

Глава 4. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ПРОВЕРКА МОДЕЛИ НАКОПЛЕНИЯ ДЕФОРМАЦИОННОЙ ПОВРЕЖДЕННОСТИ СТАЛЕЙ

Прежде чем применить разработанную модель накопления деформационной поврежденности, необходимо решить вопрос о степени ее пригодности для прогнозирования поврежденности и разрушения металла в расчетах промышленных технологических процессов ХОШ. Этот вопрос целесообразно решать в сравнении с признанной феноменологической теорией разрушения на примере достаточно простых операций пластического деформирования, которые позволят просто и надежно экспериментально подтвердить адекватность предлагаемой модели разрушения в условиях как простого, так и сложного нагружений.

Как отмечалось в разделе 1.4, существует достаточно много методов решения краевых задач теории пластичности. В последние годы все более широкое применение находит численный метод конечных элементов. Одно из решений нелинейных задач теории пластичности методом конечных элементов основано на применении различных вариантов метода последовательных приближений. Идея метода состоит в том, что решение нелинейной задачи сводится к решению последовательности линейных задач, каждая из которых может быть интерпретирована как некоторая задача линейной теории упругости (метод упругих решений) [120, 121]. Такая идея впервые высказана А.А. Ильюшиным, а затем развита И.А. Биргером и др. для изотропных материалов. Поэтому необходимо обобщение метода упругих решений на изотропную среду с анизотропным упрочнением.

4.1. Алгоритм линеаризации задачи пластичности с учетом деформационной анизотропии на основе метода дополнительных деформаций.

При постановке краевых задач технологической пластичности в качестве

модели деформируемого материала наиболее часто используют [4] изотропную идеальную жесткопластическую среду и определяющие уравнения теории пластического течения (29). В случае необходимости учета упрочнения, напряжение течения среды выбирают по диаграмме деформирования материала при степени деформации, соответствующей среднеинтегральной интенсивности деформаций в анализируемой операции пластического формообразования [122].

Однако теория пластического течения не учитывает возникающую при холодной деформации деформационную анизотропию механических свойств, что определяет и неточность в оценке деформационной поврежденности металла. Различия в поведении модели и протекании реального процесса формообразования существенно увеличиваются в случае моделирования последовательности технологических переходов ХОШ. Ярким примером таких технологических процессов ОМД является ХОШ стальных крепежных изделий [100].

Учесть деформационные упрочнение и анизотропию можно в случае использования теории изотропного материала с анизотропным упрочнением Кадашевича Ю.И. и Новожилова В.В. [77]. Основные соотношения этой теории представлены в разделе 1.4.

В данной работе предложен алгоритм применения определяющих соотношений теории пластичности Ю.И. Кадашевича и В.В. Новожилова при математическом моделировании операций холодного пластического формообразования.

Для получения приближенных определяющих уравнений теории пластичности изотропного материала с анизотропным упрочнением, которые позволят проводить линеаризацию задачи пластичности методом дополнительных деформаций, применим подход, изложенный в работе [120].

Представим соотношения (31) в виде:

$$d\varepsilon_{ij} = F(\Phi) \cdot d\Phi (s_{ij} - \rho_{ij}), \quad (67)$$

где $F(\Phi)$ - некоторая функция от $\Phi(\varepsilon_i)$. Если соотношение (31) или (67) проинтегрировать по пути нагружения, задавая разные законы изменения напряже-

ний, то можно для одинаковых конечных значений этих величин получить разные значения ε_{ij} , т.е. - ε_{ij} - зависит от “истории” нагружения. Однако эксперименты показывают, что при активном нагружении ($d\bar{\varepsilon}_i > 0$) в большинстве случаев пластические деформации незначительно зависят от порядка приложения нагрузок. Это позволяет постулировать существование единой обобщенной поверхности неизотермического пластического деформирования [120], а кривую текучести $\Phi(\varepsilon_i)$ рассматривать как сечение этой поверхности при постоянной температуре.

Приращение интенсивности пластических деформаций на некотором n -ом этапе связано с приращением $d\Phi^{(n)}$ (рис. 17.) следующим соотношением:

$$d\varepsilon_i^{p(n)} = \left(\frac{1}{E_k^{(n-1)}} - \frac{1}{E} \right) d\Phi^{(n)} = E_k^{(n-1)} \cdot d\varepsilon_i^{(n)} \left(\frac{1}{E_k^{(n-1)}} - \frac{1}{E} \right), \quad (68)$$

где $d\varepsilon_i^{p(n)}$ - приращение интенсивности пластических деформаций на n -ом этапе; $E_k^{(n-1)} = \frac{d\Phi^{(n)}}{d\varepsilon_i^{(n)}}$ - касательный модуль к функции текучести Φ в точке $A^{(n-1)}$; E - модуль упругости первого рода; - полное приращение интенсивности упругопластических деформаций, $d\varepsilon_i^{(n)} = (d\varepsilon_i^{e(n)} + d\varepsilon_i^{p(n)})$ - полное приращение интенсивности упругопластических деформаций на n -ом этапе; $d\varepsilon_i^{e(n)}$ - приращение интенсивности упругих деформаций.

В общем случае интенсивность приращений пластических деформаций $d\bar{\varepsilon}_i^{(n)}$ не совпадает с приращением интенсивности $d\varepsilon_i^{p(n)}$. Равенство возможно лишь в случае простого (пропорционального) нагружения, когда соотношения между компонентами вектора $d\varepsilon_{ij}^{(n)}$ остаются неизменными в течении всего процесса нагружения [120].

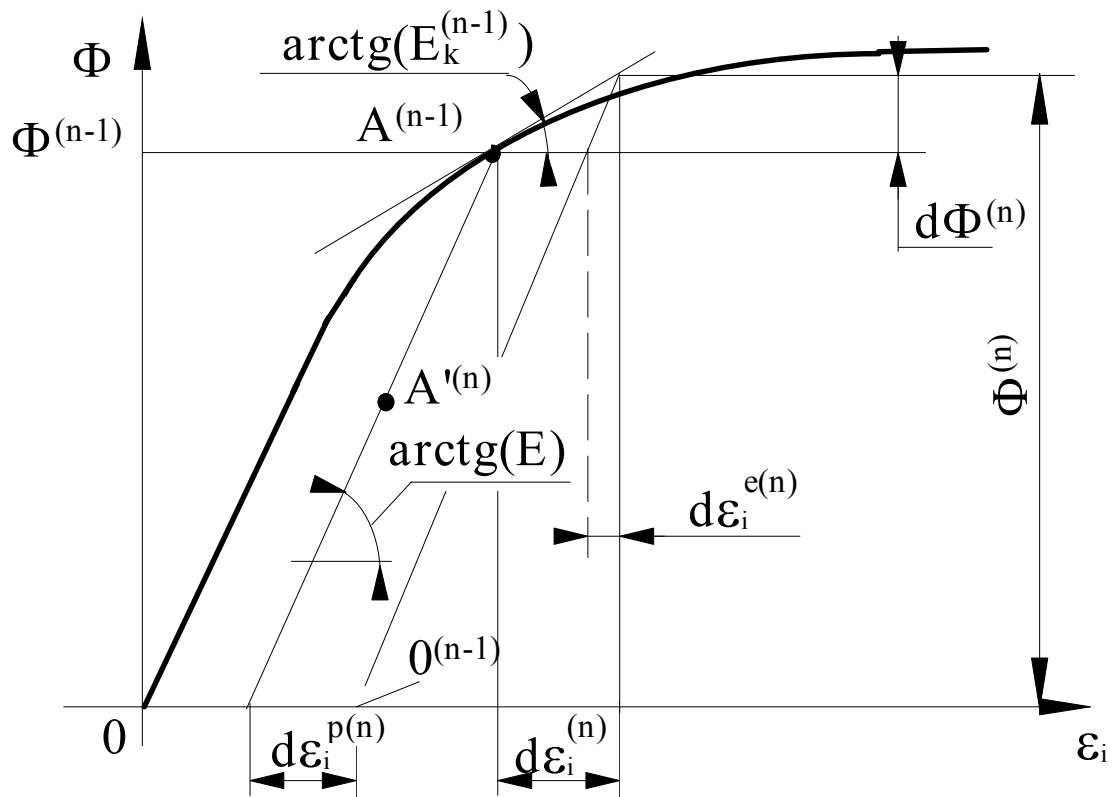


Рис. 17. Схема расчета приращения интенсивности пластической деформации при анизотропном упрочнении материала.

При численном решении задачи пластичности методом конечных элементов (МКЭ), решение получают после выполнения большого количества малых этапов нагружения конечно-элементной модели деформируемой заготовки. Характеристики напряженно-деформированного состояния на каждом последующем этапе нагружения, по сравнению с предыдущим, изменяются незначительно. Следовательно, можно считать на каждом этапе расчета нагружение простым и поэтому можно принять:

$$d\bar{\varepsilon}_i^{(n)} = d\varepsilon_i^{p(n)} \quad (69)$$

Выражения (68) и (69) позволяют записать соотношение (31) в виде приемлемом для линеаризации задачи пластичности на n -ом этапе нагружения:

$$d\varepsilon_{ij}^n = \frac{3 E_k^{(n-1)} \cdot d\varepsilon_i^{(n)}}{2 \Phi^{(n-1)}} \left(\frac{1}{E_k^{(n-1)}} - \frac{1}{E} \right) \cdot \left(s_{ij}^n - \rho_{ij}^{(n-1)} \right), \quad (70)$$

где n - номер этапа нагружения, $\rho^{(n-1)} = \mathbf{g}^{(n-1)} \cdot \varepsilon_{ij}^{(n-1)}$.

Решение задачи в упруго-пластической области на n -ом этапе нагружения сводится к выполнению нескольких решений (приближений) системы алгебраических уравнений [81, формула (2.30)], с уточнением для каждого приближения свободных членов уравнений. В первом приближении проводится расчет приращений деформаций и напряжений в предположении, что материал упругий и приращения дополнительных (пластических) деформаций отсутствуют. При этом считаются известными: интенсивность накопленной упругой или пластической деформации $\varepsilon_i^{p(n-1)}$, если точка перешла в пластическое состояние в предыдущие этапы нагружения; мгновенное напряжение или функция течения материала $\Phi(\varepsilon_i^{p(n-1)})$, соответствующее накопленной упругой или пластической деформации (рис. 17.).

После проведения расчета проверяются условия нагружения:

$$\Phi^{(n)} \underset{\leq}{\overset{>}{\approx}} \Phi^{(n-1)}. \quad (71)$$

Если в рассматриваемой точке (рис. 17.) имеет место упругое состояние (точка $\mathbf{A}^{(n)}$ находится внутри отрезка $\left[\mathbf{0}^{(n-1)}, \mathbf{A}^{(n-1)} \right]$), то первое приближение завершает расчет этапа нагружения. В противном случае находится величина интенсивности приращения пластической деформации $d\bar{\varepsilon}_i^{(n)}$.

По приближенным определяющим соотношениям теории пластичности изотропного материала с анизотропным упрочнением проводится расчет компонентов приращений пластических деформаций по формуле (96). По компонентам приращений пластических (дополнительных) деформаций для каждого конечного элемента, находящегося в пластической области, определяются приращения узловых сил

$$\left[\mathbf{F}^e \right]_{d\varepsilon^p} = \iiint_{V^e} \left[\mathbf{B}^e \right]^T \left[\mathbf{D}^e \right] \left[d\varepsilon^{p(n)} \right] dV, \quad (72)$$

где $\left[\mathbf{F}^e \right]$ - матрица столбец узловых приращений сил в узлах элемента e ;

V^e - объем элемента; $\left[\mathbf{B}^e \right]^T$ - транспонированная матрица дифференцирования; $\left[\mathbf{D}^e \right]$ - матрица упругости элемента [81].

Для плоской задачи

$$\left[\mathbf{F}^e \right]_{d\varepsilon^p} = \left[\mathbf{B}^e \right]^T \left[\mathbf{D}^e \right] \left[d\varepsilon^{p(n)} \right] \Delta_e. \quad (73)$$

где Δ_e - площадь конечного элемента.

Каждый узел сетки конечных элементов окружен различным количеством соседних элементов. В каждом из них могут иметь место приращения дополнительных деформаций, которые обуславливают приращения сил в рассматриваемом узле. Поэтому рассчитывается результирующее приращение уз-

ловой силы от действия всех элементов, соединенных в узле

$$\sum_{e=1}^{m_i} F_{d\varepsilon^p}^{e_i}, \quad (74)$$

где m_i - количество элементов, соединяющихся в i - узле; $F_{d\varepsilon^p}^{e_i}$ - приращение силы, действующей в i - ом узле со стороны m_i - ого элемента.

Свободные члены уравнений системы [81, формула (2.30)] увеличиваются на величины (74) и система решается во втором приближении. Выполняются расчеты характеристик напряженно-деформированного состояния и снова проверяются условия нагружения (71). Расчет заканчивается при достижении заранее заданной близости двух соседних приближений. Сравнение проводится по величине:

$$\Delta = \frac{\sigma_{il} - \sigma_{s*}^{(n)}}{\sigma_{s*}^{(n)}} \leq \Delta_0, \quad (75)$$

где Δ_0 - заданная погрешность сходимости.

Опыт показывает, что достаточно точные результаты получаются при $\Delta_0=0,03$.

