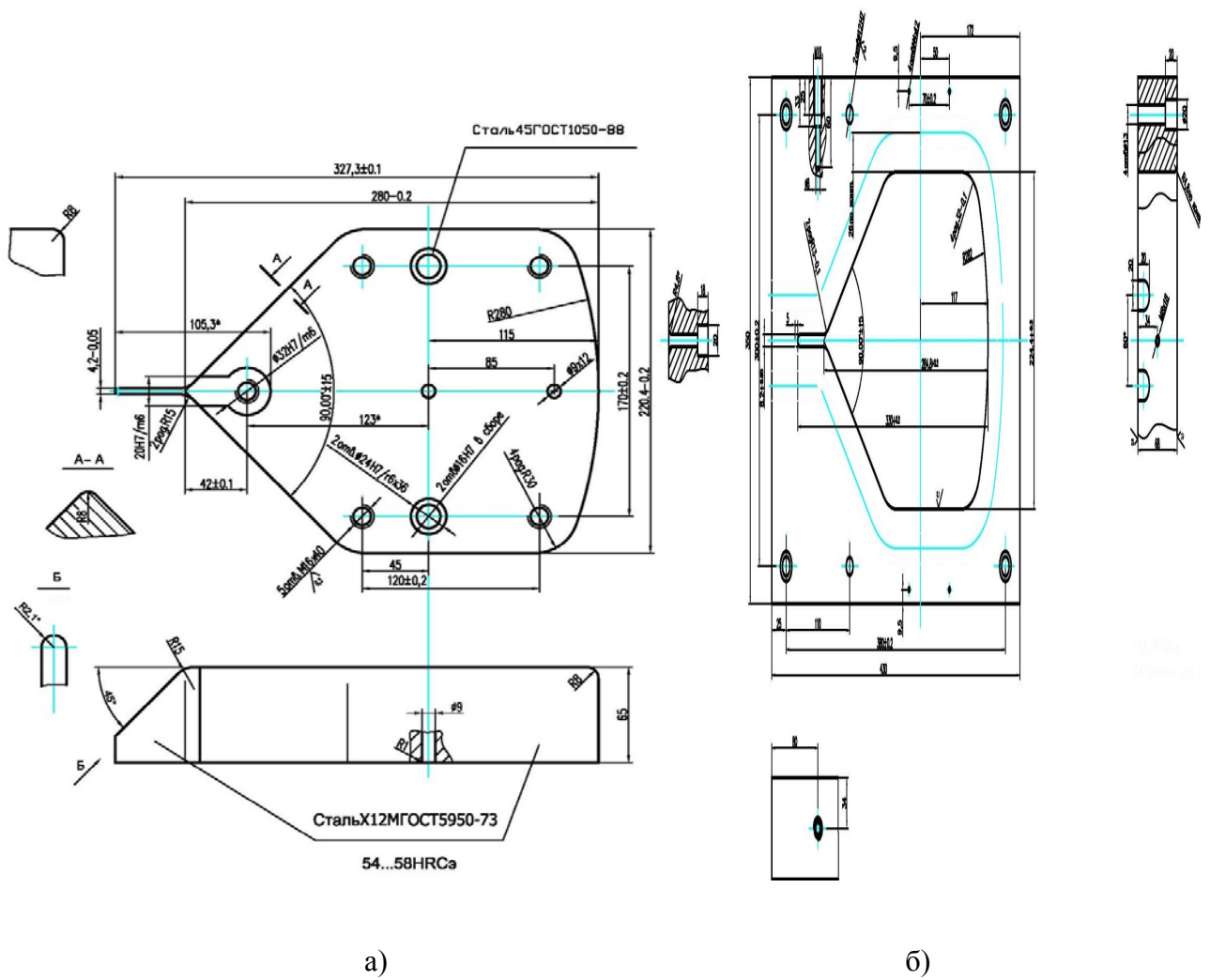


Рис. 4.15. Рабочие чертежи соответственно пуансона и матрицы

На рис. 4.16., представлены образцы контейнеров с размерами 100 x 200 x 30мм (а) и 170 x 380 x 50мм (б), изготовленные из молибденовых листов толщиной соответственно 0,5 мм и 0,7 мм.



а)



б)

Рис. 4.16. Образцы контейнеров с размерами а- 200 x 100 x 30 мм, б- 380 x 170 x 50мм

#### **4.5 Разработка методики проектирования технологических процессов глубокой вытяжки листового молибдена для изготовления деталей типа контейнеров-лодочек**

Рассмотренные особенности глубокой вытяжки деталей коробчатой формы из заготовок листового молибдена показывают, что исходные размерные характеристики детали (относительная толщина, угол наклона образующей по периметру, соотношения радиусов сопряжения к ширине, коэффициент вытяжки) оказывают существенное влияние на характер формоизменения. В связи с этим возникает необходимость разработки методики проектирования технологических процессов глубокой вытяжки из заготовок листового молибдена для изготовления деталей типа контейнеров-лодочек. Поэтому становится необходимым уточнение некоторых особенностей процессов формоизменения, которые должны учитываться при проектировании реальных технологических процессов.

1. Геометрия детали - необходимо учитывать, что при относительной величине углового радиуса  $r/s \geq 20$  и коэффициента вытяжки по биссектрисе  $K \leq 2$ , в условиях формоизменения двухслойного листового пакета, возможно получить детали без разрушения.

2. Потеря устойчивости заготовки – необходимо учитывать, что при рабочем ходе прессового оборудования прижимное устройство должно обеспечивать исходное давление на заготовку до начала процесса деформирования заготовки. Это достигается регулированием штамповой оснастки при ее наладке и испытании.

