

Моделирование процесса низкотемпературной скачкообразной деформации металлов

Е. В. Воробьев, Т. В. Анпилогова

Институт проблем прочности им. Г. С. Писаренко НАН Украины, Киев, Украина

Построена нелинейная модель процесса низкотемпературной прерывистой текучести металлов, которая позволяет описать всю совокупность скачков деформации в зависимости от механических свойств материала и динамических характеристик системы нагружения. Адекватность модели экспериментально подтверждена применительно к аустенитной стали и алюминиевому сплаву.

Ключевые слова: математическая модель, скачок деформации, определяющие параметры, механические характеристики, температура.

Введение. В условиях глубокого охлаждения ($T < 30$ К) возникает эффект низкотемпературной скачкообразной деформации [1]. Она сопровождается значительным нагревом и локализацией. Каждому скачку соответствует спад нагрузки, достигающий для некоторых материалов более половины начального уровня. Такой резкий переход от упругого деформирования к адиабатическому пластическому течению характерен для высокопрочных сталей и сплавов и представляет собой скачкообразное снижение несущей способности конструктивного элемента с возможным достижением чрезмерной деформации или разрушения. Проявление эффекта сложным образом зависит от свойств материала и условий нагружения. Использование моделирования процесса скачкообразной деформации позволяет существенно сократить сложные и дорогостоящие многофакторные экспериментальные исследования в среде жидкого гелия.

Среди работ, проводимых в данном направлении, следует выделить [2–9]. Модель, представленная в [2], базируется на методах информатики (клеточные автоматы), а модели, рассматриваемые в [3, 4], можно условно отнести к “физическим”, так как они включают не только характеристики диссипативных и теплообменных процессов применительно к тепловому механизму адиабатической деформации, но и дислокационные параметры, и поэтому дают лишь качественное описание явления. В [4] также предложена модель, построенная на основе так называемой электромеханической аналогии. Чисто механическая модель [5] позволяет исследовать влияние величины перегрузки как аналога термического разупрочнения и других факторов на развитие скачка деформации при комнатной температуре. В работе [6] математически моделируется процесс скачка при двойниковании монокристаллов алюминиевого сплава с допущениями о мгновенном приложении вынуждающего воздействия и отсутствии деформационного упрочнения. При этом не рассматриваются возможность неизотермичности процесса и другие особенности деформирования металлов при температурах, близких к абсолютному нулю. Такие особенности не учитываются и при формулировании модели [7], как и влияние эффективной массы, при этом вынуждающая сила отсутствует. Мо-

дель [8], построенная для оценки длительности скачка, оказалась неадекватной по отношению к этой характеристике, так как не включает силу инерции, а нагрузка прикладывается мгновенно. Также модель [9], разработанная в расчете на получение аналитического решения для ее исследования, в некоторых случаях недостаточно точно описывает процесс скачка, поскольку не учитывает такие особенности деформирования, как изменение упрочнения и его нелинейный характер, уменьшение площади поперечного сечения образца, зависимость длительности скачка от характеристик системы и др.

Целью работы является построение адекватной математической модели скачка деформации для условий глубокого охлаждения, причем не только отдельного, но и всей их совокупности N , содержащейся на диаграмме растяжения данного материала, в зависимости от величины стартового напряжения σ_0 . Построение модели включает следующие этапы: математическая формулировка задачи; определение параметров, т.е. идентификация модели; выбор вычислительного метода и проведение вычислений; общая апробация и проверка адекватности модели.

Математическая формулировка задачи. Объектом исследования является процесс деформирования одномерного упрочняющегося континуума – зоны так называемого катастрофического течения статически растягиваемого образца как замыкающего звена в силовой цепи системы нагружения. Математическая формулировка задачи предполагает составление дифференциального уравнения равновесия системы в напряжениях с определенными начальными и другими условиями, решение которого позволяет получить закон движения (деформации) при скачке.

К числу наиболее важных факторов, которые необходимо при этом учитывать, следует отнести термическое разупрочнение, а также деформационное и скоростное упрочнение. В результате потери тепловой и пластической устойчивости деформации материала после достижения критического напряжения σ_0 срабатывает стартовый механизм, вызывающий тепловой пробой [10]. Лавинообразное течение приводит к скачку удлинения Δl_c , деформации $\varepsilon_{c_{\max}}$, спаду нагрузки $\Delta P_c = P_0 - P_c$ и напряжения $\Delta \sigma_c = \Delta P_c / F$.

Для конструкционных сплавов типично чередование участков упругого нагружения и резких спадов нагрузки, причем деформация осуществляется за счет части запасенной в системе нагружения упругой энергии $\Delta W_c = (P_0^2 - P_c^2) / 2C$, где C – жесткость системы. После наступления теплового пробоя зона течения резко нагревается до температуры $T_0 + \Delta T_{\max}$, и материал оказывается в условиях значительной перегрузки – действия напряжения, существенно превышающего предел текучести. Перенапряжение составляет $\Delta T_{\max} k_T$, где k_T – коэффициент термического разупрочнения.