Полные деформации и напряжения в конце n - этапа нагружения находятся по формулам:

$$\begin{aligned} [\varepsilon]^{(n)} &= [\varepsilon]^{(n-1)} + [d\varepsilon]^{(n)}, \\ [\sigma]^{(n)} &= [\sigma]^{(n-1)} + [d\sigma]^{(n)}. \end{aligned} \quad (76)$$

При определении новых координат узлов, после n - ого этапа нагружения, учитываются приращения перемещений узлов, полученных после первого приближения.

Применение описанного алгоритма линеаризации при математическом

расчете напряженно- деформированного состояния методом МКЭ с высокой точностью соответствует экспериментально найденному [1, 95].

4.2. Простое нагружение.

Для экспериментального исследования и численного моделирования деформирования образцов в условиях простого нагружения, была выбрана наиболее приемлемая схема деформации - одноосное растяжение цилиндрического образца.

Численное моделирование растяжения круглого образца проводилось методом конечных элементов в форме прямого метода матриц жесткости [81–84]. Задача формулировалась в рамках единой физико-математической теории пластического формообразования. Осесимметричную задачу пластичности решали в приращениях перемещений. Линеаризацию задачи проводили методом дополнительных деформаций.

Формирование краевых условий для решения поставленной задачи проводилось по результатам экспериментального изучения растяжения круглого образца (геометрии шейки). Методика и результаты по исследованным сталям приведены в разделе 2.3. Были приняты следующие, хорошо согласующиеся с опытом, допущения [103–105]:

1. До возникновения шейки напряженно-деформированное состояние образца однородно (определение начальных условий).
2. С момента возникновения шейки пластически деформируется только ее объем (определение граничных условий).
3. Исходный материал изотропен. При деформации упрочнение анизотропно.

Начальные условия деформирования конечно-элементной модели задавались следующим образом: всем элементам приписывались одинаковые, определенные пересчетом экспериментальных данных, интенсивность деформации, плотность микротрещин и поврежденность, накопленные на стадии равномер-

ного удлинения стандартного пятикратного образца. Данные параметры, рассчитанные по формулам $\varepsilon_i = 2 \cdot \ln\left(\frac{d_0}{d_{\text{равн.}}}\right)$, (61) и (11), приведены на рис. 18.

При этом параметры уравнений (16) и (17) для исследуемых сталей принимали из [18, табл. 2] интерполяцией данных в зависимости от химического состава, таблица 4.1.

Определение кинематических граничных условий основано на анализе изменения профиля шейки растягиваемого цилиндрического образца. Поэтому, в согласии с полученными результатами, на расчетную схему накладывалась кривая, которая описывает контур шейки образца в момент разрушения (рис. 5).

Таблица 4.1 - Параметры уравнений (12) и (14) для исследуемых сталей.

Марка стали	χ	λ	a_0
20	2,85	- 0,669	2,800
15ХГНМ	2,501	- 0,457	2,696
38ХГНМ	1,803	- 0,372	2,545
30Г1Р	2,451	- 0,475	2,960
20Г2Р	2,735	- 0,657	2,700

Ограничения на перемещение узлов боковой внешней поверхности конечно-элементной модели образца накладывались в зависимости от положения узла относительно этой кривой. Допускалось перемещение узла справа от кривой или по ней и исключалось перемещение узлом кривой.

Расчетная схема для математического моделирования растяжения круглого образца, соответствующая началу потери устойчивости деформации, приведена на рис. 18. С учетом симметрии рассматривалась правая верхняя четверть меридионального сечения шейки.

Динамические граничные условия определялись из условия симметричной локализации деформации образца в процессе растяжения, а следовательно

существования некоторого сечения с наименьшим диаметром, где перемещение всех внутренних точек, ограниченных наименьшим радиусом образца, происходит на одинаковое расстояние. Поэтому нижние узлы (1–8) перемещаются одинаково по оси Y . Это достигалось соответствующей корректировкой эпюры приращений узловых сил dP_n .

Результаты расчета деформированного состояния ϵ_i , среднего нормального напряжения σ_0 , степени поврежденности Ψ^* по предлагаемой модели деформируемости сталей и поврежденности Ω по феноменологической нелинейной модели накопления поврежденности металла в шейке исследуемых сталей к моменту зарождения макротрещины и физического разрушения представлены на рис. 19. Напряженное состояние в месте наименьшего поперечного сечения для стали 20 - на рис. 20. Распределение показателя жесткости напряженного состояния K по наименьшему сечению шейки в момент предразрушения для стали 20 показаны на рис. 21. Экспериментальные и теоретические индикаторные диаграммы растяжения исследуемых сталей представлены на рис. 22.

Анализ полученных результатов позволяет сделать следующие заключения:

1. Предлагаемая модель накопления деформационной поврежденности точно предсказывает момент физического разрушения образцов исследуемых сталей (рис. 19, IV-ый квадрант). Удлинение с момента зарождения макротрещины до момента ее развития в магистральную трещину составляет в среднем $\sim 0,6$ мм.

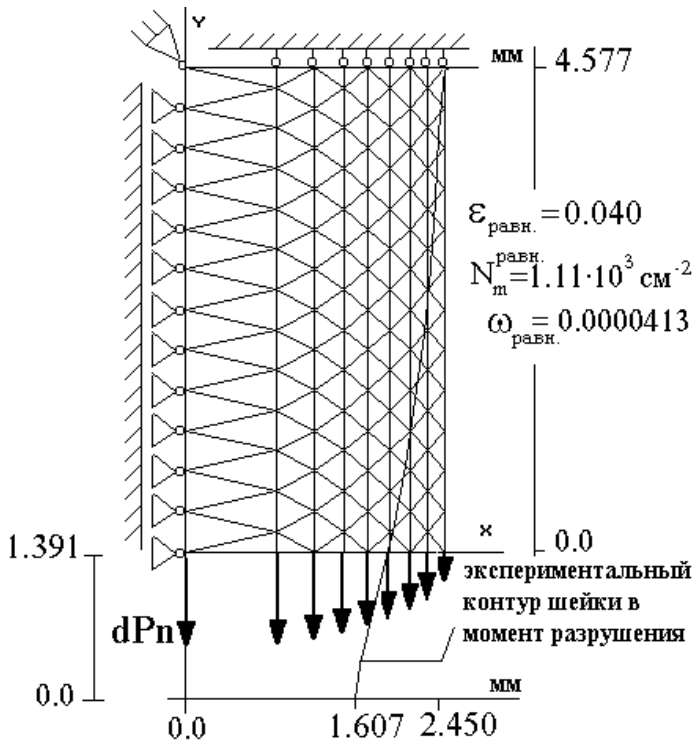
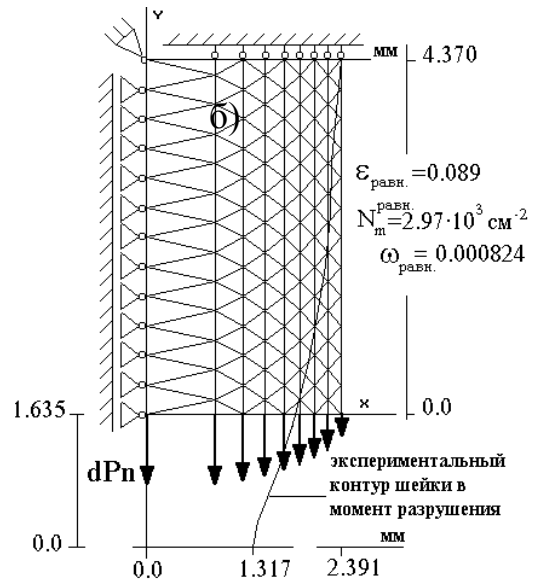
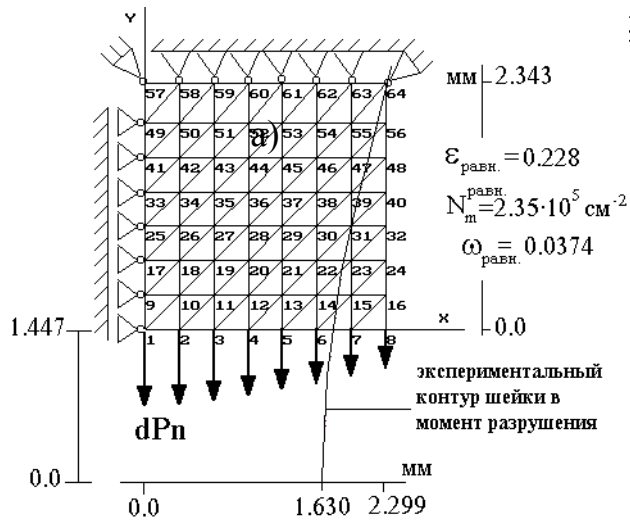
2. В условиях простого нагружения обе модели дают адекватный эксперименту прогноз разрушения ($\Psi^* = \Omega = 1$ в наименьшем сечении шейки).

3. Наибольшие значения интенсивности деформаций и среднего напряжения имеют место в районе наименьшего сечения шейки. Распределения на-

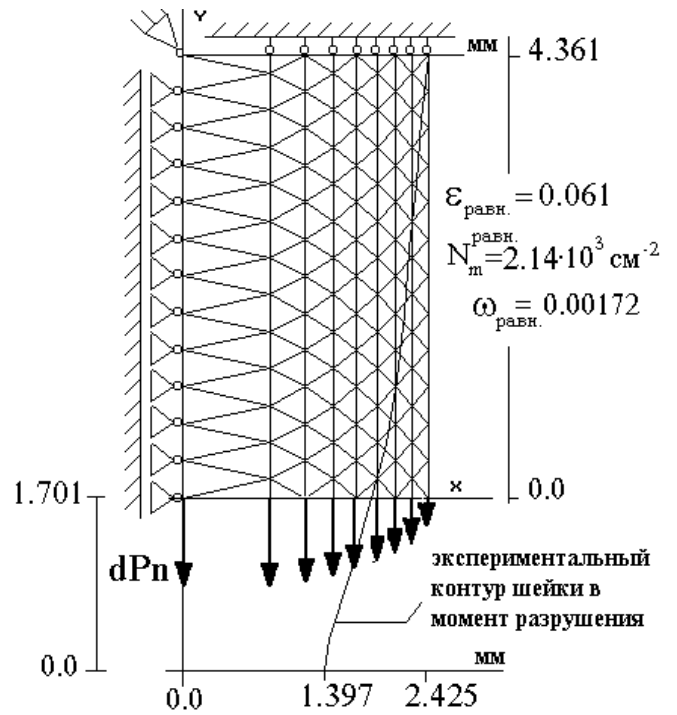
пряжений в наименьшем сечении шейки показаны на рисунке 20. Наиболее ярким результатом является сильно выраженный пик напряжений в центре шейки. В небольшой ее области диаметром 0,4...0,5 мм все три компоненты напряжения резко растут и около оси образца в два с лишним раза превышают напряжения в остальной части сечения шейки, что соответствует решениям в работе [123]. При этом в непосредственной близости от оси компоненты σ_z , σ_r и σ_t имеют практически одинаковые значения. Это означает, что к моменту разрушения ядро шейки находится в условиях всестороннего равномерного растяжения. Этот результат характерен для всех исследуемых марок сталей.

О достоверности расчета напряженного состояния позволяют судить хорошие совпадения теоретических и экспериментальных индикаторных диаграмм растяжения $P - \Delta L$, где P - сила растяжения, ΔL - удлинение образца (рис. 22).

Промышленные многопереходные технологические процессы ХОШ, в большинстве своем, протекают в условиях сложного нагружения и немонотонной деформации. В этой связи, для адекватного применения разработанной модели деформируемости, требуется дополнительное экспериментальное исследование и численное моделирование деформирования образцов в условиях сложного нагружения.



в)



г)

Рис. 18. Расчетные схемы растяжения цилиндрического образца:

а) сталь 20; б) 15ХГНМ; в) 30Г1Р; г) 38ХГНМ.

рис. 19а

рис. 19 б

рис.19 в

рис. 19 г.

рис. 20 и 21

рис. 22

4.3. Сложное нагружение.

Для экспериментальной проверки разработанной модели деформируемости в условиях сложного нагружения был выбран ряд наиболее простых схем деформирования, которые позволяют достаточно просто и надежно провести и экспериментальное исследование (физическое моделирование). В этом случае, сравнение параметров, полученных расчетным и экспериментальным путем, позволит судить об адекватности предлагаемой модели деформируемости, и возможности ее применения в расчетах холодного пластического формообразования технологических процессов ХОШ.

Методика деформирования образцов в условиях сложного нагружения изложена в разделе 2.4.

Численное моделирование деформирования образцов проводилось последовательно по двум тестовым схемам нагружения:

1. Волочение 20%^{*)} + волочение 20% + закручивание на угол 2π + растяжение до разрушения (материал: сталь 20) .
2. Поперечная осадка 56% + растяжение до разрушения (материал: сталь 20, 20Г2Р, 38ХГНМ).

Численное моделирование технологической операции “волочение”.

Расчетная схема операции, для установившейся стадии волочения, представлена на рис. 23 б). С учетом симметрии рассматривалась правая часть про-

*) Под цифрами следует понимать среднюю по сечению относительную деформацию.