3. Температурный градиент деформирования – до начала процесса деформирования с помощью вмонтированных в матрицу датчиков температуры (термопары) и измерительно-регулирующих приборов необходимо обеспечить нагрев матрицы не более  $350^{\circ}\text{C}$ .

4. Качество поверхности – с целью исключения возможности окисления листового молибдена, обеспечения необходимого качества поверхности и уменьшения влияния трения молибденовые заготовки должны тщательно смазываться графитовой смазкой лишь со стороны контакта с пуансоном.

Наиболее сложным и трудоемким этапом является разработка методики проектирования, и ее формализация. В процессе проектирования и освоения процесса глубокой вытяжки листовых молибденовых заготовок была выработана последовательность выполнения процедур проектирования, которые можно отобразить в виде схемы, изображенной на рис. 4.17.

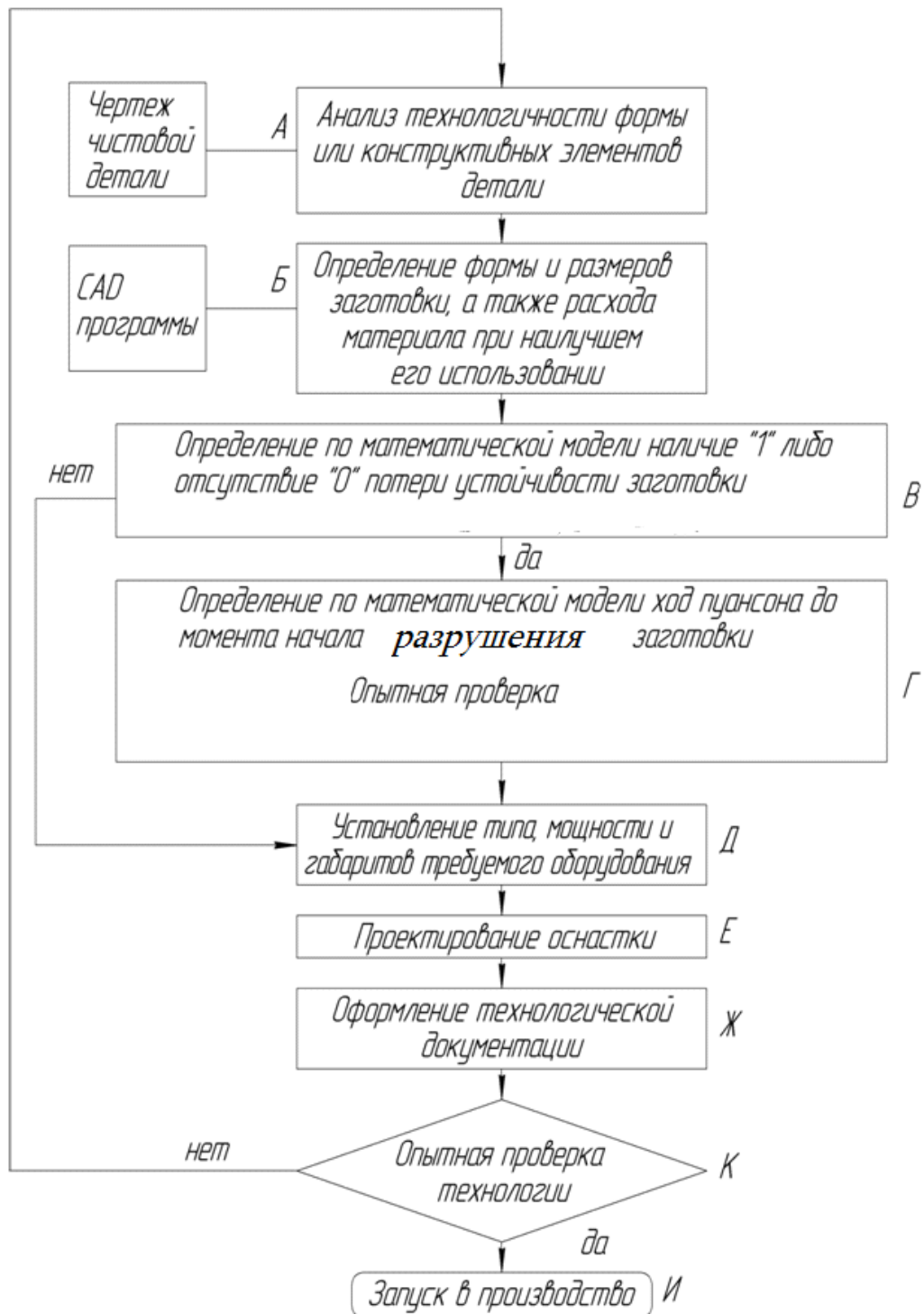




Рис. 4.17. Последовательность процедур при проектировании технологического процесса глубокой вытяжки листовых молибденовых заготовок

В соответствии с этой схемой, после анализа чертежа детали, и рассмотрения технологичности формы детали (блок А) технолог, используя САД программы, определяет размеры исходной заготовки (блок Б). Затем по математической модели устанавливает наличие либо отсутствие потери устойчивости заготовки (блок В). При наличии потери устойчивости (решение равно «1», при ее отсутствии «0») проводится расчет высоты заготовки до момента начала появления признаков потери устойчивости деформации (блок Г). Далее, руководствуясь требованиями к оборудованию, нормативными данными и личным опытом, технолог выбирает тип штамповочного оборудования (блок Д), конструктор проектирует штамповую оснастку (блок Е). После изготавливают соответствующую технологическую документацию – технологическую карту (блок Ж).

Для мелкосерийного и единичного производства технологическая и конструкторская подготовка производства может быть закончена. Для крупносерийного и массового производства проводят, опытную проверку технологии и ее совершенствование (блок К), в процессе которых требуется повторная проверка или корректировка решений. Только после того, как технологический процесс отработан и отвечает требуемому уровню, технологию запускают в производство (блок И).