В процессе начинающегося катастрофического течения термическое разупрочнение материала уравнивается его деформационным и деформационно-скоростным упрочнением. Поэтому для построения математической модели процесса используем уравнение, описывающее сопротивление деформированию как результат деформационного упрочнения и вязкого течения при скачке температуры в охваченном течением участке (с нулевыми градиентами температуры и деформации) длиной l и площадью поперечного сечения F :

$$\sigma = \sigma_T(T) + A\varepsilon^m + \dot{\varepsilon}\mu, \quad (1)$$

где σ_T – предел текучести; ε – пластическая составляющая деформации; A и m – характеристики деформационного упрочнения; μ – коэффициент вязкости.

С учетом (1) запишем уравнение равновесия в напряжениях для неподгружаемой системы, движение (деформация) в которой осуществляется только за счет запаса упругой энергии:

$$\ddot{\varepsilon}(1 + \varepsilon)Ml/F + \sigma_T(T) + A\varepsilon^m + \dot{\varepsilon}\mu = \sigma_0 - \varepsilon(1 + \varepsilon)K, \quad (2)$$

где M – присоединенная масса; $K = Cl/F$ – эффективный модуль системы; множитель $(1 + \varepsilon)$ учитывает уменьшение площади поперечного сечения.

Из рассмотрения ввиду слабого влияния исключены упругие деформации, в том числе термического происхождения, а также концентрация напряжений в зоне течения, величина которой незначительна [11]. Это уравнение описывает движение системы, механическая модель которой состоит из нелинейного элемента трения, параллельно соединенного с демпфером, подключенных к цепи из инерционного и упругого элементов, имитирующих динамические свойства системы нагружения с неподвижной крайней точкой (в случае подгружаемой системы она перемещается в соответствии с заданным режимом нагружения).

Основное уравнение задачи составим на основании (2), принимая некоторые упрощающие допущения. Так, представляется возможным для учета термического разупрочнения материала использовать соотношение

$$\sigma_T(T) = \sigma_0 - k_T \Delta T_{\max} f(t), \quad (3)$$

где $0 \leq f(t) \leq 1$ – некоторая возрастающая функция, которая характеризует развитие процесса нагрева во времени $0 \leq t \leq \tau_c$; τ_c – длительность скачка деформации.

Уравнение (2) преобразуется к виду

$$\ddot{\varepsilon}(1 + \varepsilon) + a\dot{\varepsilon} + b\varepsilon(1 + \varepsilon) + c\varepsilon^m = df(t), \quad (4)$$

где $a = \mu/u$; $b = K/u = C/M$; $c = A/u$; $d = k_T \Delta T_{\max}/u$; $u = Ml/F$.

Решение полученного нелинейного дифференциального уравнения второго порядка должно удовлетворять начальным условиям, а также условиям, характеризующим направленность и конечное состояние процесса:

$$\varepsilon(0) = \dot{\varepsilon}(0) = 0; \quad \varepsilon \geq 0; \quad \dot{\varepsilon} \geq 0; \quad \varepsilon(\tau_c) = \varepsilon_{c_{\max}}; \quad \dot{\varepsilon}(\tau_c) = 0. \quad (5)$$

Это – уравнение вынужденных колебаний нелинейной неконсервативной и неавтономной стационарной системы с одной степенью свободы, которое согласно (5) описывает апериодическое неколебательное движение (процесс скачкообразной деформации).

Идентификация модели. На этом этапе основным является определение параметров модели, к которым относятся коэффициенты уравнения (4), показатель m и характеристика функции $f(t)$. Однако коэффициенты уравнения (4), будучи комбинациями характеристик, не имеют практического значения, поэтому в качестве определяющих параметров примем величины, образующие эти комбинации. За исключением параметра, связанного с функцией, они могут быть определены как характеристики материала и его образца, а также нагружающего устройства. Для окончательного отбора данных и последующей проверки достоверности результатов исследования и оценки уровня адекватности модели необходимо провести эксперимент и получить диаграмму деформирования с зарегистрированными на ней скачками, а также выполнить ряд измерений и вычислений.

Апробация модели проводится на аустенитной стали 03X20H16AG6 и алюминиевом сплаве АМг5. Это обусловлено тем, что указанные материалы, широко используемые в криогенной технике [12], будучи близкими по пластическим свойствам, резко отличаются по уровню прочности, что позволяет лучше оценить адекватность и уточнить область применимости модели. Так, соотношение стандартных характеристик стали и алюминиевого сплава составляет: по пределу прочности $\sigma_B - 3,15$; по условному пределу текучести $\sigma_{0,2} - 6,8$; по относительному удлинению образца после разрыва $\delta - 0,99$; по относительному сужению образца после разрыва $\psi - 1,5$. Кроме характеристик пластичности близкими являются и показатели удельной прочности σ_B/ρ , где ρ – плотность материала, соответственно равная 7800 и 2640 кг/м³.