дольного сечения заготовки. Параметр сетки конечных элементов составлял 0,3 мм. Узловые приращения сил трения вычисляли по закону Амонтона-Кулона с коэффициентом трения равным 0,2.

Граничные условия определялись из условия, что металл скользит по поверхности подвижной матрицы (волоки) и “не внедряется” в инструмент. Это осуществлялось корректировкой приращений нормальных составляющих сил в узлах по следующему закону:

$$\left|dq_{rm}\right| < \left|\frac{dq_{zm} \cdot n_{zm}}{n_{rm}}\right| \Rightarrow \left|dP_{vm}^k\right| = \left|dP_{vm}^{k-1}\right| \cdot \alpha_1, \alpha_1 > 1, \quad (77)$$

$$\left|dq_{rm}\right| > \left|\frac{dq_{zm} \cdot n_{zm}}{n_{rm}}\right| \Rightarrow \left|dP_{vm}^k\right| = \left|dP_{vm}^{k-1}\right| \cdot \alpha_2, \alpha_2 < 1, \quad (78)$$

где $\left|dq_{rm}\right|$ - компонента модуля вектора приращения перемещения для m -го узла в направлении r ; n_{zm} - косинус угла между нормалью элемента (который в контакте с поверхностью инструмента) и координатной осью z ; dP_{vm}^k - приращения нормальных составляющих сил в m -ом узле; k - номер этапа нагружения; α_1, α_2 - корректирующие коэффициенты, принимались равными соответственно 1,1 и 0,95.

Начальные условия деформирования конечно-элементной модели задавались следующим образом: определенной части элементов приписывались интенсивность деформации, интенсивность напряжений и плотность микротрещин после численного моделирования осесимметричного холодного редуцирования концевой части заготовки (неустановившаяся стадия волочения) При этом считали, что неустановившиеся стадии редуцирования и волочения, с точки зрения НДС, идентичны. Расчетная схема для начальной стадии выдавливания приведена на рис. 23 а). Корректировка эпюры приращения сил проводилась согласно выше описанному алгоритму. Начальные условия и результаты

моделирования операции “редуцирование → волочение” представлены на рис. 24.

Согласно первой схеме, в последующих расчетах рассматривался объем заготовки, ограниченный диаметром 5,0 мм, в котором учитывались все ранее определенные параметры.

Расчет ε_i , N_m круч., $\Omega_{\text{круч.}}$ при закручивании образца на угол 2π .

При кручении, деформация сдвига принималась однородной по длине образца, прямопропорциональной радиусу и определялась согласно ГОСТу

3565-80 как $\varepsilon_i = \gamma / \sqrt{3} = \left\{ \arctg \frac{2\pi r}{l_0} \right\} / \sqrt{3}$, γ - деформация сдвига. Результаты расчета показаны на рис. 23.

Численное моделирование растяжения цилиндрического образца.

Моделирование одноосного растяжения цилиндрического образца, как заключительная стадия деформирования в условиях сложного нагружения, осуществляли с начальными условиями, вобравшими “историю” предшествующих деформаций волочением и закручиванием.

Формирование граничных условий для решения поставленной задачи пластичности проводилось по результатам экспериментального изучения растяжения круглого образца с “историей” нагружения. Методика и результаты по исследованным сталям приведены в разделе 2.4. Определение кинематических и динамических граничных условий, для случая растяжения круглого образца, описаны ранее в разделе 4.2.

Расчетная схема для растяжения круглого образца, соответствующая началу потери устойчивости деформации, приведена на рисунке 23 в).

На рисунке 25 а) представлены начальные условия задачи. Результаты расчета характеристик НДС, степени поврежденности Ψ^* по разработанной модели и поврежденности Ω по альтернативной феноменологической нелинейной модели в шейке исследуемой стали к моменту разрыва представлены на рис.25 б). Экспериментальные и теоретические индикаторные диаграммы растяжения исследуемой стали - на рис. 26.

Необходимость реализовать вторую тестовую схему нагружения вызвана тем, чтобы проверить адекватность разработанной модели в условиях больших отрицательных значений K . Реализовать эксперимент с фактическим разрушением при этих условиях возможно только в случае последовательного нагружения сжатие \rightarrow растяжение, когда K скачкообразно меняет свое значение с отрицательного на положительное. Этот вариант проверки позволяет подтвердить достоверность физического условия разрушения в пределах значительных изменений K .

Численное моделирование операции осадка цилиндра по образующей в условиях плоской деформации.

С учетом симметрии рассматривалась правая верхняя четверть поперечного сечения заготовки. На этом основании строилось определение граничных условий для решения поставленной задачи пластичности.

Динамические граничные условия определялись из условия перемещения верхних контактных узлов на одинаковое расстояние. Это проводилось с применением алгоритма корректировки эпюры приращения сил, описанный выше для волочения. Узловые приращения сил трения вычисляли по закону Амонтона-Кулона с коэффициентом трения 0,2. Расчетные схемы операций осадки и последующего растяжения для разных сталей показаны конечноэлементная модель заготовки показана на рис. 27.

Результаты расчета представлены на рис. 28 и 29.

рис 23

рис 24

рис 25

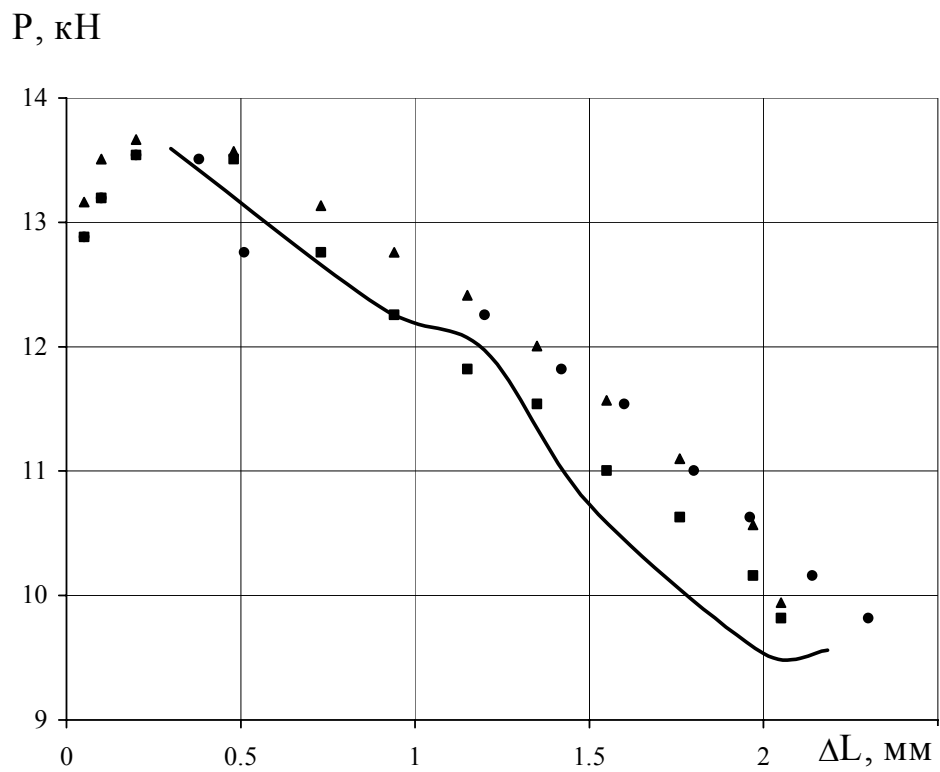


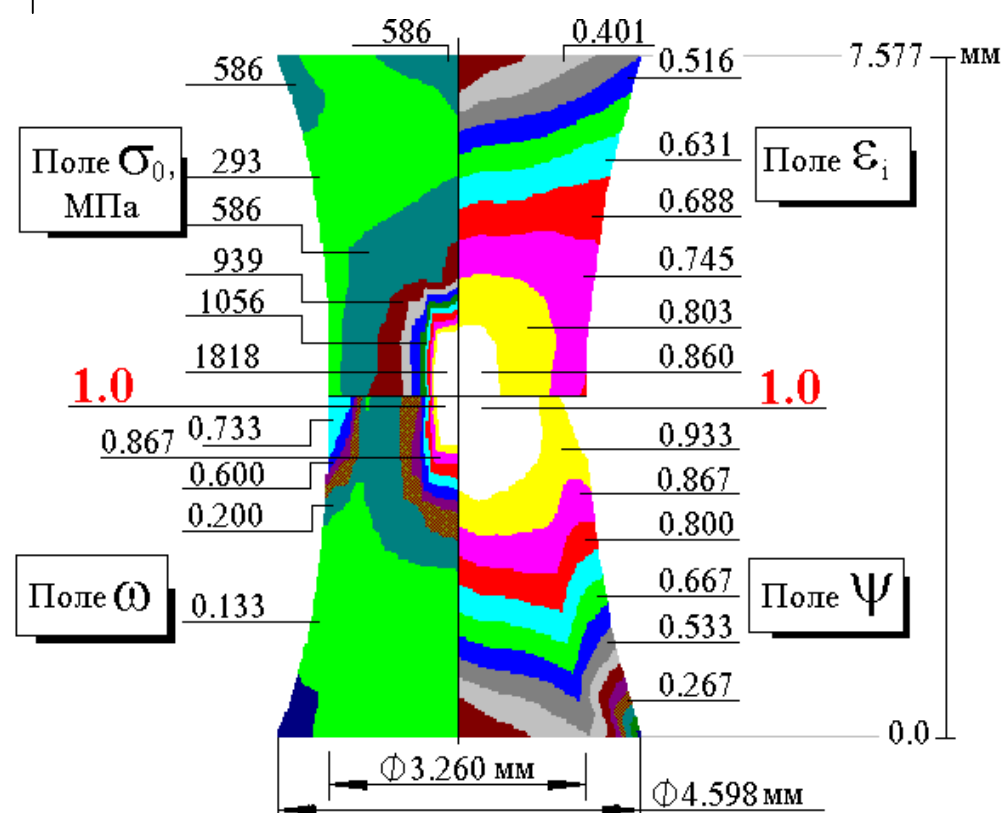
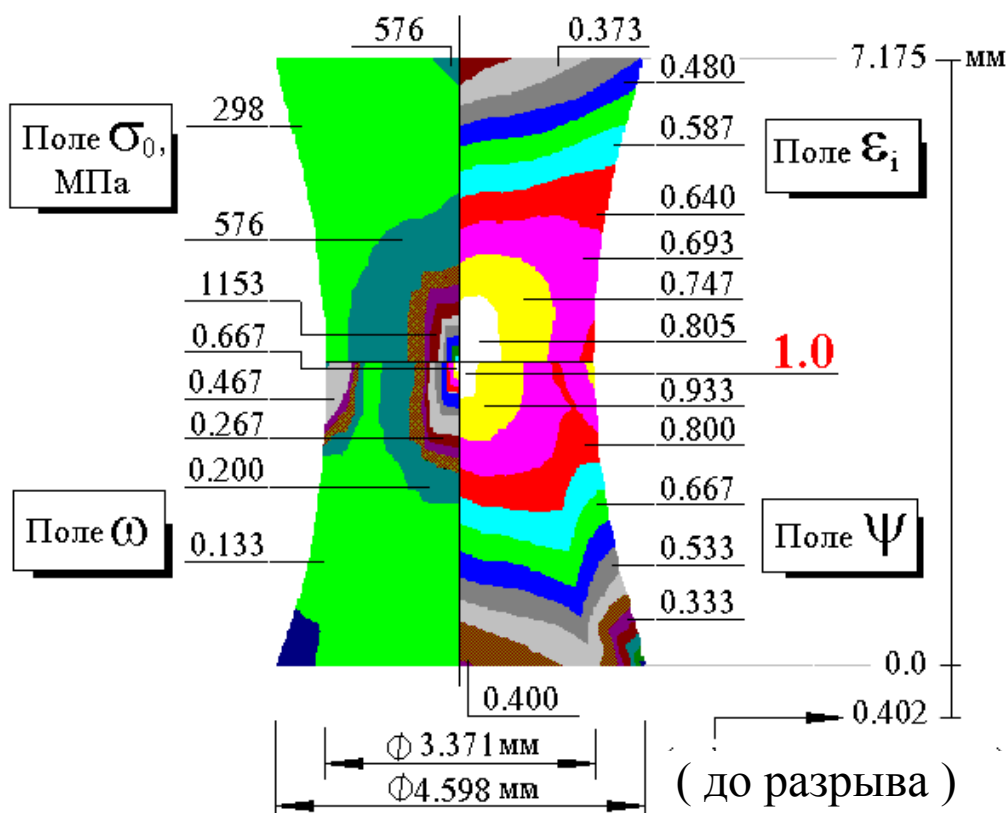
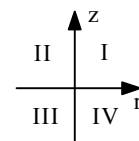
Рис. 26. Экспериментальная (точки) и теоретическая индикаторные диаграммы растяжения образца из стали 20 после деформации по схеме 1.

Из анализа результатов, полученных при физическом и численном моделировании тестовых задач на сложное нагружение следует:

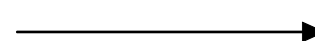
В условиях простого нагружения (на первой стадии квазимонотонной деформации), результаты расчета степени поврежденности Ψ^* и поврежденности Ω близки по значениям. На конечной стадии физического разрушения, результаты расчета по альтернативной феноменологической модели разрушения занижены на 50% и более от критического значения. Разработанная инженерная физическая модель накопления деформационной поврежденности позволяет делать адекватный экспериментальным данным прогноз вероятности разрушения как в процессах с простым, так и сложным нагружением, т.е. модель позволяет в полной мере учитывать историю нагружения.