#### **4.6 Техничко-экономическое обоснование и расчет технико-экономической эффективности изготовления контейнеров лодочек методом неосесимметричной глубокой вытяжки**

Для технико-экономического обоснования и технико-экономической эффективности изготовления контейнеров лодочек методом неосесимметричной глубокой вытяжки согласно раздела 4.4.1. выбираем контейнер-лодочку следующих размеров 170x380x50мм. Согласно схеме приведенное в разделе 4.4 (рис. 4.11.) заранее рассчитывается форма и размеры

исходной заготовки для получения оптимального контейнера(оптимальной считается контейнер имеющее одинаковую высоту по периметру ). Оптимальная заготовка вырезается из листового молибдена толщиной 0.7мм имеющие размеры 410x260мм. При удельном весе  $10.22\text{г/см}^3$  вес одной заготовки составляет 0.76кг. По существующим прейскурантам цена одного листа указанных размеров составляет 57600 драм РА(120\$). При получении заготовки оптимальной формы отходы составляют 15.7%.

Согласно рис. 4.17. определяем последовательность процедур при проектировании технологического процесса глубокой вытяжки листовых молибденовых заготовок в условиях двухслойного листового пакета. В качестве наружного слоя согласно результатам раздела 3.1 выбираем стальной лист толщиной 1.0 мм марки 25ХГСА таких же размеров (410x260мм ) вес которого 0.835кг. Стоимость стального листа составляет 2000 драм РА. В качестве смазок использованы смазки на графитовой основе стоимость которой составляет 1000 драм РА.

Таким образом материальные расходы для вытяжки одного контейнера лодочки составляет 60600 драм РА.

Согласно результатам физического моделирования процесса неосесимметричной вытяжки листового молибдена, выполненной в штампе на гидравлическом прессе марки Д2432 усилием 1600 КН, с размерами рабочего стола 800 x 800 мм (рис.4.14), расход электроэнергии на один деталь составляет 8 кВт. По действующим прейскурантам стоимость одного кВт/Ч –а составляет 46 драм РА, поэтому суммарный расход электроэнергии составляет 368 драм РА.

Транспортные расходы основных и вспомогательных материалов содержат расходы по перевозке материалов и реализация готовой продукции. В рассматриваемом случае указанные расходы составляют 108480 драм РА(226 \$)(в транспортных расходах учтено расходы по импорту молибдена из КНР).

Амортизационные расходы основного оборудования и средств технологической оснащения(СТО) рассчитывается исходя из срока службы ( $t_1$  и  $t_2$ ) и стоимости оборудования ( $i_1$  и  $i_2$ ) (индексы 1 относятся к гидравлическому прессу, а 2- к СТО). Годовой износ ( $D$ ) из себя представляет отношение стоимости оборудования к сроку службы –  $D_1=i_1/t_1$  и  $D_2=i_2/t_2$ ,  $D=D_1+D_2$ . В рассматриваемом случае стоимость проектированного и изготовленного СТО составляет 1 804 800драм РА(3760\$).

Таким образом  $D_1=308 800$ драм РА,  $D_2=16 468 800$ драм РА,  $D=16 777 600$ драм РА. В расчетах принято стоимость гидравлического пресса равной 4 632 000драм РА(9650\$).

Таблица 3.

Исходные данные оплаты труда для основных и вспомогательных рабочих

Специальность	Количество рабочих	Разряд	зарплата на изготовление одного контейнера в драмах	зарплата на программу, тыс. драм
Наладчик	1	4	216.6	260
Прессовщик	1	3	200	240
Контролер	1	4	108.3	130
Общее	3	-	524.9	630

Исходные данные для расчета себестоимости(тыс. драм РА) контейнеров лодочек для годовой программы в количестве 1200 шт:

- расход металла -72 720;
- расход электроэнергии – 441.6;
- оплата труда – 630;

- транспортные расходы – 108.48;
- стоимость СТО – 1 804.8;
- амортизационные отчисления - 1 723.726;
- накладные расходы - 868.8;
- другие расходы – 5 245.2;
- общие расходы 83 542. 606.

Себестоимость (С) одного контейнера определяется из соотношения общих расходов на программу выпуска:  $C=K/n$ ,  $K=83\ 542.606$  и  $n=1200$ , имеем  $C= 69\ 618$  драм РА.

Рентабельность(Р) определяем следующим образом

$P=((m-c)/c)*100\ %$ ; принимая рыночную стоимость одного контейнера –  $m= 93120$  драм РА(194\$) получим  $P= 33.75\%$ .

#### **Выводы по главе 4**

1. Проведено экспериментальные исследования и компьютерное моделирование процесса неосесимметричной глубокой вытяжки, а также оптимизация технологического процесса и разработана типовой технологический процесс вытяжки контейнеров лодочек из листового молибдена.

2. По результатам испытания плоских образцов на одноосное растяжение и вытяжки цилиндрических деталей из круглых заготовок установлено, что оптимальным температурным режимов деформирования листового молибдена толщиной 0.5-0.7мм колеблется в пределах 300-350<sup>0</sup>С, а среднее значение коэффициента и показателя анизотропии соответственно равны-  $\bar{\mu} = 0,477$ ;  $\bar{R} = 0,912$ .

3. Результаты компьютерного моделирования установлено качественное соответствие распределения толщин по образующей при вытяжке цилиндрических деталей и по биссектрисе – при вытяжке коробчатых деталей.

4. Оптимизация технологического процесса неосесимметричной вытяжки листового молибдена, выполнено на основе построения оптимального контура исходной заготовки (при котором вытянутая деталь имеет одинаковую высоту по периметру) и температурно силовых режимов деформирования.