Испытания на растяжение стандартных пятикратных цилиндрических образцов (диаметр рабочей части $2R_0 = 3$ мм) проводили в среде жидкого гелия при $T_0 = 4,2$ К на установке УМН-10 [10]. Номинальная скорость деформирования $\dot{\epsilon}_H = 1,6 \cdot 10^{-3}$ с⁻¹. Присоединенная масса, составляемая подвижной силовой рамой, связанной с подвижным захватом, равна 300 кг, а жесткость системы образец–машина – 12,0 и 8,14 МН/м соответственно для стали и алюминиевого сплава. Результаты испытаний представлены в табл. 1.

Т а б л и ц а 1

Характеристики механических свойств и скачкообразной деформации материалов при $T_0 = 4,2$ К

Материал	σ_B , МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	$\sigma_{п.т.}$, МПа	$\bar{\sigma}_{п.т.}$, МПа	$\Delta\sigma_{max}^c$, МПа	δ , %	ψ , %	$\epsilon_{п.т.}$	$\Delta l_{c_{max}}$, мм	$\Delta W_{c_{max}}$, Дж	N
АМг5	521	175	286	422	48	35,5	29,0	0,046	0,07	246	108
03X20H16AG6	1640	1190	1190	1190	636	35,0	43,0	0,002	0,42	4100	26

Примечание. $\Delta\sigma_{max}^c$ – наибольший спад напряжений; $\epsilon_{п.т.}$ – деформация начала прерывистой текучести.

Обмеры образцов, как и данные [9, 13], показывают, что допущение о соответствии длины зоны течения радиусу поперечного сечения образца ($l \approx R$) экспериментально обосновано. Из условия постоянства объема сле-

дует $R = R_0 / \sqrt{1 + \varepsilon_{\text{п}}}$ ($\varepsilon_{\text{п}}$ – общая предварительная деформация), откуда получаем параметр F .

Определим группу механических параметров. Деформационное упрочнение позволяет учитывать уравнение, которое удовлетворительно описывает верхнюю огибающую пиков на диаграммах деформирования исследуемых материалов. Для исходного состояния материала представим его в виде функции

$$\sigma = \sigma_{0,2} + A_{\text{н}} \varepsilon^{m_{\text{н}}}, \quad (6)$$

график которой на примере стали показан на рис. 1 кривой 1. Такой вид имела бы гипотетическая диаграмма в истинных напряжениях и деформациях, если бы процесс деформирования при данной температуре не терял устойчивость.

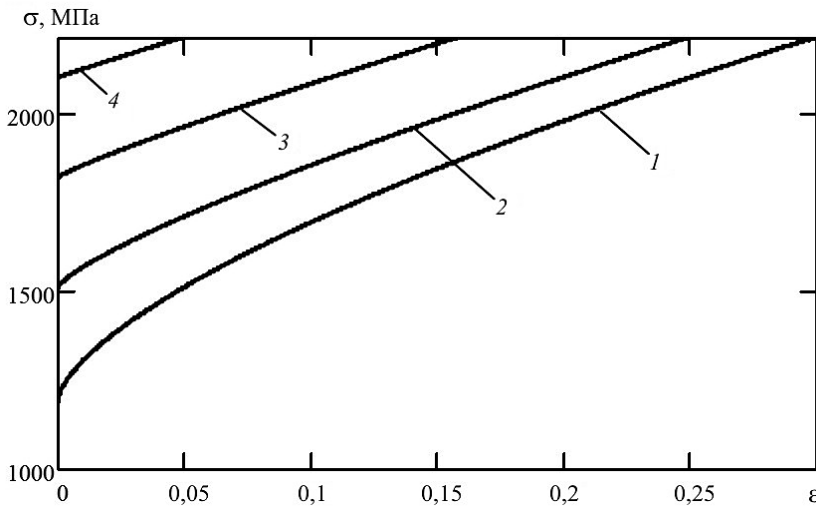


Рис. 1. Графики уравнений состояния стали 03Х20Н16АГ6 для различных величин σ_0 : 1 – $\sigma_0 = 1190$ МПа; 2 – $\sigma_0 = 1510$ МПа; 3 – $\sigma_0 = 1819$ МПа; 4 – $\sigma_0 = 2100$ МПа.

Если после появления предварительной деформации $\varepsilon_{\text{п}}$ за начало отсчета взять произвольную точку на графике функции (6) с координатами $\varepsilon_{\text{п}}$, σ_0 , получим аналогичное уравнение, которое содержит параметры σ_0 , A и m . Необходимо учитывать, что для сплава АМг5 скачкообразная деформация появляется после плавной стадии при $\sigma_0 \geq \bar{\sigma}_{\text{п.т}}$, где $\bar{\sigma}_{\text{п.т}}$ – истинное напряжение, соответствующее пределу прерывистой текучести (табл. 1).

Из (6) для произвольных значений σ_0 следует*

$$m = \sigma_b \varepsilon_b / (\sigma_b - \sigma_0); \quad (7)$$

$$A = (\sigma_b - \sigma_0) / \varepsilon_b^m, \quad (8)$$

* В случае, когда в области максимальной нагрузки на диаграмме деформирования величины R_0 практически не изменяются, что справедливо для пластичных при криогенных температурах материалов.

где σ_b и ε_b – истинные напряжение и деформация, соответствующие максимальной нагрузке, причем $\sigma_b = \sigma_{b_{и}} = \text{const}$, $\varepsilon_b = \varepsilon_{b_{и}} - \varepsilon_{п}$.