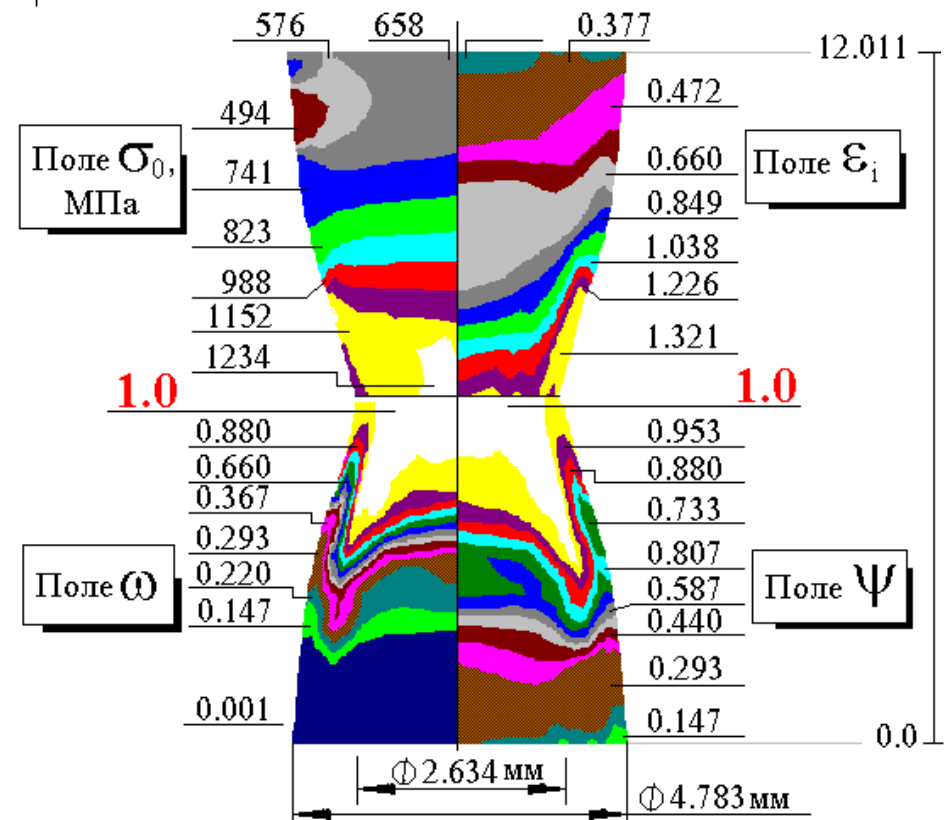
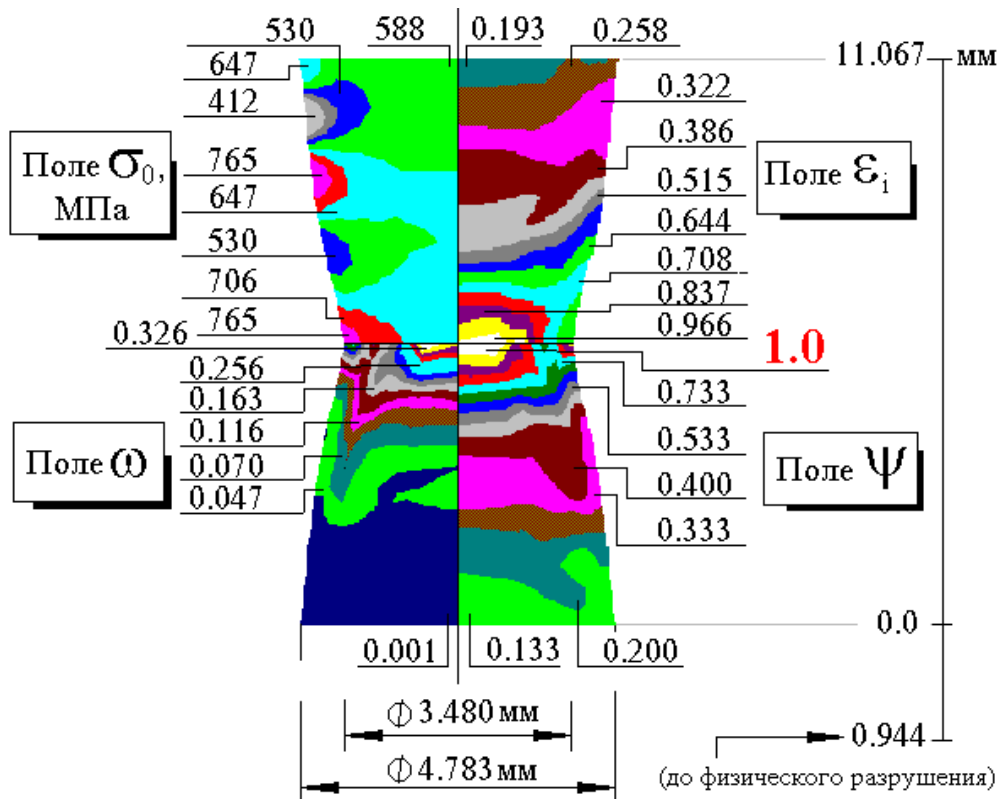
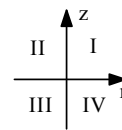
Существенные отклонения результатов расчета Ω можно объяснить тем, что принцип линейного суммирования поврежденности металла при многократной холодной пластической деформации обладает ограниченным применением для случая скачкообразного и значительного изменения показателя схемы напряженного состояния k .

Таким образом, разработанная модель накопления деформационной поврежденности в процессе многоэтапной холодной пластической деформации в условиях сложного нагружения обеспечивает высокую для практических расчетов точность.



t

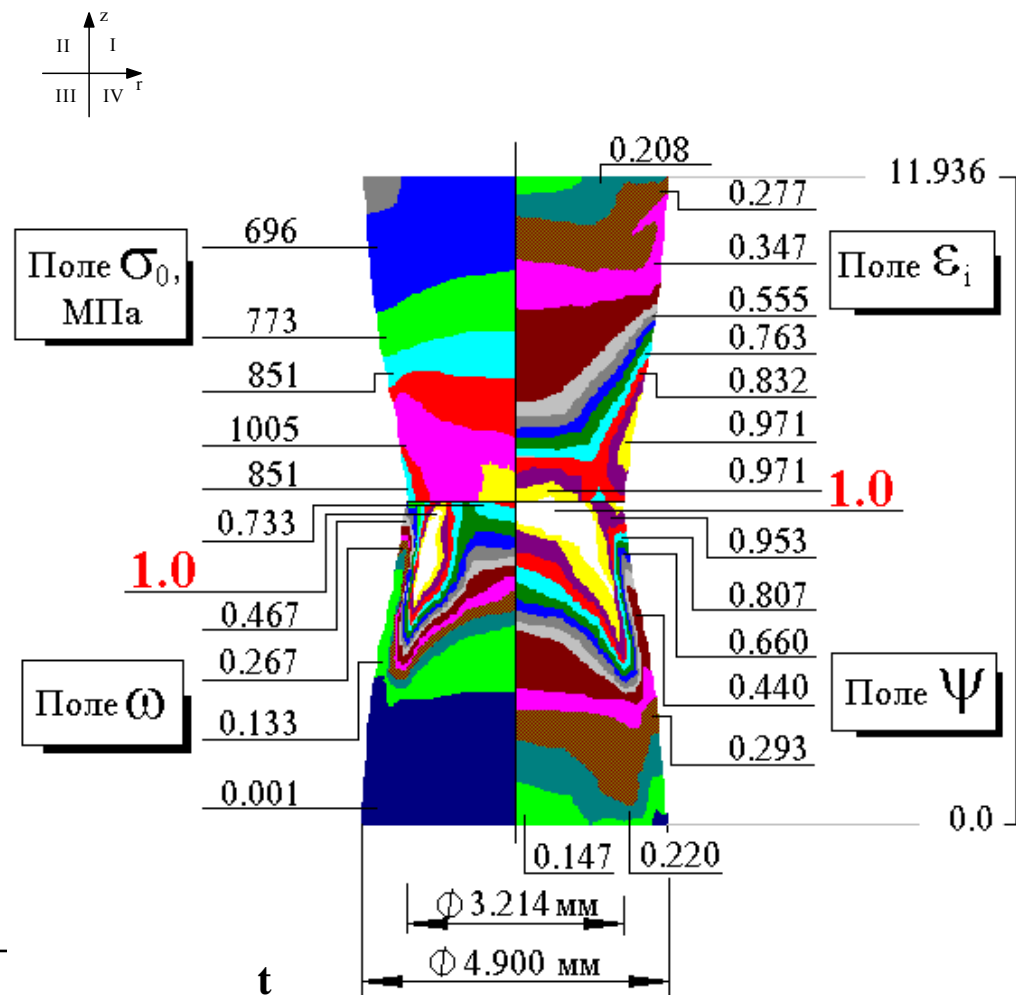
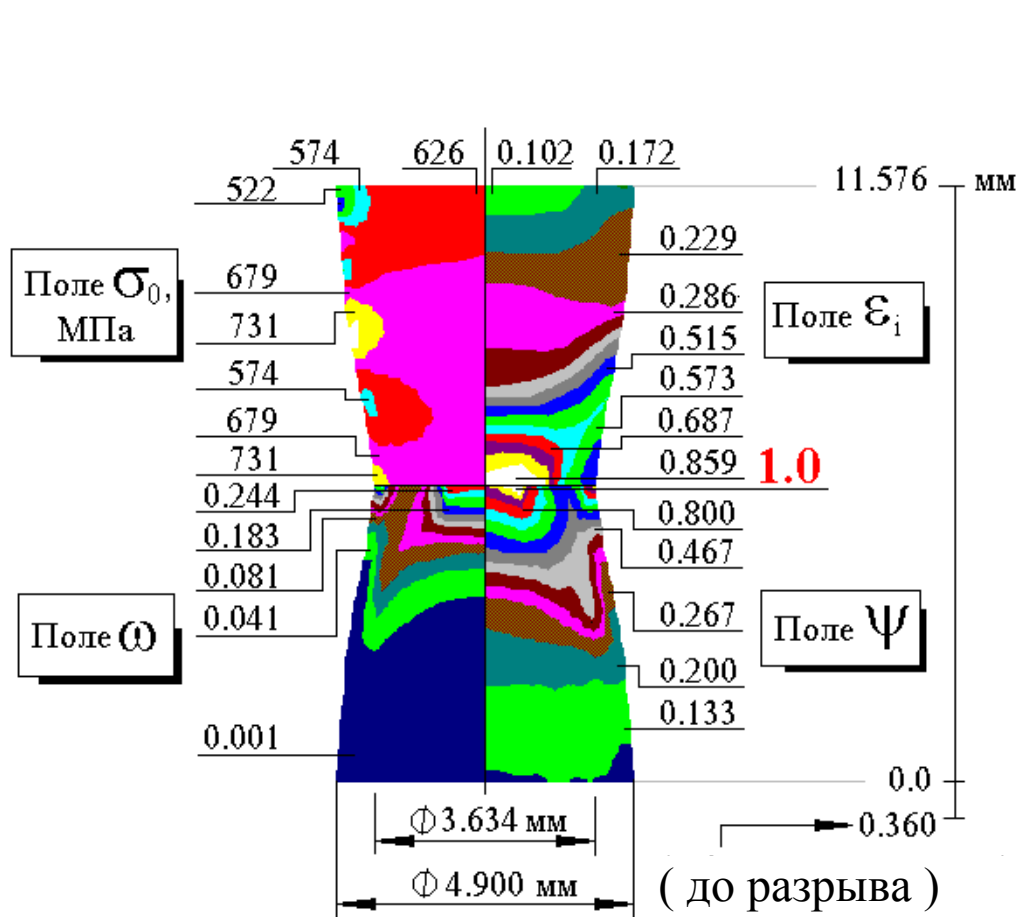




a)

t

(до разрыва)



б)

