

Особенности шейкообразования при низкотемпературной прерывистой текучести металлов. Сообщение 2. Плоская деформация

Е. В. Воробьев

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

Исследованы закономерности многократного шейкообразования на плоских образцах сплавов криогенной техники при проявлении эффекта низкотемпературной прерывистой текучести. Показано, что в отличие от цилиндрических образцов в данном случае имеет место значительное отклонение напряженного состояния от линейного, что существенно влияет на получаемые механические характеристики и не позволяет рекомендовать плоские образцы для стандартных механических испытаний металлов на растяжение при температурах ниже 30 К.

Ключевые слова: низкотемпературная прерывистая текучесть, образец, шейка, система напряжений, жесткость напряженного состояния, механические характеристики, стандартный метод испытаний металлов на растяжение.

Как и в случае осесимметричной деформации [1], напряженное состояние в шейке плоского образца также можно представить в виде суммы двух систем напряжений: постоянного σ_{z_c} и переменного σ_h (гидростатического растягивающего) [2]. В центральной точке шейки плоского образца (рис. 1) σ_h достигает максимального значения σ_{h_0} :

$$\sigma_{h_0} = \sigma_{z_c} \ln(1 + a/2r_2),$$

где

$$\sigma_{z_c} = k_c \sigma_{z_i}; \quad \sigma_{z_i} = P/ab;$$

$$k_c = \{(1 + 2r_2/a)^{1/2} \ln[1 + a/r_2 + (2a/r_2)^{1/2}(1 + a/2r_2)^{1/2}] - 1\}^{-1}.$$

При этом имеем $\sigma_x = \sigma_y = \sigma_{h_0}$, $\sigma_z = \sigma_{z_c} + \sigma_{h_0}$. Эти напряжения являются главными, т.е. $\sigma_1 = \sigma_z$, $\sigma_2 = \sigma_y$, $\sigma_3 = \sigma_x$. Тогда из условия эквивалентности Мизеса

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (1)$$

получим $\sigma_e = \sigma_i = \sigma_{z_c}$, где σ_e и σ_i – соответственно эквивалентное напряжение и интенсивность напряжений.

По аналогии с цилиндрическими образцами [1] параметр, характеризующий жесткость напряженного состояния в центральной точке шейки, представляется в виде

$$k_{r_p} = \frac{1}{3} + \ln(1 + a/2r_2), \quad (2)$$

коэффициент упрочнения –

$$\eta_{s_p} = (\sigma_{z_i} - \sigma_e) / \sigma_{z_i} = 1 - k_c. \quad (3)$$

Для экспериментального исследования шейкообразования при низкотемпературной прерывистой текучести (ПТ) кроме цилиндрических [1] использовали стандартные плоские образцы аустенитных сталей 03Х20Н16АГ6, 12Х18Н10Т и титановых сплавов 3М и ВТ5-1 шириной 8 мм и толщиной 1,5 мм. Образцы изготовляли и испытывали на статическое растяжение согласно требованиям стандарта [3] в среде жидкого гелия при температуре 4,2 К. Обмеры шеек образцов показали, что для типичных шеек средние величины геометрических параметров L , a_0 и a (рис. 1) соответственно составляют 2,0; 0,68; 0,60 (для титановых сплавов) и 1,9; 0,69; 0,57 (для аустенитных сталей). Аппроксимируя профиль шейки функцией, полученной в [1] в виде $y(l) = \frac{a_0 + a}{2} + \frac{a_0 - a}{2} \cos \frac{2\pi l}{L}$, из которой следует $\frac{1}{r_2} = \frac{2\pi^2}{L^2} (a_0 - a)$, получаем $a/r_2 = 0,24...0,37^*$. Для плоского образца из (2) имеем $k_{r_p} = \frac{1}{3} + 0,11 \dots \frac{1}{3} + 0,17$.