Для расчета исходных значений параметров $m_{и}$ и $A_{и}$ в (7), (8) вместо σ_0 подставляем $\sigma_{0,2}$, вместо $\varepsilon_b - \varepsilon_{b_{и}}$ (табл. 2). Характер зависимости A и m от начального напряжения иллюстрирует рис. 2.

Т а б л и ц а 2

Параметры модели и характеристики материалов

Материал	$\sigma_{b_{и}}$, МПа	$A_{и}$, МПа	$\varepsilon_{b_{и}}$	$m_{и}$	μ , МПа·с	k_T , МПа/К	ΔT_{max} , К	k_{σ_b} , К/МПа	ω , с ⁻¹	k_ω
АМг5	706	859	0,304	0,404	4	1,75	61,5	0,0970	133	0,665
03Х20Н16АГ6	2214	2240	0,300	0,650	10	5,0	185	0,0836	145	0,725

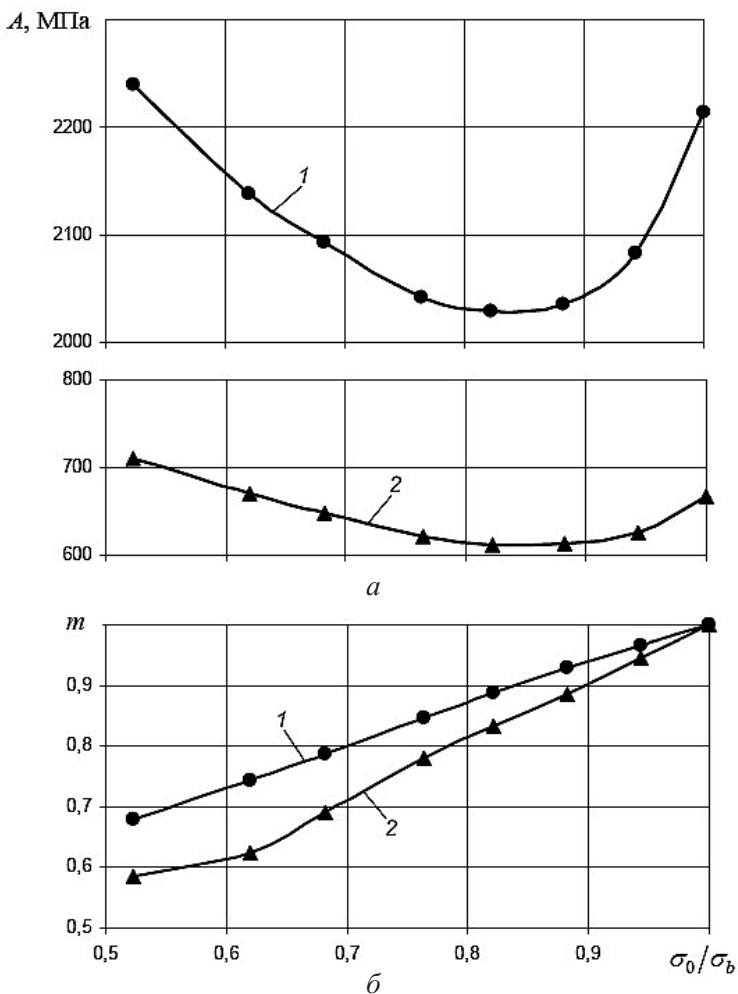


Рис. 2. Зависимость характеристик деформационного упрочнения A (а) и m (б) от уровня стартового напряжения для стали 03Х20Н16АГ6 (1) и алюминиевого сплава АМг5 (2).

Ставится задача описания всей совокупности скачков деформации для данного материала. Поэтому использование уравнений (6)–(8) предполагает следующие особенности. Поскольку с увеличением $\varepsilon_{\text{п}}$ и σ_0 изменяется состояние материала, необходима корректировка параметров A и m с учетом $\varepsilon_b = \varepsilon_{b_{\text{н}}} - \varepsilon_{\text{п}}$; $\sigma_b = \text{const}$. При этом σ_0 определяется из (6) для данного $\varepsilon = \varepsilon_{\text{п}}$. Полученные зависимости показаны на рис. 1.

Влияние сил вязкости в уравнении (1) представляется допустимым учитывать чисто параметрически, принимая μ как осредненное значение для некоторого интервала температур, деформации и ее скорости. Для стали, как и в работе [9], использовалось значение $\mu = 10$ МПа·с, для алюминиевого сплава – 4 МПа·с.

Вопрос о структуре вынуждающей силы, посредством которой происходит преобразование потенциальной упругой энергии в работу деформации, т.е. о правой части уравнения (4), является немеханическим и решается с привлечением теплофизических представлений.

В первую очередь следует определить параметры k_{T} и ΔT_{max} , причем последний как функцию σ_0 . Параметр σ_0 , который формально не входит в дифференциальное уравнение (4), наиболее важен, так как при заданном значении жесткости системы определяет запас упругой энергии и величины ΔW_c и $\Delta T_{c_{\text{max}}}$.