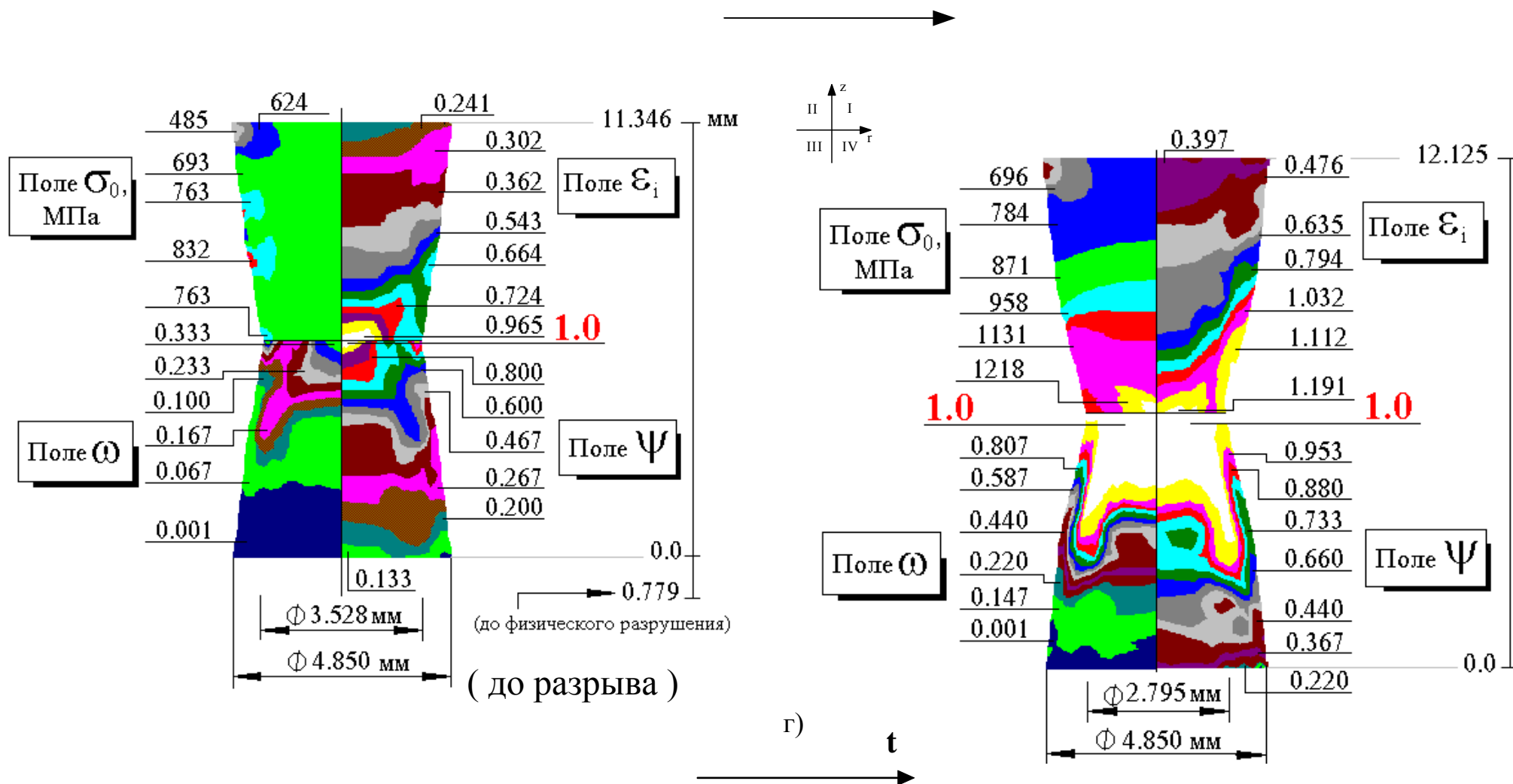


Рис. 19. Поля накопленной интенсивности пластической деформации ϵ_i (I-ый квадрант), среднего нормального напряжения σ_0 (II-ой квадрант), поврежденности ω (III-ий квадрант), и степени поврежденности Ψ^* , (IV - ый квадрант), в шейке растягиваемого образца в момент зарождения макротрещины и разрыва, рассчитанного по разработанной модели и по феноменологической теории: а) сталь 20; б) 15XГНМ; в) 30Г1Р; г) 38XГНМ.

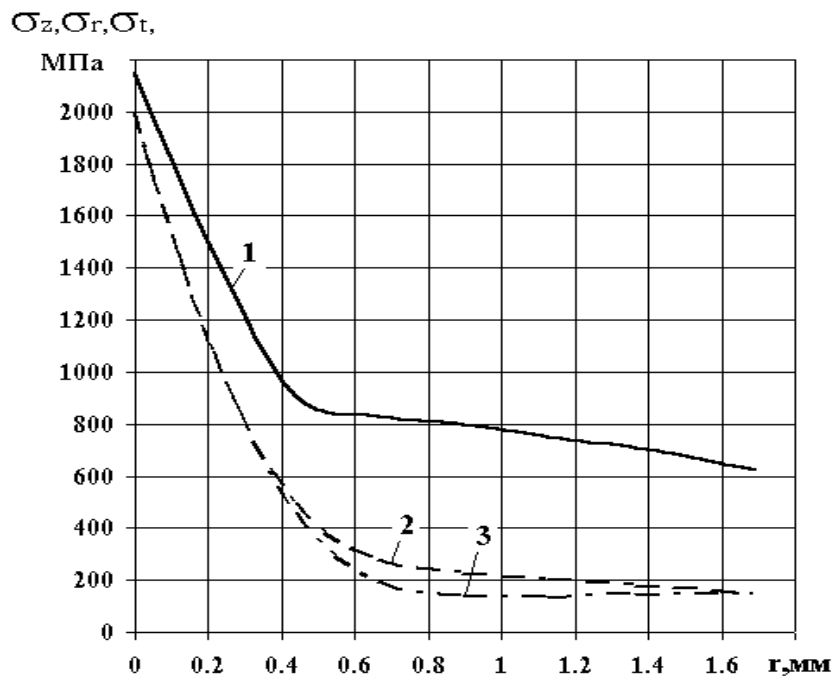


Рис. 20. Эпюры осевых (σ_z) -1, радиальных (σ_r) -2 и тангенциальных (σ_t) -3 напряжений в наименьшем сечении шейки для стали 20.

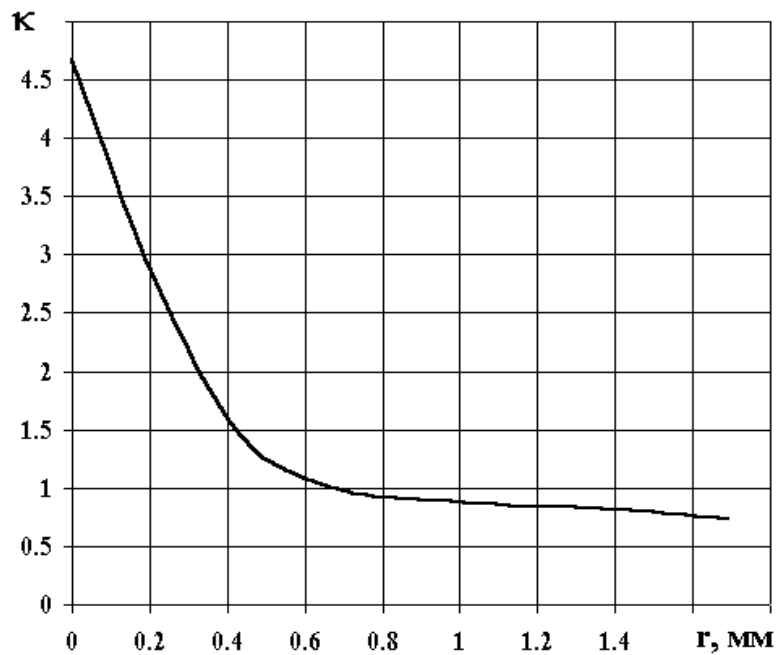


Рис. 21. Распределение показателя жесткости напряженного состояния в наименьшем сечении шейки.

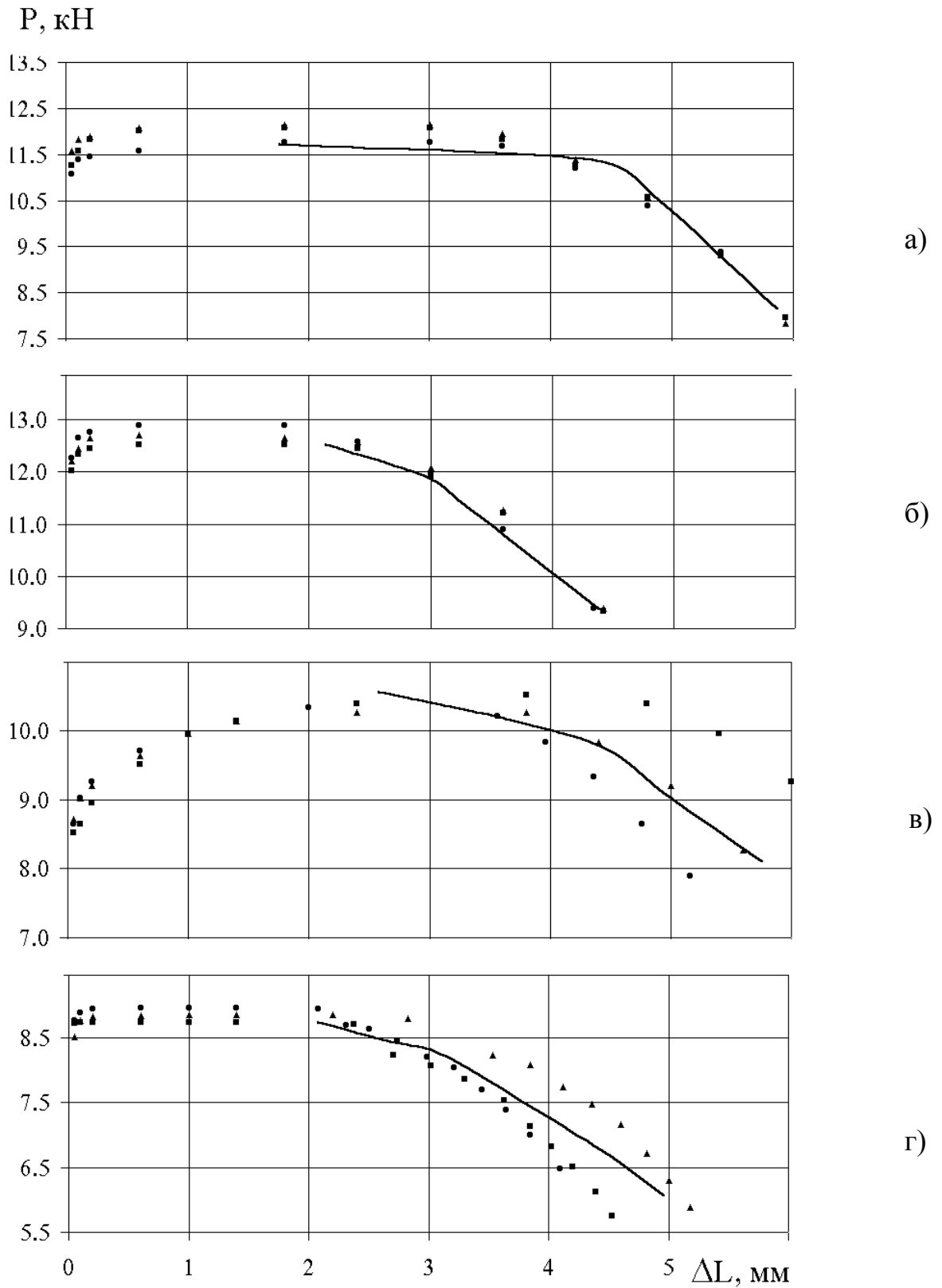


Рис. 22. Экспериментальные (точки) и теоретические (сплошные кривые) индикаторные диаграммы растяжения: а) 38ХГНМ, б) 30Г1Р, в) 15ХГНМ, г) сталь 20 .

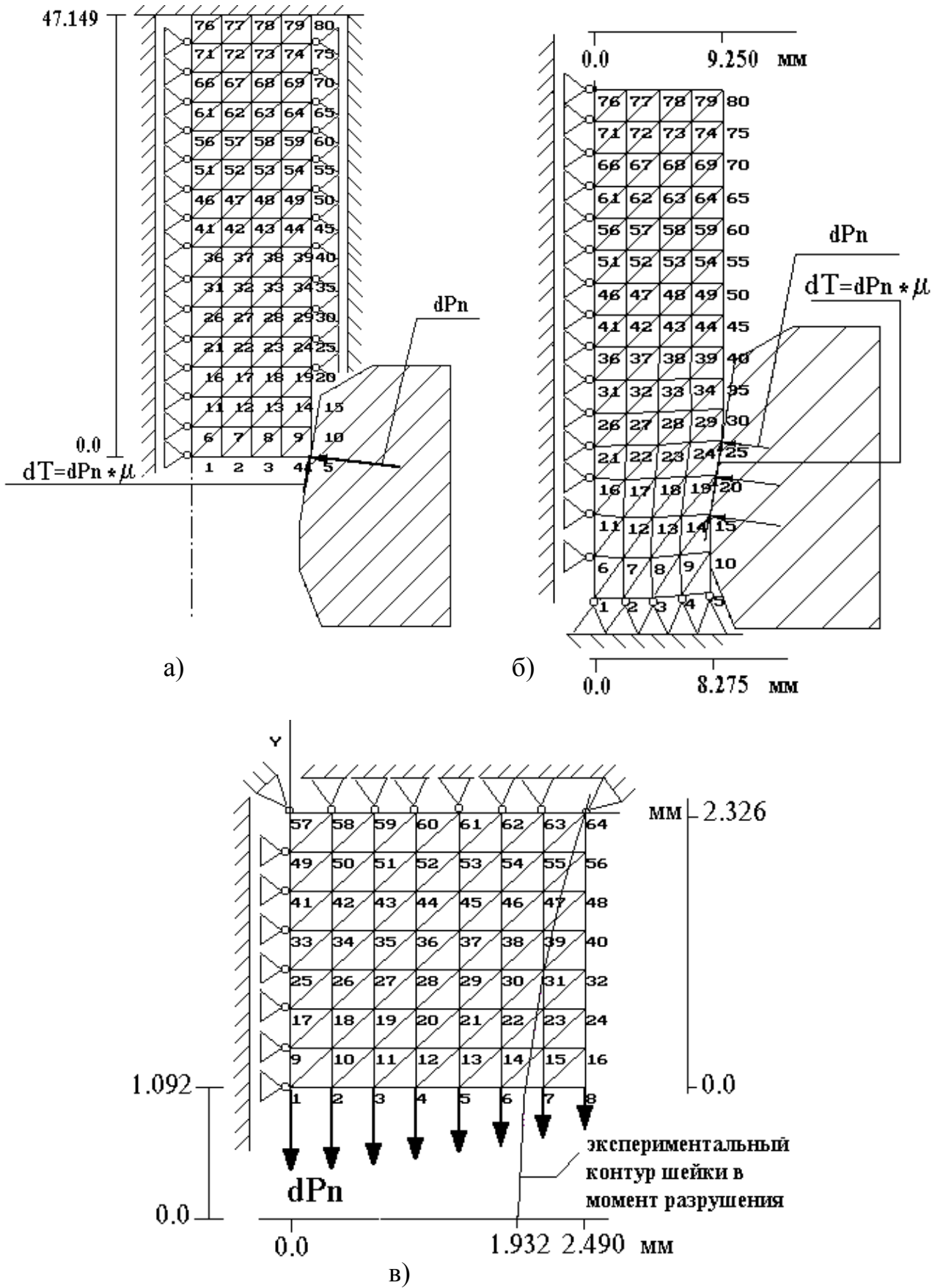


Рис. 23. Расчетные схемы операций: а) редуцирование, б) волочение, в) одноосное растяжение.