5. Разработано и изготовлено экспериментальное устройство (штамп) для вытяжки контейнеров из листового молибдена, снабженной нагревательным и прижимными устройствами в котором реализован процесс вытяжки контейнеров в условиях деформирования двухслойного листового пакета .

6. Согласно разработанной последовательности процедур проектирования технологического процесса проведено технико-экономическое обоснование и расчет технико-экономической эффективности изготовления контейнеров лодочек методом неосесимметричной глубокой вытяжки из листового молибдена.

## **ОСНОВНЫЕ ВЫВОДЫ**

1. Взаимодополняющими аналитическими, численными и экспериментальными методами проведено моделирование процессов глубокой вытяжки полых цилиндрических и коробчатых деталей из листового молибдена толщиной 0,5мм и 0,7 мм, изготовленные методами порошковой металлургии с определенными свойствами нормальной анизотропии.

2. С учетом основных технологических факторов, влияющих на процессы глубокой вытяжки, а именно изменение толщины и деформационного упрочнения, для конечного формоизменения при наличии и отсутствии осевой симметрии деформирования, на основе теории пластического течения получены замкнутые аналитические решения для полей напряжений и деформаций.

3. Для процессов глубокой вытяжки, протекающие в условиях обобщенного плоского напряженного состояния, показано что, на девиаторной плоскости цилиндра пластичности Мизеса накопление деформаций носит нестационарный характер. Дана количественная

оценка степени нестационарности, на основе чего проведен анализ механизма роста эффективной деформации с целью обеспечения требуемых физико-механических характеристик и структуры готовых изделий.

4. Аналитическими методами и экспериментальными исследованиями установлен закономерность изменения предела текучести при формоизменении листового молибдена и показано, что наиболее точно деформационное упрочнение описывается степенной зависимостью между напряжением текучести и накопленной (эффективной) деформацией. На основе экспериментально установленных механических свойств исходного листового молибдена определены постоянные параметры в степенном законе деформационного упрочнения.

5. По результатам анализа аналитических решений выявлены определенные характерные особенности глубокой вытяжки, а именно: для жестко-пластической модели деформируемого материала предельная степень деформаций не может превышать величину – 2,475 при осесимметричной вытяжке и – 4,84 при неосесимметричной вытяжке. Установлен линейный характер влияния параметра деформационного упрочнения на указанные показатели.

6. Предложена новая методика для определения главных напряжений по биссектрисе в угловой части заготовки при неосесимметричной вытяжке, позволяющий обосновать увеличение предельной степени деформаций на основе роста, по абсолютной величине, окружных сжимающих напряжений в условиях формоизменения заготовки при обобщенном плоском напряженном состоянии с учетом взаимозависимого изменения толщины материала и деформационного упрочнения.

7. Разработана методика и дана количественная оценка погрешностей линейных размеров и показателя сопротивления деформированию при глубокой вытяжке цилиндрических и коробчатых деталей из листового молибдена. На девиаторной плоскости цилиндра пластичности Мизеса определены векторные поля эквивалентных деформаций для начальной и конечной стадий процесса глубокой вытяжки, и на основе отображения этих полей в материальную среду деформируемой заготовки определены распределения параметров точности и прочности по высоте вытягиваемых деталей.

8. На основе данных о физико-химических процессах, происходящих при росте тугоплавких диэлектриков из расплава, распределений температурных полей и остаточных напряжений, а также особенностей деформирования листового молибдена в условиях двухслойного листового пакета разработаны оптимальная конструкция контейнеров двух типоразмеров – 40 x 100 x 200 мм и 50 x 160 x 320 мм и технология глубокой вытяжки из заготовок толщиной, соответственно 0,5 мм и 0,7 мм согласно ТУ48-19-472-90.

9. Разработана конструкция и изготовлено устройство (штамп) для глубокой вытяжки из листового молибдена неосесимметричных-коробчатых деталей типа контейнеров-лодочек, с возможностью обеспечения оптимальных значений температурного градиента- около  $300^{\circ}$  С на краю фланца заготовки и около  $60^{\circ}$  С на пуансоне. Проведены экспериментальные исследования на гидравлическом прессе усилием 160 МН, определены технологическое усилие и работа деформирования, а также оптимальный диапазон изменения скорости перемещения ползуна.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Емельянов В.С. Молибден в ядерной энергетике. - М.: Атомиздат, 1977. - 160 с.
2. Гнесин Б.А. Материаловедческие основы создания перспективных высокотемпературных сплавов молибдена, вольфрама и композитов, содержащих их силициды: Автореф. дис. ... докт.техн.наук - Черногловка, 2015. – 331 с.
3. Тугоплавкие и редкие металлы и сплавы: Справочник / Д.Г. Карпачев, Е.Д. Доронькин, С.А. Цукерман и др. – М.: Металлургия, 1977.- 240 с.
4. Смирнов С.В. Деформируемость и поврежденность металлов при обработке давлением: Автореф. дис. ... докт.техн.наук - Екатеринбург, 1998.- 40 с.
5. Смирнов С.В., Нестеренко А.В., Швейкин В.П. Деформируемость сплавов молибдена при изготовлении тонкостенных труб // Металлы. - 2008. - N5. С.80-89.