Коэффициент термического разупрочнения рассчитывали по формуле [8] $k_{\text{T}} = (\sigma_b^{77\text{K}} - \sigma_b^{293\text{K}}) / 216$ (табл. 2), где знаменатель равен разности температур испытаний. Отметим, что линейная интерполяция в интервале 4,2...120 К* температурной зависимости предела текучести стали 03Х20Н16АГ6 [14] дает $k_{\text{T}} = 5,2$ МПа/К, что близко к нашему результату.

Величины наибольших приростов температуры ΔT_{max} (для последнего скачка при $\sigma_0 = \sigma_b$) получены по методу [15] (табл. 1). Как было показано в [15],

$$\Delta T_{\text{max}} = k_{\sigma_b} \sigma_b. \quad (9)$$

Здесь k_{σ_b} – коэффициент пропорциональности; ΔT_{max} – величина нагрева, $\Delta T_{\text{max}} \sim \beta(\sigma)$;

$$\beta(\sigma) = (1 + 0,05\theta/\sigma)^{-1}, \quad (10)$$

где β – коэффициент трансформации энергии; θ – модуль деформационного упрочнения, $\theta = d\sigma/d\varepsilon$.

Согласно закону упрочнения (6) получим $\theta = \frac{m_{\text{н}} A_{\text{н}}^{1/m_{\text{н}}}}{(\sigma - \sigma_{0,2})^{(1-m_{\text{н}})/m_{\text{н}}}}$ и, следовательно, –

$$\beta(\sigma) = \{1 + 0,05\sigma_b(\sigma_b - \sigma_{0,2})^{(1-m_{\text{н}})/m_{\text{н}}} / [\sigma(\sigma - \sigma_{0,2})^{(1-m_{\text{н}})/m_{\text{н}}}] \}^{-1}. \quad (11)$$

* Это прирост температуры при скачке примерно на середине диаграммы деформирования.

График данной функции приведен на рис. 3. Видно, что с ростом напряжения коэффициент β монотонно увеличивается, особенно резко на начальной стадии, на конечной β экспоненциально приближается к единице.

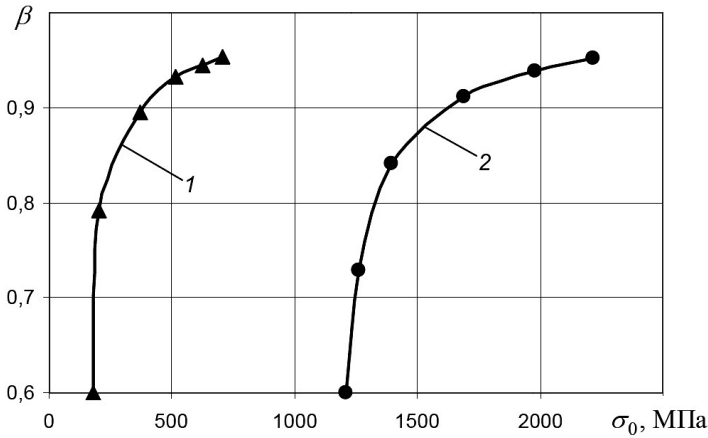


Рис. 3. Зависимость коэффициента трансформации β от напряжения начала скачка для алюминиевого сплава АМг5 (1) и стали 03Х20Н16АГ6 (2).

Расчет ΔT_{\max} может быть выполнен для отдельных скачков [8, 13]. Однако для решения задачи описания любого из их совокупности необходимо получить зависимость $\Delta T_{\max} = \Delta T_{\max}(\sigma_0)$. По аналогии с зависимостью $\Delta T_m = k_{\Delta T} \sigma_b$ [15] принимаем $\Delta T_{\max} = k_{\sigma_b} \sigma_b$ и

$$\Delta T_{\max} = k_{\sigma_b} \sigma_0 \beta(\sigma_0), \tag{12}$$

где $\beta(\sigma_0)$ определяется из (11). Значения k_{σ_b} приведены в табл. 2.

С использованием (12) зависимость $\Delta T_{c_{\max}} - \sigma_0$ задана в табличном виде (табл. 3, 4), а для более общего представления аппроксимирована полиномом.

Т а б л и ц а 3

Зависимость температуры нагрева зоны течения от стартового напряжения для образцов алюминиевого сплава АМг5

σ_0 , МПа	308	369	431	514	574	623	665	706
ΔT_{\max} , К	26	32	38	46	52	57	61	65

Т а б л и ц а 4

Зависимость температуры нагрева зоны течения от стартового напряжения для образцов стали 03Х20Н16АГ6

σ_0 , МПа	1260	1394	1510	1692	1819	1977	2100	2214
ΔT_{\max} , К	77	98	111	129	141	155	166	176

Для выявления вида зависимости $f(t)$ в уравнении (4) рассмотрим ряд функций, графики которых в отнормированном виде представлены на рис. 4. Как видно, график искомой приближенной зависимости проходит ниже линии 1 и выше линии 5. Кроме того, эта зависимость должна удовлетворять условию, аналогичному последнему из (5), а именно: $\dot{T}(\tau_c) = 0$. Среди вышепредставленных к таковым относятся только зависимости (4) и (6). Принимая во внимание характер температурной зависимости удельной теплоемкости металлов [12], благодаря которому наиболее интенсивное повышение температуры реализуется на начальной стадии скачка деформации, необходимо, как и в [9], сделать выбор в пользу функции $f(t) = \sin \omega t$. Его обоснование получено при использовании метода [16] с помощью уравнения энергетического баланса скачка деформации. Расчетные точки, приведенные на рис. 4, наиболее точно аппроксимируются кривой 4.