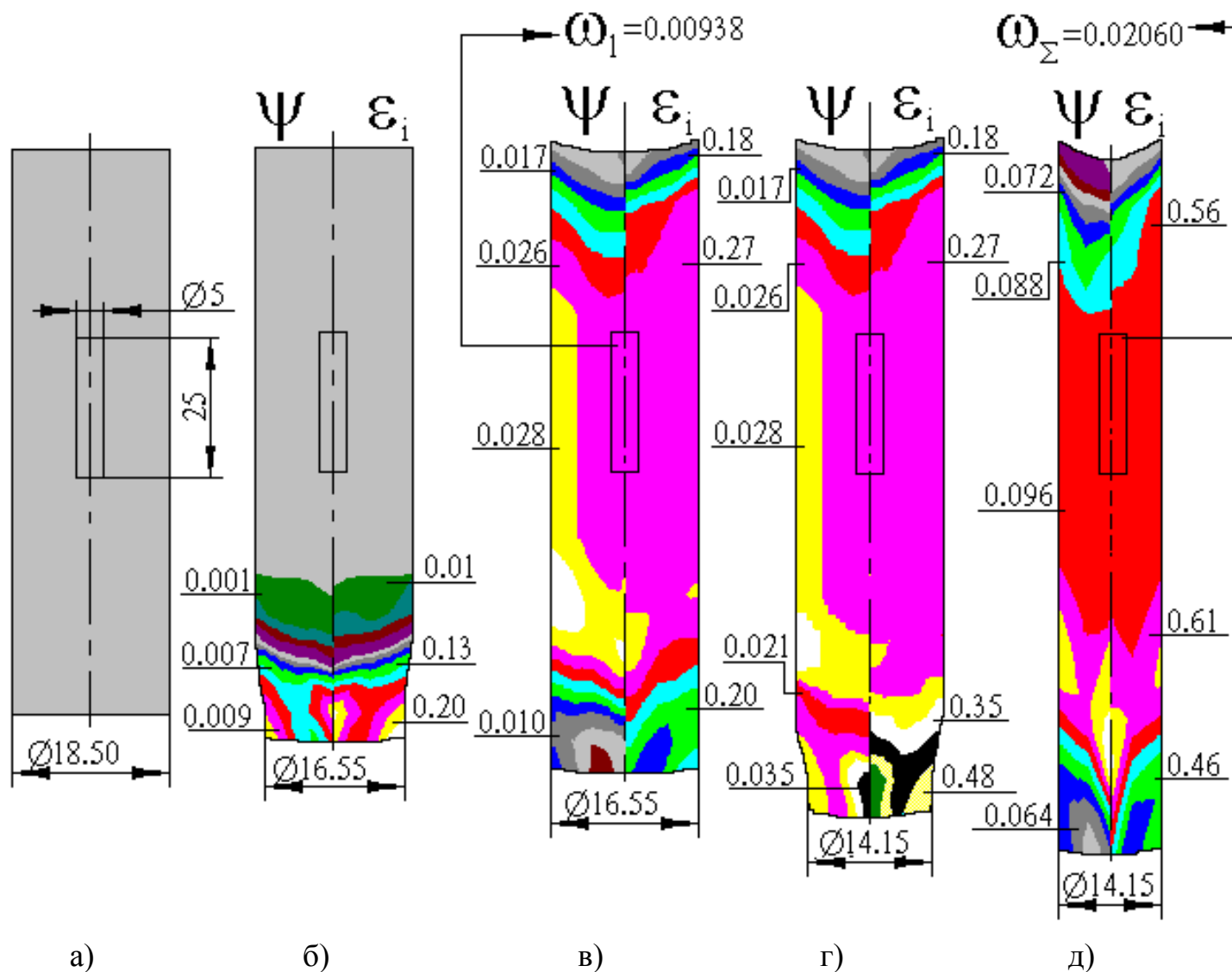


Рис. 24. Поля ϵ_i , Ψ^* , Ω по этапам деформирования: а) исходный образец, б) редуцирование начальной части образца под волоку диам. 16,55 мм, в) волочение на 20 %, г) редуцирование начальной части образца под волоку диам. 14,15 мм, д) волочение на 40 %.

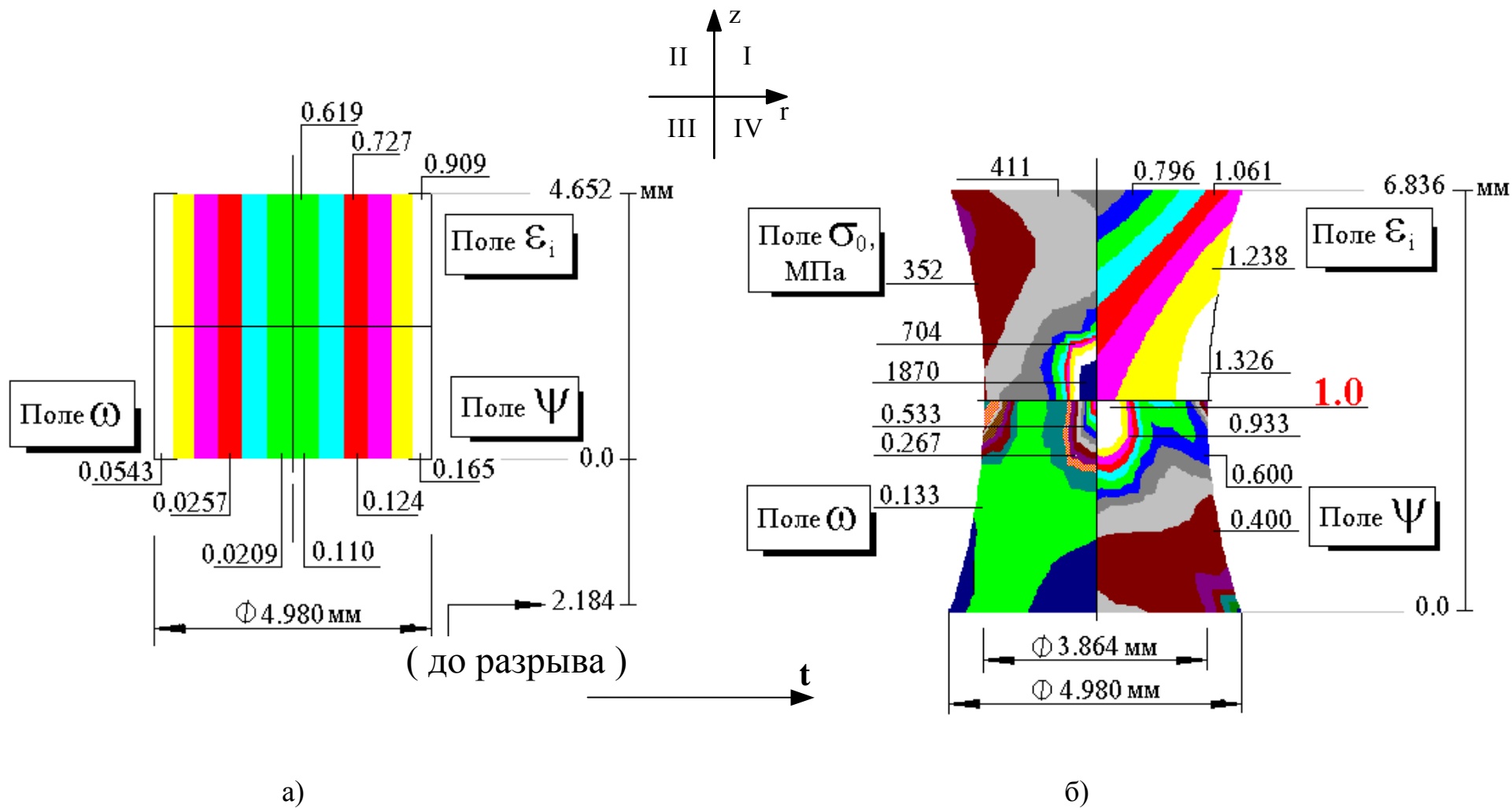
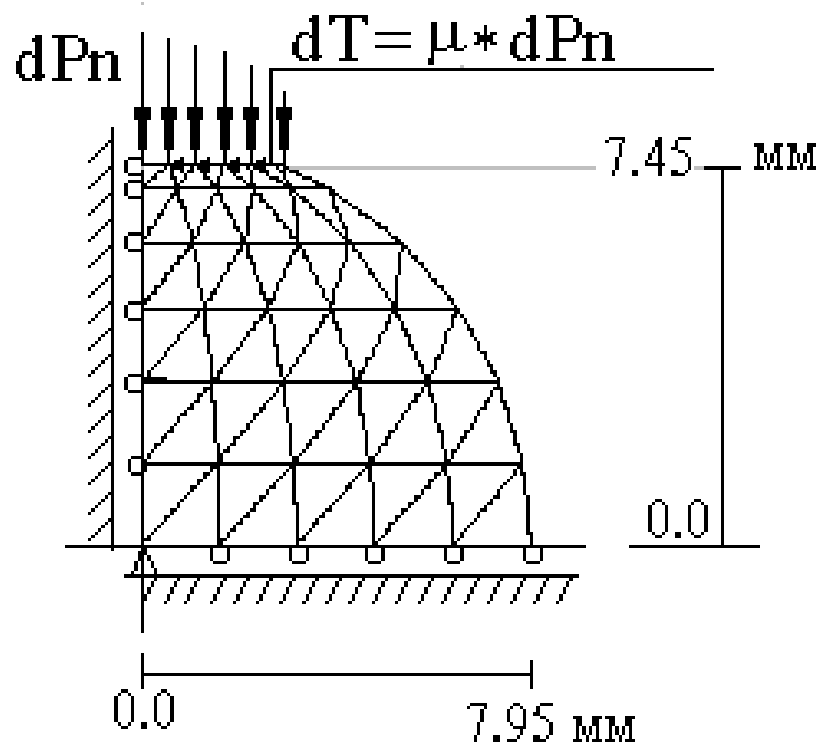
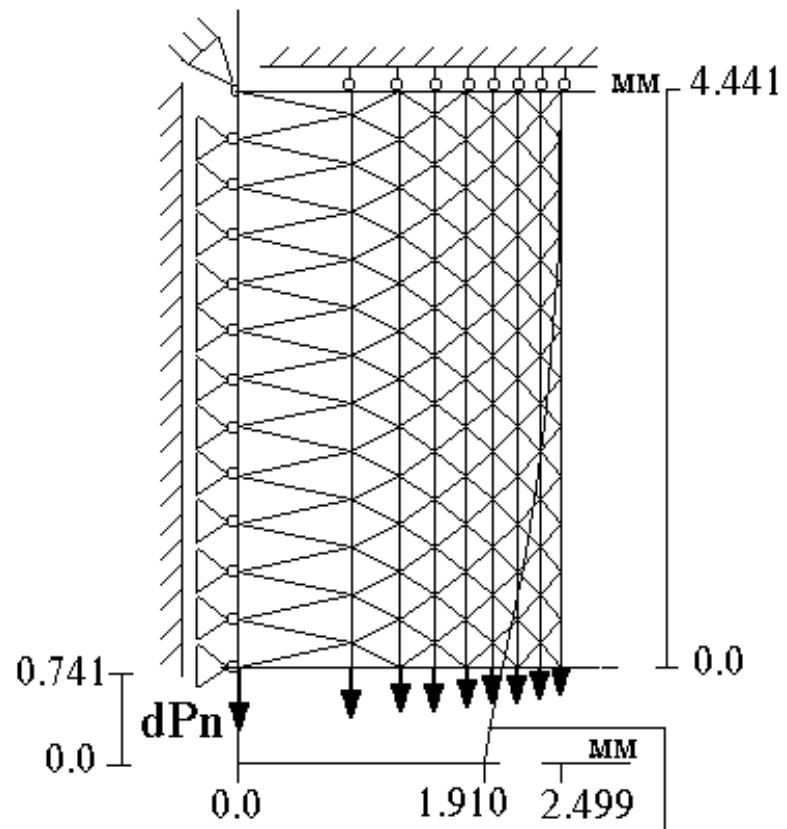


Рис. 25. Поля ϵ_i (I-ый квадрант), σ_0 (II-ой квадрант), Ω (III-ий квадрант), и Ψ^* (IV - ый квадрант):
 а) после предварительной деформации волочения на 40% + закручивание на 360 град.;
 б) в момент разрыва.