6. Багдасаров Х.С. Высокотемпературная кристаллизация из расплава. - М.: Физматлит, 2004. -160 с.
7. Багдасаров Х.С. Проблемы синтеза тугоплавких оптических монокристаллов // Рост кристаллов. – Ереван: Изд. ЕГУ. – 1977. - С. 179-195.
8. Zhao J., Si J., Xu X., Song H. Growth of Large Sized Yb: YаG Single Crystals by Temperature Gradient Technique // J. Cryst. Growth, 252 (1-3).- 2003.- P. 355-359.
9. Багдасаров Х.С., Горянов Л.А. Тепло- и массоперенос при выращивании монокристаллов направленной кристаллизацией.- М.: Физматлит, 2007. - 180 с.
10. Справочник по холодной штамповке / Под ред. В.П. Романовского. – Ленинград: Машиностроение, 1979. - 520 с.
11. Metal Forming Handbook / Shuler Springer-Verlag. - Heidelberg, 1998. - P. 543.
12. Ковка и штамповка: Справочник в 4-х т. / Под ред. Е.И. Семенова. - Т.4. - Листовая штамповка. - М.: Машиностроение, 2010. -544 с.
13. Заготовки листовые мерные из молибдена марок МЧ и МЧВП.- ТУ48-19-472-90.
14. Michael Vauccio. Refractory Metals // ASM Metals Reference Book /American Society for Metals- ASM International, 1993.- P. 120-122.
15. Wilson J.W. General Behavior of Refractory Metals // Behavior and Properties of Refractory Metals. – Stanford University Press, 1965.- P. 419.
16. Зеликман А.Н., Коршунов Б.Г. Металлургия редких металлов: Учебник для вузов. -М.: Металлургия, 1991. - 432 с.
17. Медведев А.С., Богатырева Е.В. Теория и практика гидрометаллургических процессов, лежащих в основе производства цветных и редких металлов. - М.: Изд. “МИСиС”, 2009. - 347 с.
18. Агте К., Вацек И. Вольфрам и молибден.- М.: Энергия, 1964.- 229 с.
19. Кипарисов С.С., Лебинсон Г.А. Порошковая металлургия: Учебник для вузов.- М.: Металлургия, 1991.- 432 с.
20. Зависимость функции распределения ориентаций от деформаций при холодной прокатке молибдена / Гнесин Б.А., Карпов М.И., Федяева Л.Г. и др. // Физика металлов и металловедение, 1979.- Т.48, N6. - С.1227-1334.



21. Конечский Ч.В. Структура и свойства тугоплавких металлов. - М.: Металлургия, 1974. - 208 с.
22. Рыбин В.В. Большие пластические деформации и разрушение металлов. - М.: Металлургия, 1986.- 224 с.
23. Павлов В.А. Физические основы холодной деформации ОЦК металлов молибдена. - М.: Наука, 1978. - 208 с.
24. Савицкий Е.М., Бурханов Г.С. Металловедение сплавов тугоплавких и редких металлов. - М.: Изд. "Наука", 1971. - 356 с.
25. Fischer B., Vorberg S., Hoffmann A. Creep and Tensile Test on Refractory Metals at Extremely High Temperatures // International Journal of Refractory Metals and Hard Materials. – N 24, 2006. - P.292-297.
26. Applications of Molybdenum Metal and its Alloys. International Molybdenum Association (ИМОА). - London, UK, 2013. - P. 43.
27. Теория пластических деформаций металлов / Под ред. Е.П. Унксова, А.Г. Овчинникова - М.: Машиностроение , 1983. - 598 с.
28. Хоникомб Р. Пластическая деформация металлов. - М.: Изд. "Мир".- 1972.- 306 с.
29. Королев В.Н. Листовая штамповка молибдена и его сплавов в приборостроении.- М.: Машиностроение, 1977.- 150 с.
30. Королев В.Н., Шофман Л.М. Глубокая вытяжка молибдена и его сплавов // Кузнечно-штамповочное производство. – М. - 1967. - N 10.- С. 17-23.
31. Ершова И.О., Манегин Ю.В., Влияние деформационной обработки на механические свойства промышленных тугоплавких сплавов // Металловедение и термическая обработка металлов. - М. - 1999. - N 2.- С. 23-27.
32. Аверкиев А.Ю. Методы оценки штампуемости листового металла. - М.: Машиностроение, 1985.- 176 с.
33. Анизотропия механических характеристик деформированных молибденовых сплавов / Б.А. Задерий, С.С. Котенко, А.Е. Марниченко и др. // Проблемы прочности.- М. - 2005.- N 4 .- С. 26-34.

34. Kwang K.P., Cho J.H., Heung N.H. Texture Evolution During Deep Drawing Mo Sheet: Key Engineering Materials. - Vol. 233-236 (2003). – P. 567-572.
35. Попов Е.А. Основы теории листовой штамповки. - М.: Машиностроение, 1968. - 283 с.
36. Попов Е.А., Ковалев В.Г., Шубин И.Н. Технология и автоматизация листовой штамповки. - М.: Изд-во “МГТУ” им. Н.Э.Баумана, 2000. - 480 с.
37. Аверкиев Ю.А., Аверкиев А.Ю. Технология холодной штамповки. - М.: Машиностроение, 1989. - 304 с.
38. Губкин С.И. Теория обработки металлов давлением. - М.: Metallurgizdat, 1947.- 532 с.
39. Основы теории обработки металлов давлением / Под ред. М.В. Сторожева -М.:Машгиз., 1959. - 538 с.
40. Шофман Л.А. Теория и расчеты процессов холодной штамповки. - М.: Машиностроение, 1964. - 375 с.
41. Сторожев М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. - М.: Машиностроение, 1977.- 423 с.
42. Томленов А.Д. Теория пластического деформирования металлов. - М.: Metallurgiya, 1972. - 408 с.
43. Качанов Л.М. Основы теории пластичности. - М.: Изд-во Наука, 1969.- 421 с.
44. Cananau Nicolae. Theoretical Analysis of the Deep Drawing Process of Parallelepipedic Part // Metallurgy International. – 2011. - V. XVI, N. 5 - P. 29-32.
45. Marchiniak Z., Duncan J.L., Hu S.J. Mechanics of Sheet Metal Forming, Butterworth. - Heinemann, Oxford, 2002. - 211 p.
46. Назарян Э.А. Теоретические и технологические основы деформационной обработки деталей из сплавов цветных металлов: Дис. ... на соискание уч. степени докт. техн. наук (в форме научного доклада). - Ереван, 1995.- 50 с.
47. Назарян Э.А., Константинов В.Ф. Кинематика деформирования в формоизменяющих операциях листовой штамповки // Вестник машиностроения. - 1999. - N 2.- С. 35-41.
48. Малинин Н.Н. Прикладная теория пластичности и ползучести. - М.: Машиностроение, 1975.- 400 с.
49. Ильюшин А.А. Пластичность.- М.: ГИТТЛ, 1948.- 376 с.