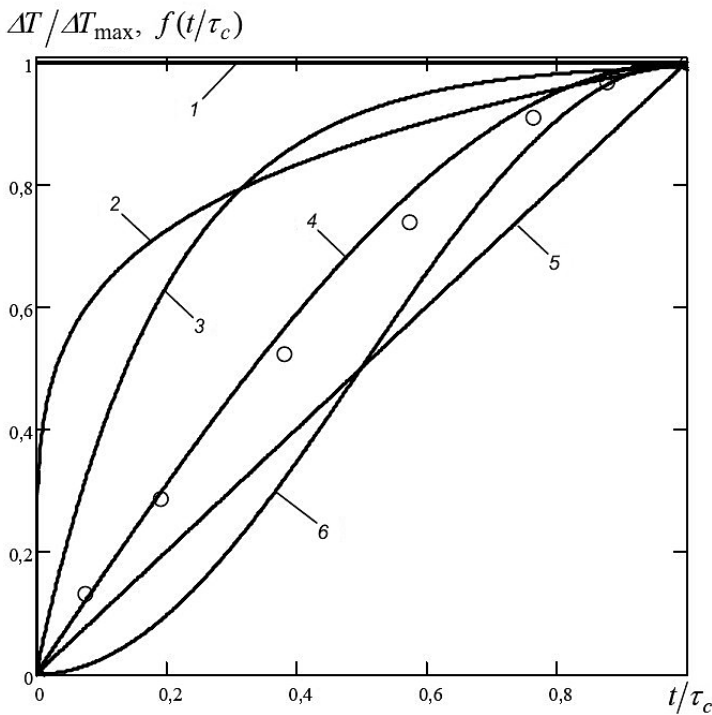


Рис. 4. Варианты функций для описания нагрева зоны течения: 1 – $f(t) = 1$; 2 – $f(t) = kt^n$ ($n < 1$); 3 – $f(t) = 1 - e^{-rt}$; 4 – $f(t) = \sin \omega t$; 5 – $f(t) = kt$; (6) – $f(t) = \sin^2 \omega t$. (Точки – расчетные значения температуры для соответствующего времени t/τ_c по методу [16].)

Значение параметра модели ω выбирается таким, при котором величина $\varepsilon_{c_{\max}}$ наибольшая, т.е. предполагается, что запас упругой энергии преобразуется в работу деформации наиболее энергетически выгодным путем. Резонансное значение круговой частоты $\omega = \omega_p$ (табл. 2) определяется при компьютерном исследовании модели, как соответствующее ограниченному максимуму амплитудно-частотной характеристики. Этот параметр можно представить как

$$\omega_p = k_\omega \sqrt{C/M}, \quad (13)$$

где $\sqrt{C/M}$ – собственная частота; k_ω – коэффициент пропорциональности (табл. 2).

Общая апробация и проверка адекватности модели. Положенное в основу модели дифференциальное уравнение второго порядка (4) является нелинейным и может быть решено только численными методами. Достаточно точные вычисления могут быть выполнены на ЭВМ с применением стандартных программ. В данном случае использовали специально разработанную программу, основанную на методе конечных разностей по явной схеме. Шаг интегрирования, или временной шаг $\Delta t = 0,5$ мс выбирали в соответствии с практикуемым соотношением $t_{\pi}/100 < \Delta t < t_{\pi}/10$, где $t_{\pi} = \pi/\omega$. Удовлетворительный результат реализации программы достигается при относительной погрешности вычислений, не превышающей 1% [17].

Для оценки погрешности данного метода проводили численный эксперимент. Сравнение точного и приближенного решений тестовой задачи по интегрированию линейного дифференциального уравнения второго порядка вида $y'' + ay' + by = c \sin \omega t$ показывает, что ошибка составляет 0,13%, т.е. метод является достаточно точным. В результате расчетов получена зависимость $\varepsilon_c - t$ в табличном виде, из которой определяли величины $\varepsilon_{c_{\max}}$, τ_c . Численные массивы преобразовывали в графики.