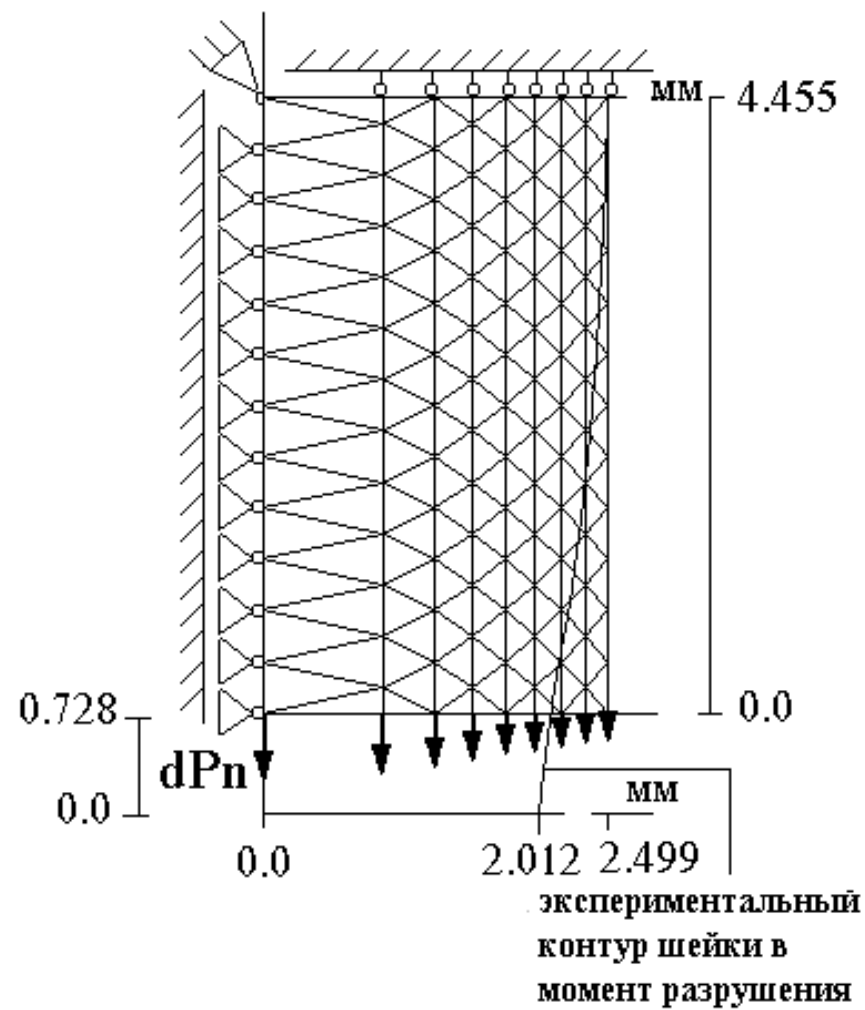
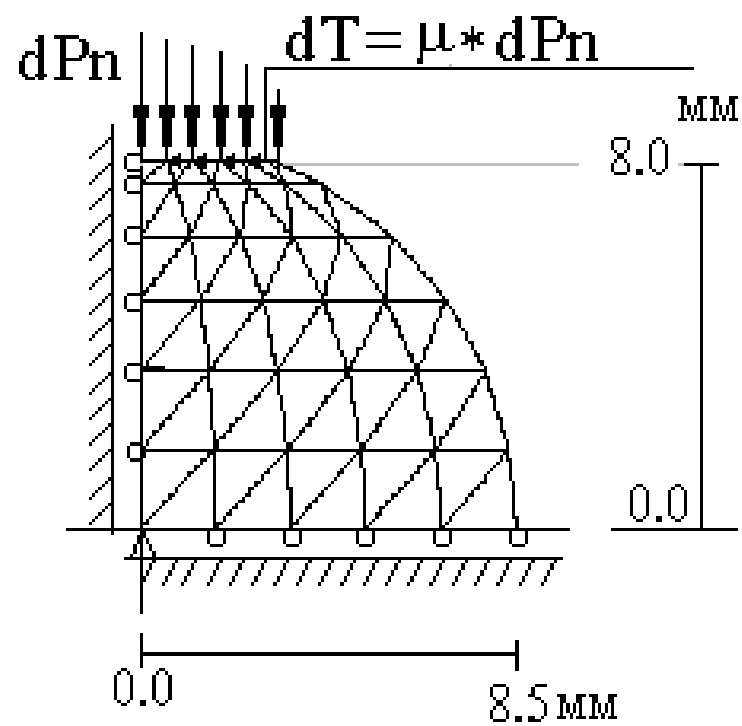


а)



экспериментальный
 контур шейки в
 момент разрушения

б)



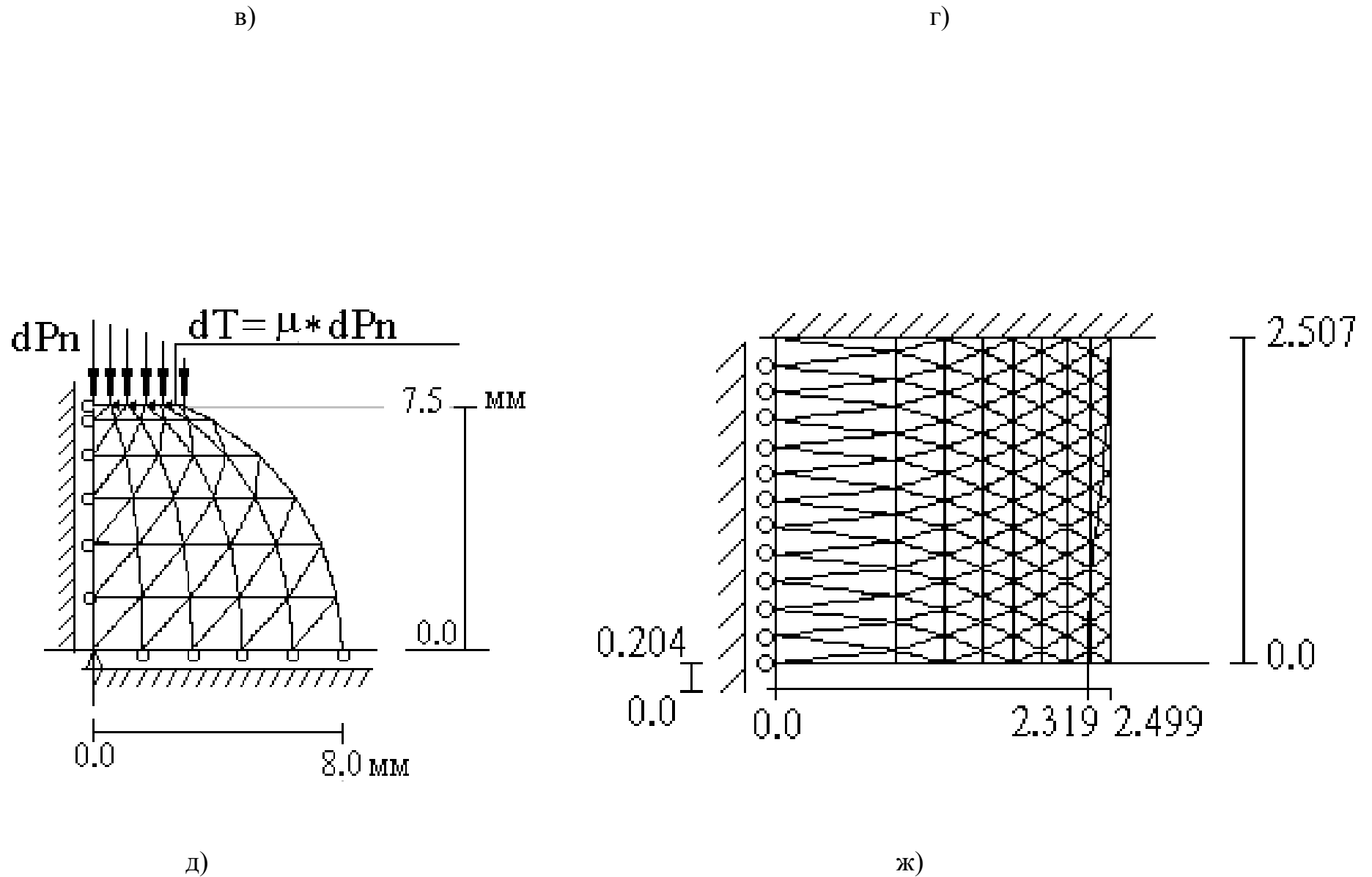
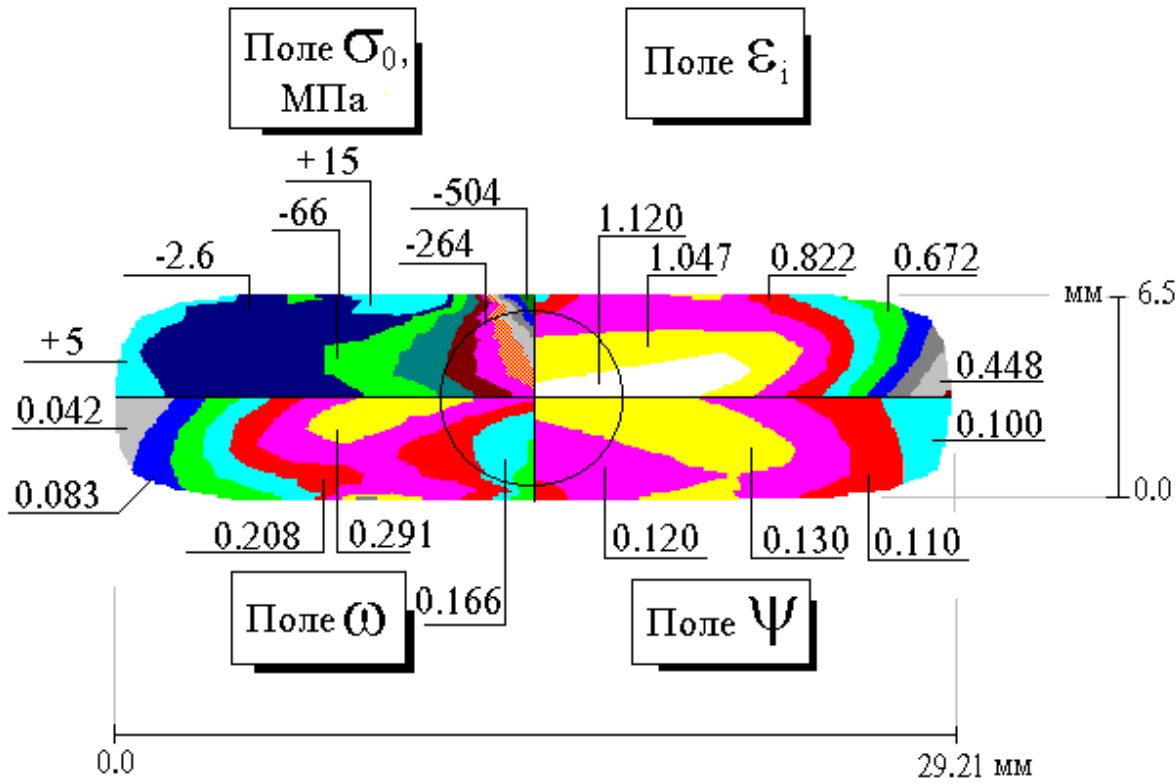
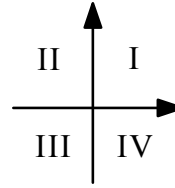
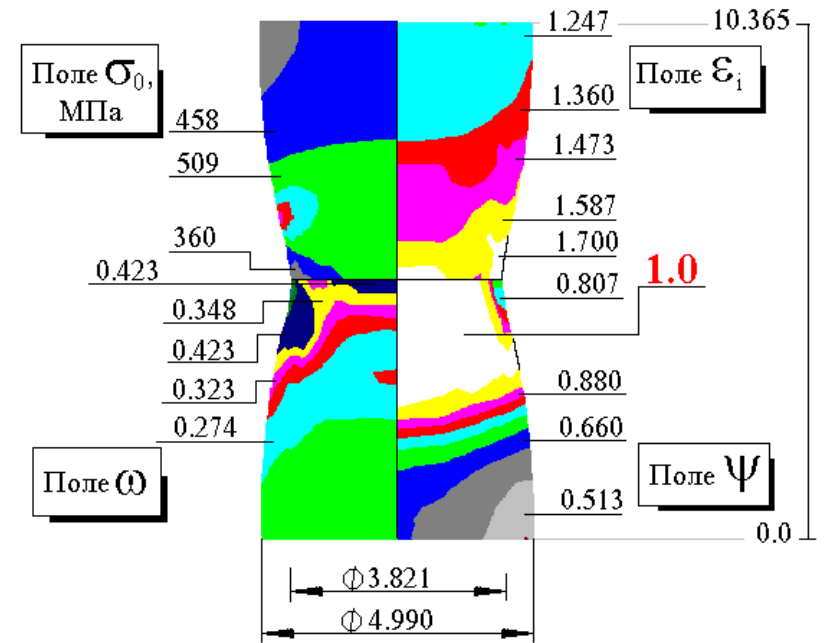