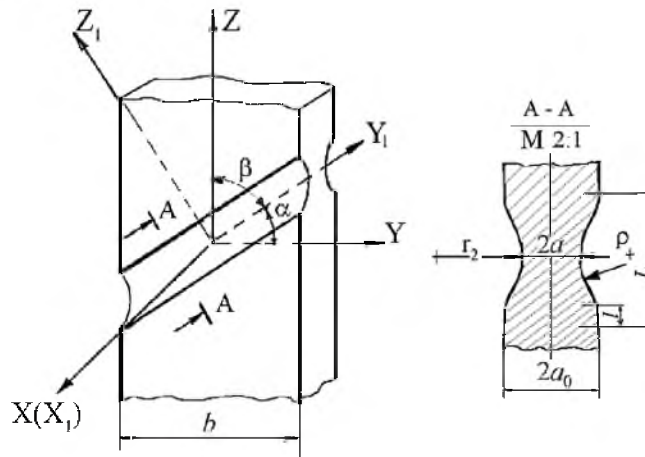


Рис. 1. Схема плоского образца с шейкой.

Поскольку данные шейки не совпадают с зонами разрушения (обмер с приемлемой точностью шеек, в которых произошло разрушение, из-за специфики поверхности раздела не представляется возможным), их рассматривали как аналогичные типу 1 для цилиндрических образцов [1].

* Для шейки типа 1 аналогичное соотношение существенно меньше: $\eta_1/r_2 \leq 0,14$ [1].

Сравнение значений коэффициентов k_r и k_{r_p} для цилиндрических и плоских образцов показывает, что накопление пластических деформаций последними происходит в условиях намного более жесткого напряженного состояния. Коэффициент упрочнения, определяемый выражением (3), в данном случае составляет 0,08...0,11, что также выше соответствующего показателя для цилиндрического образца более чем в два раза.

Рассмотрим еще одну особенность деформирования плоских образцов. Как известно, в шейке такого образца реализуются условия плоской деформации, и при этом компоненты деформации соотносятся как $\varepsilon_{x_1} = -\varepsilon_{z_1}$,

$\varepsilon_{y_1} = 0$, причем $\sigma_{y_1} = \frac{1}{2}\sigma_{z_1}$ (соответствующие оси показаны на рис. 1).

Если шейка будет расположена перпендикулярно к оси Z , из условия эквивалентности (1) при данном соотношении напряжений следует $\sigma = \frac{P}{ba_0} =$

$= \frac{2}{\sqrt{3}}\sigma_e$ (при $\sigma = \sigma_0$, где σ_0 – критическое напряжение [4], а именно:

напряжение перехода от упругого деформирования к скачкообразной локализованной деформации), т.е. для локализации деформации требуется напряжение которое, на 15% выше действующего. Поэтому для материала, состояние текучести которого описывается уравнением (1), такая ориентация шейки невозможна, и с учетом указанного соотношения между σ_{y_1} и σ_{z_1} она должна возникать вдоль линии, образующей с продольной осью угол $\beta = \arctg\sqrt{2} = 54^\circ 44'$ (поскольку $\sigma_{y_1} = \sigma \cos^2 \beta$, $\sigma_{z_1} = \sigma \sin^2 \beta$). Однако в результате проведенных экспериментов установлено, что для образцов исследуемых материалов величина данного угла составляет $\sim 57^\circ$ (для титановых сплавов) и $\sim 61^\circ$ (для сталей). Также в работе [5] для образцов алюминиевого сплава 1201Т1 при температурах 173...293 К получены относительно высокие значения $\beta = 60...65^\circ$. Рассмотрим причины таких отклонений.

При расчете β пренебрегаем напряжением σ_{x_1} , которое инвариантно по отношению к β ($\sigma_{x_1} = \sigma_x$) и непосредственно не влияет на направление шейки. Угол $54^\circ 44'$ может быть реализован только при $\sigma_2 = 0$ (рис. 2,а), т.е. для линейного напряженного состояния. Однако такое состояние может только предшествовать появлению шейки. Очевидно, что шейка зарождается в точке, находящейся на оси Z , где впервые возникают растягивающие напряжения, которые на узких гранях образца уменьшаются до нуля. Центральное расположение очага образования шейки облегчает предполагаемую возможность корректировки или “дворота” линии ее распространения в обе стороны по мере роста напряжения $\sigma_2 \sim \ln(1 + a/2r_2)$, которое может быстро стабилизироваться по достижении определенной величины отношения $a/2r_2$. Такая корректировка может происходить путем поворота по часовой стрелке оси Y_1 (рис. 1) от исходного направления с углом $\beta = 54^\circ 44'$. Если