50. Механические свойства металлов и сплавов и методы их определения: методические указания. / Сост. Т.Ю. Малеткина. - Томск: Изд-во Том. гос. архит.-строит. ун-та. 2009.- 23 с.
51. Назарян Э.А., Аракелян М.М. О технологических свойствах листового молибдена // Изв. НАН РА и ГИУА. Серия техн. наук. - 2003.- Т. LVI, N1. - С.36-40.
52. Смирнов–Аляев Г.А. Сопротивление материалов пластическому деформированию. -Л.: Машиностроение, 1978.- 368 с.
53. Hosford W., Caddel R., Metal Forming. Mechanics and Metallurgy // Cambridge University Press, 2007. - 328 p.
54. Кухарь В.Д., Яковлев С.С., Ремнев К.С. Влияние технологических параметров на образование складок при вытяжке осесимметричных деталей из анизотропного материала. Кузнечно-штамповочное производство, 2011, № 11.- С. 3–10
55. Hsu T.C., Dowle W.R., Choi C.Y., Lee P.K. Strain Histories and Strain Distributions a Cup Drawing Operation // Journal of Manufacturing Science and Engineering. - 1971.- V.93.- P.461-466.
56. Ковалев В.Г., Ковалев С.В. Технология листовой штамповки / [текст] В.Г. Ковалев. – М.: КНОРУС, 2013. – 233с.
57. Brovman, T. V. New technological process of drawing [text] / T. V Brovman, M.G. Vasiljev Journal Of Harmonized Research (JOHR). 2014. № 2(1) P. 201-207
58. Бровман, Т.В. Способ вытяжки осесимметричных заготовок с их предварительной деформацией [текст]/ Т.В. Бровман, М.Г. Васильев Заготовительные производства в машиностроении. 2014. № 5 С. 20-23.
59. Электронный справочник по холодной штамповке. - Омский государственный университет.- Кафедра МиТОМД, 2006 .
60. Hill R. The Mathematical Theory of Plasticity.- Oxford Classic Texts in the Physical Sciences, 1998.- P.362.
61. Загорянский В.Г. Расчетная методика оценки деформационной способности биметаллических полос по их предельному изгибу / В.Г. Загорянский // Вюник Национального технического университета "ХПИ". Збірник наукових праць. Серія: Нові

рпшення в сучасних технолопях. - X.: НТУ „ХПІ». - 2012 р. - № 46 (952) - 240 с. - С. 45-49.

62. Altan T. Metal Forming Handbook. - Berlin: Springer-Verlag, 1998. - 573 p

63. Kolarikova M., Kolarik L. Welding of Thin Molybdenum Sheets by EBW and GTAW// Annals of DAAAM for 2012 // Proceedings of the 23-rd International DAAAM Symposium.- Volume 23.- N 1.- P. 1005-1008.

64. Боголюбов Н.В., Михин И.В., Радионов В.В. Изделия из молибдена и вольфрама для производства лейкосапфира.- ОАО “Полема”.-Тула, Россия, 2011.-210с.

65. Есков Э.В., Игнатов А.Ю., Постолов В.С. Технология выращивания кристаллов // Материалы конференции химия твердого тела, Северо-Кавказский ГТУ, 2006.

66. Paunoiu, V., Nicoara, D.: An analysis of the blank shape effect toward the Quality of the square deep drawing parts, Technologies in machine building, pp. 54-58, 2002.

67. Chung, K. and Richmond, O.: Ideal forming I. Homogeneous deformation with minimum plastic work, International Journal of Mechanical Sciences, vol. 34, no. 7, pp. 575-91. 1993.

68. Жарков В.А. Моделирование в системе Marc обработки материалов в машиностроении: Часть 6. Вытяжка деталей сложной формы // Вестник машиностроения. - М., 2013.- N 2 .- С.67-73.

69. Розрахунок напружено-деформованогпри витягуванні з потоншенням двошарового металу / В.А. Тітов, Р.С. Борис // Обработка металлов давлением: сборник научных трудов. – Краматорск: ДГМА, 2012. – № 1 (30). – С. 45–52.

70. Erkan, O. and Tekkaya, A. E., “Numerical simulation of various cross sectional workpieces using conventional deep drawing and hydroforming technologies,” International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 48, pp.532–542, 2008

71. Ku, TW, Kim, Y. and Kang, B. S., “Design and modification of tool to manufacture rectangular cup of Ni-MH battery for hybrid cars,” Journal of Materials Processing Technology, Vol.187, pp.197–201, 2007.