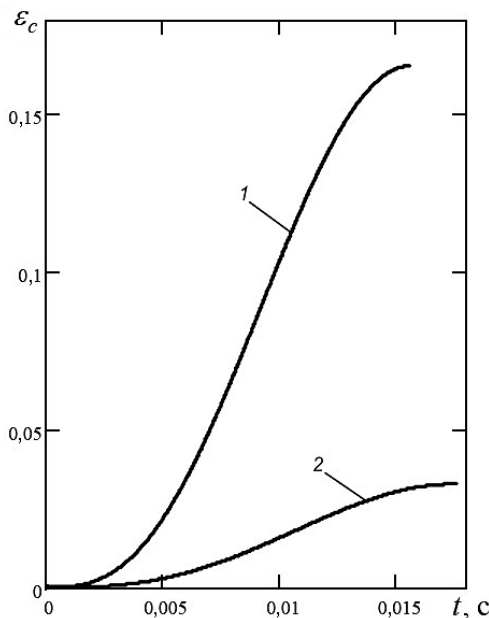


Рис. 5. Развитие скачка деформации для стали 03Х20Н16АГ6 (1) и алюминиевого сплава АМг5 (2) при $\sigma_0/\sigma_b = 0,81$.

На рис. 5 показан процесс накопления деформации в зоне течения для исследованных материалов при одинаковых уровнях стартового напряжения по отношению к σ_b . Характер представленных зависимостей подобен, хотя

амплитудные значения деформации $\varepsilon_{c_{\max}}$ отличаются в семь раз. Этот показатель коррелирует с отношением характеристик прочности материалов (табл. 1). Величины длительности скачков близки и подтверждают данные [18], согласно которым τ_c может достигать десятков миллисекунд. Очевидно, длительность скачка определяется главным образом динамическими характеристиками системы в соответствии с (13).

Непосредственное измерение деформации $\varepsilon_{c_{\max}}$ на образце не позволяет получить результат с приемлемой точностью. Для стали 03Х20Н16АГ6 при измерении образца, извлеченного из криостата после очередного скачка при $\varepsilon_{\text{п}} = 0,1$, получили $\varepsilon_{c_{\max}} \approx 0,14$ [9], для алюминиевых сплавов идентифицировать зоны течения не представляется возможным. В то же время деформационная характеристика Δl_c может быть получена из диаграммы растяжения для любого скачка, что позволяет сравнить расчетное значение $\Delta l_{c_p} = \varepsilon_{c_{\max}} l$ с независимо установленными данными. Такое сравнение (рис. 6) показывает хорошее соответствие между теоретическими и экспериментальными результатами и подтверждает высокий уровень адекватности как модели в целом, так и гипотез, положенных в ее основу.

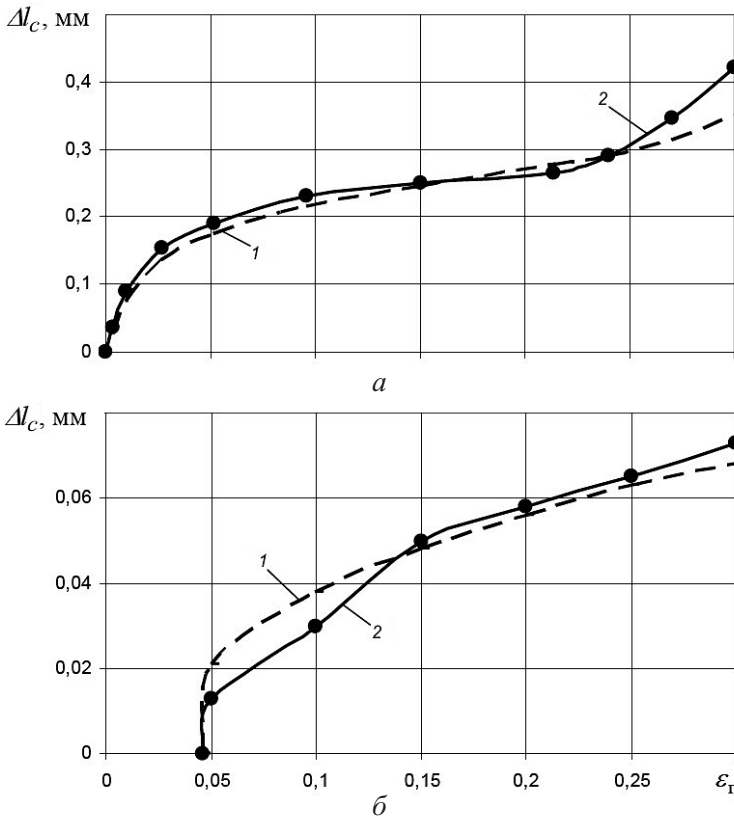


Рис. 6. Расчетные (1) и экспериментальные (2) зависимости удлинений в процессе скачков от предварительной деформации образца стали 03Х20Н16АГ6 (а) и алюминиевого сплава АМг5 (б).

Исследование модели показывает, что с увеличением стартового напряжения происходит интенсивный рост скачкообразной деформации $\varepsilon_{c_{\max}}$, которая достигает 0,05 и 0,23 соответственно для алюминиевого сплава и стали. Очевидно, что для таких низкопрочных материалов, как АМг5, проявление данного эффекта в виде малых скачков не представляет конструкционной опасности. Однако для стали 03Х20Н16АГ6 величины $\varepsilon_{c_{\max}}$ и δ (табл. 1), используемые в качестве меры разрушающей деформации, являются близкими. Поэтому при уменьшении жесткости системы и соответствующем увеличении упругой энергии и номинальной скорости деформации или нагружения разрушение наступает уже при первом скачке деформации. “Достраивание” предложенной модели для случая подгружаемой системы позволяет исследовать такие ситуации.