направление шейки формируется при некотором значении $\sigma_2 > 0$ (рис. 2,б), то из соответствующего условия $\sigma_{z_1} = 2\sigma_{y_1}$, представленного в виде

$$\sigma_2 + R_M + R_M \cos 2\alpha = 2(\sigma_2 + R_M - R_M \cos 2\alpha),$$

где $R_M = (\sigma_1 - \sigma_2)/2$ – радиус круга Мора; $\alpha = 90^\circ - \beta$, получим

$$\cos 2\alpha = (\sigma_1 + \sigma_2) / [3(\sigma_1 - \sigma_2)],$$

$$\beta = \arccos \sqrt{(\sigma_1 - 2\sigma_2) / [3(\sigma_1 - \sigma_2)]}. \quad (4)$$

В предельных случаях при $\sigma_2 = 0$ имеем $\beta = 54^\circ 44'$, при $\sigma_2 = 0,5\sigma_1 - \beta = 90^\circ$, т.е. угол наклона может только увеличиваться. Теоретически поворот в обратную сторону возможен при приложении в направлении Y сжимающего напряжения, при этом $\beta_{\min} = 45^\circ$ (рис. 3).

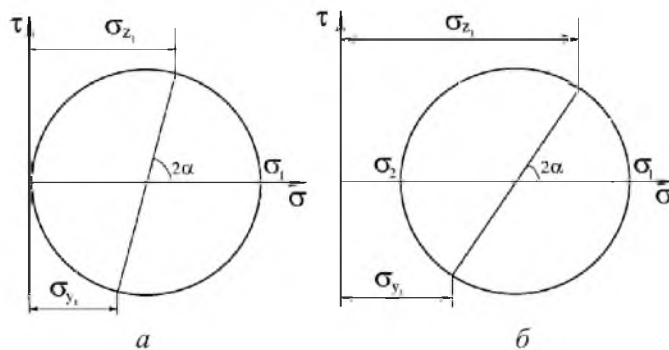


Рис. 2. Круги Мора, иллюстрирующие формирование направления шейки плоского образца при $\sigma_{z_1} = 2\sigma_{y_1}$; а – $\sigma_2 = 0$; б – $\sigma_2 > 0$.

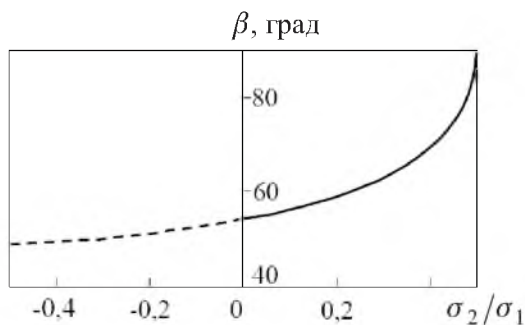


Рис. 3. Зависимость угла β от отношения напряжений σ_2/σ_1 .

Из рис. 3 видно, что с увеличением отношения σ_2/σ_1 прирост β становится все более интенсивным. Формальное объяснение отклонения $\beta = 90^\circ - \alpha$ от теоретического значения $54^\circ 44'$, приведенное в [6], состоит в том, что минимум напряжения σ как функции угла α

$$\sigma(\alpha) = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_e \frac{1}{\cos \alpha \sqrt{1 + 3 \sin^2 \alpha}}$$

выражен сравнительно не резко. Однако, учитывая это, нельзя объяснить тот факт, что угол α изменяется, как правило, только в сторону уменьшения. Приобретенная в процессе деформации анизотропия материала также не дает удовлетворительного объяснения этого явления, так как в случае ПТ шейки появляются непосредственно после участка упругого деформирования.