72. Гречников Ф.В. Ерисов Я.А., Зайцев В.М. К расчету среднего значения коэффициента анизотропии листовых материалов // Известия Самарского Научного центра Российской Академии Наук. - 2014.- Т.16, N 4. - С. 154-157.
73. Гречников Ф.В. Деформирование анизотропных материалов (Резервы интенсификации). - М.: Машиностроение, 1998. - 448 с.
74. Бэкофен В. Процессы деформации. - М.: Металлургия, 1977.- 288 с.
75. Шевелев В.В., Яковлев С.П. Анизотропия листовых материалов и ее влияние на вытяжку.- М.: Машиностроение, 1972.- 132 с.
76. ГОСТ 78855-84 Испытание на растяжение тонких листов и лент.
77. Способы моделирования оснастки для штамповки. Simulations tool for Hydro forming Werkzeuge Bleach Rohr Profile. 2002. – N 9. - P.36-38.
78. Girard A.C., Grenitr Y.J., Mas Donald J. Numerical Simulation of Ax symmetric tube bulging using a urethane rod. J. Mater. Process. Technology, 2006.- 172, N 3. - P.346-355.
79. PAM-STAMP – 2005.- PAM-STAMP,2015.- Users Guide. - 132 p.
80. Van Putten Koos, Vander Werff Klass, Steinhoff Kurt. Towards Modeling Elastic-Plastic deformation of a tube-shaped work-piece under Ax symmetric load Steel. Res., 2003.- 74.-N 3.- P. 168-175.
81. Dyja H.S., Banaszek G.A., Grynkevych V.A., Danchenko V.N. Modelowanie processow kucziz swobodnego. Seria “Metalurgia”. – Czestochowa, 2004. - N 42.- 355 p.
82. Kim, S.H., Kim S.H. and Huh H. Tool Design in a Multi-Stage Drawing and Ironing Process of a Rectangular Cup with a Large Aspect Ratio Using Finite Element Analysis // International Journal of Machine Tools & Manufacture. – 2002. - V. 42. - P.863-875.
83. Cheng, J., Nemat-Nasser, S., and Guo, W. A. Unified Constitutive Model for Strain-Rate and Temperature Dependent Behavior of Molybdenum, Mechanics of Materials.-33. - 2001.- P.603-616.
84. Dr.Sc. Amra Talić – Čikmiš, Muamer Trako, Mladen Karivan. Finite element analysis of deep drawing “14th International Research/Expert Conference” Trends in the Development of Machinery and Associated Technology” TMT 2010. - Mediterranean Cruise.- 11-18 September. - 2010.
85. Sheng Z.Q., Jirathearanat S. Altan T (2004) Adaptive FEM simulation for prediction of variable blank holder force in conical cup drawing. Int J Mach Tools Manuf 44. - P. 487–494

86. A neural networks approach to investigating the geometrical influence on wrinkling in sheet metal forming / J. Wang, X. Wu X, et al // Journal Mater Process Techno 105.- 2000. - P. 215–220.
87. Friction aided deep drawing using newly developed blank-holder divided into eight segments / M.A. Hassan, N. Takakura, et al // Int. Journal Mach Tools Manuf. - 2003. – 43. - P. 637–646.
88. Lang L. Li T. and Chi C. Nielsen K.B., Danckert J. Investigation into hydro mechanical deep drawing of aluminum alloy-complicated components in aircraft manufacturing. Materials Science and Engineering.- 2009. - A 499(1–2). - P. 320–324
89. Бужилов А.Л. Разработка методики проектирования технологических процессов холодной листовой штамповки для получения деталей сложной формы раздачей трубных заготовок: автореферат кандидатской диссертации.-М.: 2010.- 25 с.
90. Лавриненко В.Ю. Компьютерное моделирование процессов листовой штамповки. Инновационные технологии в металлургии и машиностроении // Материалы 6-ой Международной конференции. - Екатеринбург, ноябрь, 2012.- С. 272-289.
91. Zmindak M., Donic T., and Jurik P. Numerical Simulation of Progressive Technology of Complex Shaped Hollow Containers made from thin Molybdenum Sheet // International Deep Drawing Research Group (IDDRG) 2016.- International Conference 12-15 June 2016.-Linz, Austria.
92. Broncek J., Donic T., Drabik M. and Hadzima B. Tribological Evaluation of PVD coatings applied to thin sheet of Molybdenum Determined for Production of Crystallization Containers // International Deep Drawing Research Group (IDDRG) 2016.- International Conference 12-15 June 2016.- Linz, Austria.
93. N. Arab, E.A. Nazaryan and M. Arakelyan Investigation to production molybdenum container to growth single crystals by deep drawing process, International Journal of Mechanical and Materials Engineering (IJMME), Vol. 5 (2010), No. 1, 116-122.
94. Nazaryan E.A., Arakelyan M.M., Sahakyan A.S., Technologies of drawing of molybdenum sheet for growing single crystals, International virtual Journal for Science,

Techniques and innovations for the Industry, Published by Scientific – technical Union of Mechanical Engineering, Year VI, issue 12/2012, pp.6-8.

95. Инденбом В.Л., Никитенко В.И. Напряжения и деформации в полупроводниках.- М.: Изд-во АН СССР, 1962. - С. 30-42.

96. Инденбом В.Л., Томиловский Г.Е. Измерение внутренних напряжений в кристаллах синтетического корунда. Кристаллография, 1958.- Т.3, вып.5. - С. 593-599.

97. Назарян Э.А., Аракелян М.М., Морозов В.В. Оптимизация формоизменения листового молибдена для выращивания монокристаллов // Заготовительные производства в машиностроении. – М.: 2012. - N 8. - С. 45-47.

98. Назарян Э.А., Аракелян М.М. Напряжения и деформации листового молибдена в условиях плоского напряженного состояния с учетом деформационного упрочнения // Изв. НАН РА. Механика. - 2006.- Т. 59.- N 4.- С. 74-83.

99. Звороно Б.П. Методы расчета заготовок для вытяжки прямоугольных коробок // Вестник машиностроения. - М., 1947. - N 6.