Необходимо отметить, что модель имеет определенные ограничения. Она распространяется на такие материалы (главным образом конструкционные сплавы), у которых скачкообразная деформация непрерывна, а пластическая неустойчивость всегда совпадает с термической.

Заключение. Разработана математическая модель процесса низкотемпературной скачкообразной деформации металлов, которая адекватно его отображает и позволяет количественно оценить всю совокупность скачков, содержащихся на диаграмме материала в зависимости от стартового напряжения. Показана применимость модели и качественное подобие исследуемого процесса для материалов различных классов, возможность прогнозирования наступления предельных (опасных) состояний.

Резюме

Побудовано нелінійну модель процесу низькотемпературної переривчастої плинності металів, що дозволяє описати усю сукупність стрибків деформації у залежності від механічних властивостей матеріалу та динамічних характеристик системи навантажування. Адекватність моделі підтверджено експериментально на аустенітній сталі та алюмінієвому сплаві.

1. Пустовалов В. В. Скачкообразная деформация металлов и сплавов при низких температурах (обзор) // Физика низких температур. – 2008. – **34**, № 9. – С. 871 – 913.
2. Дерюгин Е. Е., Панин В. Е., Ласко Г. В., Шмаудер З. Моделирование прерывистой текучести поликристаллов методом элементов релаксации // Физ. мезомеханика. – 2006. – **9**, № 1. – С. 21 – 24.
3. Cubin L. P., Spiesser Ph., and Estrin Y. Computer simulation of the low temperature instability of plastic flow // Acta Met. – 1982. – **30**, No. 2. – P. 385 – 394.
4. Neelkantan K. and Venkataraman G. Instability associated with repeated yield drop // Ibid. – 1983. – **31**, No. 1. – P. 77 – 85.
5. Strizhalo V. A. and Vorob'ev E. V. Simulation of low-temperature discontinuous yield by the method of additional pulse loading // Strength Mater. – 1997. – **29**, No. 3. – P. 269 – 274.

6. *Demirski V. V. and Komnik S. N.* On the kinetics of stress jumps during plastic deformation of crystals // *Acta Met.* – 1982. – **30**, No. 12. – P. 2227 – 2232.
7. *Криштал М. М.* Взаимосвязь неустойчивости и мезоскопической неоднородности пластической деформации. III. Моделирование и анализ прерывистой текучести с учетом ее зависимости от степени деформации и скорости растяжения // *Физика металлов и металловедение.* – 2005. – **100**, № 3. – С. 12 – 21.
8. *Strizhalo V. A. and Vorob'ev E. V.* Low-temperature interrupted yield of structural alloys // *Strength Mater.* – 1993. – **25**, No. 8. – P. 576 – 583.
9. *Vorob'ev E. V. and Strizhalo V. A.* Development of low-temperature jumpwise deformation of metals and possibilities of its elimination // *Ibid.* – 1999. – **31**, No. 1. – P. 28 – 37.
10. *Стрижало В. А., Новогрудский Л. С., Воробьев Е. В.* Прочность материалов при криогенных температурах с учетом воздействия электромагнитных полей. Т. 1. – Киев: Ин-т пробл. прочности им. Г. С. Писаренко НАН Украины, 2008. – 504 с.
11. *Vorob'ev E. V.* Peculiarities of neck formation under low-temperature discontinuous yield of metals. Pt. 1. Axisymmetric deformation // *Strength Mater.* – 2008. – **40**, No. 3. – P. 350 – 355.
12. *Солнцев Ю. П., Ермаков Б. С., Слепцов О. И.* Материалы для низких и криогенных температур: Энциклопедический справочник. – СПб.: ХИМИЗДАТ, 2008. – 768 с.
13. *Новиков Н. В., Филлин Н. В., Гордыцкий Н. И. и др.* Прочность материалов и конструкций криогенной техники. – Киев: Наук. думка, 1992. – 280 с.
14. *Il'ichev V. Ya., Klimenko I. N., Dergun S. M., and Yushchenko K. A.* Temperature dependence of the yield point of stainless steels at low temperatures // *Strength Mater.* – 1981. – **13**, No. 3. – P. 325 – 327.
15. *Стрижало В. О., Воробйов Є. В.* Енергетичні перетворення під час низькотемпературного переривчастого течіння металів // *Фіз.-хім. механіка матеріалів.* – 2002. – № 5. – С. 71 – 74.
16. *Воробьев Е. В., Анпилогова Т. В.* Определение вида и параметров функции возмущающего воздействия в математической модели процесса низкотемпературной скачкообразной деформации металлов // *Надійність і довговічність машин і споруд.* – 2007. – № 28. – С. 131 – 139.
17. *Бахвалов Н. С.* Численные методы: учебное пособие. – М.: Наука, 1987. – 600 с.
18. *Старцев В. И., Ильичев В. Я., Пустовалов В. В.* Пластичность и прочность металлов и сплавов при низких температурах. – М.: Металлургия, 1975. – 328 с.

Поступила 17. 05. 2010