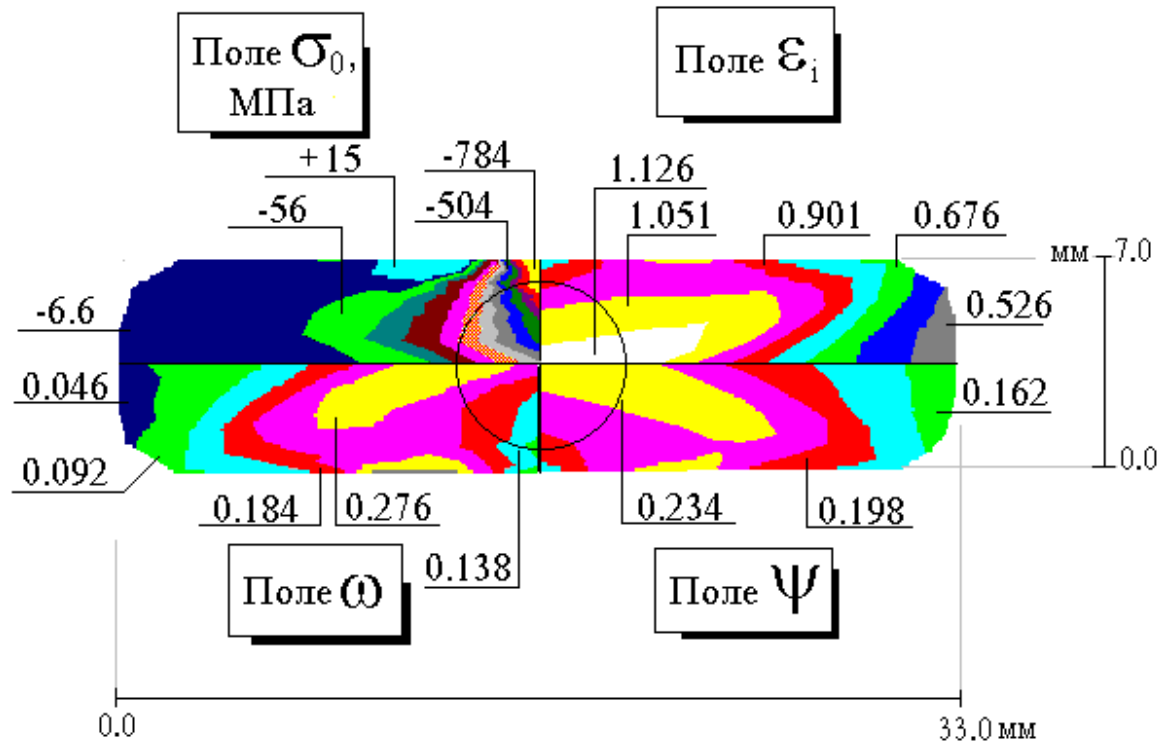
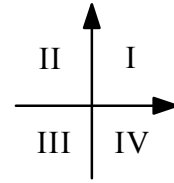
Рис. 27. Расчетные схемы операций: поперечная осадка а), в), д) и растяжение б), г), ж) цилиндрических образцов из: а), б) стали 20, в), г) 38ХГНМ, д), ж) 20Г2Р.



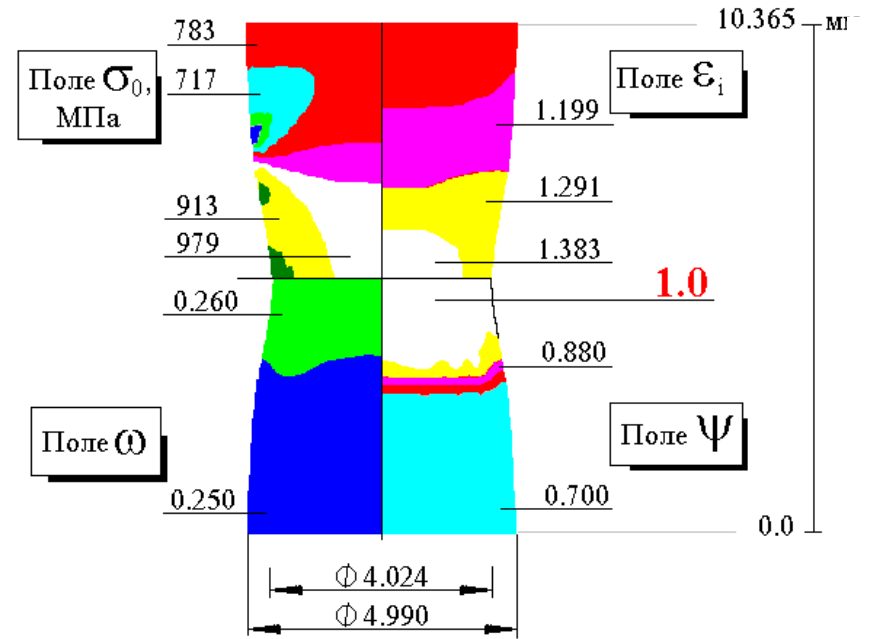
а)



б)



б)



г)

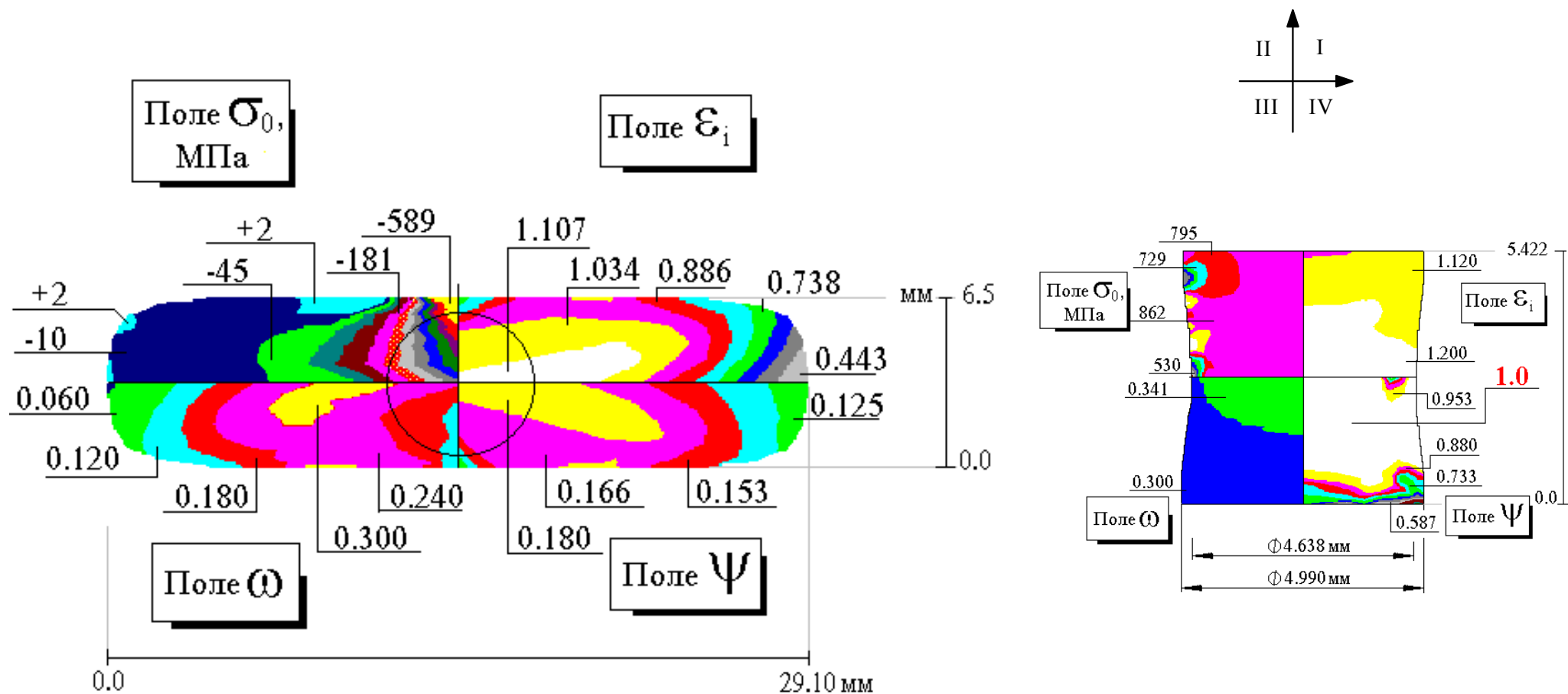


Рис. 28. Поля характеристик НДС (I, II-ой квадрант), ω (III-ий квадрант) и ψ^* (IV-ый квадрант) а), в), ж) после предварительной деформации поперечной осадкой; б), г), ж) в момент разрыва : а), б) сталь 20; в), г) 38ХГНМ д), ж) 20Г2Р.

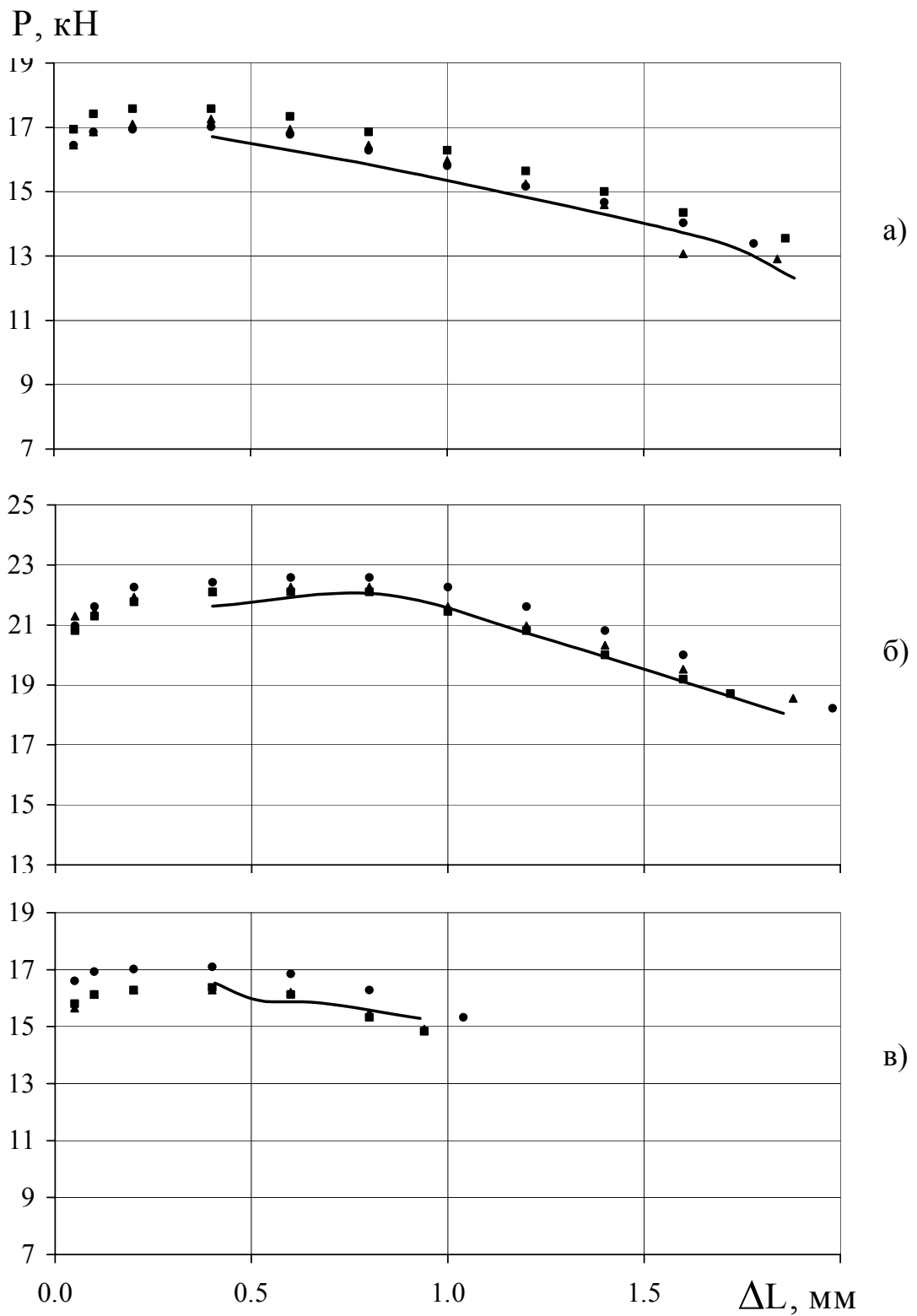


Рис. 29. Экспериментальные (точки) и теоретические (сплошные кривые) индикаторные диаграммы растяжения после деформации по схеме 2: а) сталь 20, б) 38ХГНМ, в) 20Г2Р.