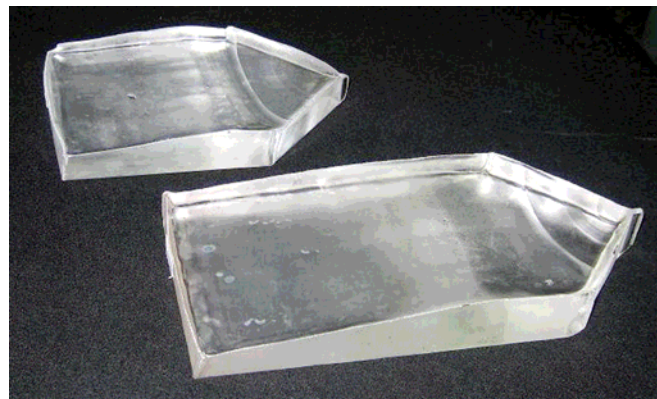
100. Sheet Metal Forming Fundamentals / Edited by Taylan Altan and Erman Tekkaya, ASM International, Materials Park, Ohio 44073-0002. - P. 267.

101. Arzakantsyan M., Ananyan N., Gevorgyan V., and J.-C. Chanteloup Growth of large 90 mm diameter Yb:YAG single crystals with Bagdasarov method. - M., 2012 Optical Society of America, OCIS codes: (160.3380) Laser materials; (160.0160) Materials.

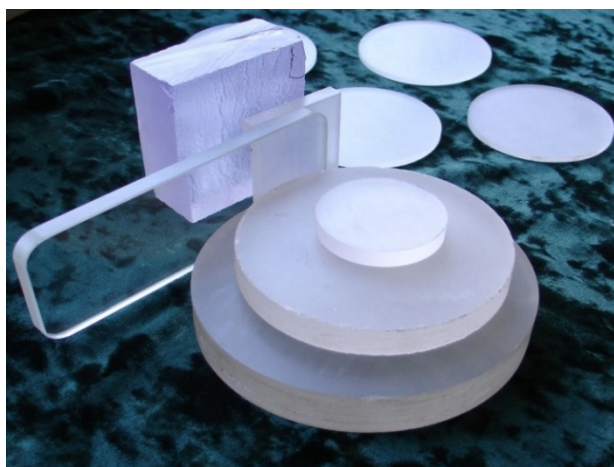
**Приложение 1.** Образцы выращенных кристаллов с контейнером (а) и без контейнеров (б), а также обработанные монокристаллы оптического назначения (в)



а)



б)



в)



# Приложение 2 Акт внедрения



№ 04/24  
24.02.2017

## Almaz-synthesis Ltd. Ալմազ-սինթեզ ՍՊԸ

Утверждаю  
Исполнительный директор ООО

Авакян А.Н.

### Ա Կ Դ

Внедрения результатов диссертационной работы Симоняна А.С. “Моделирование процесса и разработка технологии неосесимметричной глубокой вытяжки листового молибдена” на предприятии ОАО “Алмаз-Синтез”

Научно-техническая комиссия в составе : главного инженера предприятия ( председатель) Гюлхасяна А.Ш. и членов комиссии зам.главного технолога Акопяна С.М., нач.производства Матевосова Ю.Г. составили настоящий акт о том, что результаты диссертационной работы Симоняна А.С. “Моделирование процесса и разработка технологии неосесимметричной глубокой вытяжки листового молибдена” внедрены на предприятии ОАО “Алмаз-Синтез”.

Результаты научных исследований использованы при разработке технологических процессов изготовления контейнеров-лодочек из листового молибдена, применяемые при выращивании тугоплавких диэлектрических монокристаллов лейкосапфира из расплава.

Председатель комиссии  
Члены комиссии

Гюлхасян А.Ш.  
Акопян С.М.  
Матевосов Ю.Г.

ՈՅՑԿՆԵՐ ԵՎ ԵԼԵԿՏՐՈՆԻԿԱԿԱՆ ԿՈՄՊՆԻՅԱՆ ԳՐԱԿԱՆՈՒԹՅՈՒՆ  
Հասցե: ԿՅՑԿՆԵՐ ԵՎ ԵԼԵԿՏՐՈՆԻԿԱԿԱՆ ԿՈՄՊՆԻՅԱՆ ԳՐԱԿԱՆՈՒԹՅՈՒՆ  
Էլեկտրոնային փոստ: info@almaz-synthesis.com  
Հեռախոս: 2472000339800 Օպերային կենտրոնի հեռախոսային կոճակ  
Արտոնահանումի ներկայիս: ԿՅՑԿՆԵՐ ԵՎ ԵԼԵԿՏՐՈՆԻԿԱԿԱՆ ԿՈՄՊՆԻՅԱՆ ԳՐԱԿԱՆՈՒԹՅՈՒՆ  
Արտոնահանումի ներկայիս: ԿՅՑԿՆԵՐ ԵՎ ԵԼԵԿՏՐՈՆԻԿԱԿԱՆ ԿՈՄՊՆԻՅԱՆ ԳՐԱԿԱՆՈՒԹՅՈՒՆ

ՀՅՑԿՆԵՐ ԵՎ ԵԼԵԿՏՐՈՆԻԿԱԿԱՆ ԿՈՄՊՆԻՅԱՆ ԳՐԱԿԱՆՈՒԹՅՈՒՆ  
Phone: +374 10 24733-1, 24733-5 | Fax: +374 10 24733-2  
E-mail: info@almaz-synthesis.com  
Account: 4772000339800 ԳՅՑԿՆԵՐ ԵՎ ԵԼԵԿՏՐՈՆԻԿԱԿԱՆ ԿՈՄՊՆԻՅԱՆ ԳՐԱԿԱՆՈՒԹՅՈՒՆ  
Settlement Account: 4772000339800 (JSD)  
Settlement Account: 4772000339800 (EGRB)