С помощью выражения (4) можно получить формулу, описывающую связь направленности шейки с параметрами ее профиля:

$$\beta = \arccos \sqrt{[1 - \ln(1 + a/2r_2)]/3}. \quad (5)$$

Для шеек образцов исследуемых материалов, геометрические параметры которых приведены выше, получим $\beta = 57 \dots 59^\circ$, что совпадает с экспериментальными данными.

Из (5) следует, что $\beta = 90^\circ$, если $\ln(1 + a/2r_2) = 1$, или $a/r_2 = 3,43$. Однако такая большая величина данного соотношения практически недостижима, так как соответствует деформации более 300% [2], что значительно превышает ресурс пластичности материалов.

Можно предположить, что для некоторых конструкционных сплавов появление шеек под аномально большими углами (вплоть до $\beta = 90^\circ$) является следствием иного состояния материала, которое соответствует также другому условию пластичности, а именно: Треска–Сен Венана [5]. Но для материалов криогенного назначения, в частности для ряда алюминиевых и титановых сплавов, а также аустенитных сталей, установлено, что формы предельных кривых текучести и разрушения (соответственно условия Мизеса и Кулона) при охлаждении образцов до криогенных температур не изменяются [7, 8]. Хорошее соответствие между экспериментальными и расчетными (5) значениями β , полученными с использованием соотношения (1), показывает, что критерий Мизеса достаточно точно описывает наступление текучести исследуемых сплавов при локализации деформации в условиях ее скачкообразного развития вплоть до температур, близких к абсолютному нулю.

Таким образом, периодическое шейкообразование на цилиндрических [1] и плоских образцах, сопровождающее их ПТ, существенно различается по своим характеристикам. Тем не менее согласно действующему стандарту [3] регламентируется равноправное использование обоих типов образцов при температурах до 4,2 К. Для установления влияния, которое оказывает изменение формы образцов на ПТ, проводили испытания стандартных плоских и цилиндрических образцов указанных материалов. Оказалось, что для этих образцов такие характеристики, как предел прочности σ_B , относительное удлинение δ , относительное число скачков N/δ (N – абсолютное число скачков), максимальная амплитуда скачков напряжения $\Delta\sigma$, существенно различаются (рис. 4, 5).

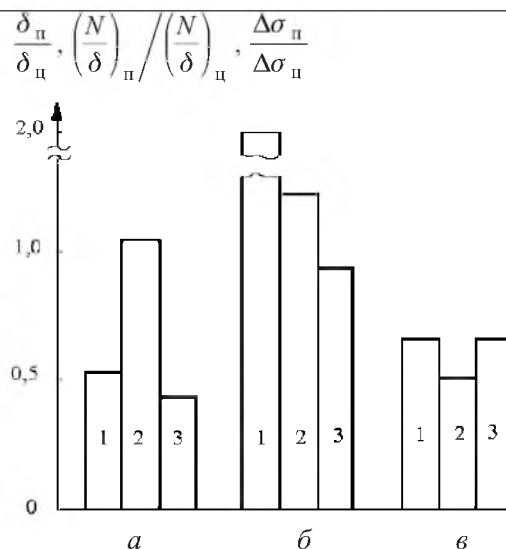


Рис. 4. Сопоставление характеристик деформирования плоских и цилиндрических образцов сталей 03X20H16AG6 (1), 12X18H10T (2) и титанового сплава 3М (3): а – $\delta_{\text{п}}/\delta_{\text{ц}}$; б – $(N/\delta)_{\text{п}}/(N/\delta)_{\text{ц}}$; в – $\Delta\sigma_{\text{п}}/\Delta\sigma_{\text{ц}}$.

Так, при переходе от цилиндрических образцов к плоским относительное удлинение значительно (в два раза и более) снижается для всех материалов, за исключением стали 12X18H10T. Это, вероятно, связано с ее структурной нестабильностью, а именно: мартенситными превращениями, интенсивность которых зависит от жесткости напряженного состояния и существенно понижается с увеличением последней [9]. Это компенсирует “конструкционное” снижение пластичности. Общей закономерностью для материалов является значительное снижение амплитуды скачков напряжения (и соответственно приращений удлинения). В то же время число скачков N/δ , приходящееся на единицу деформации, увеличивается для сталей 03X20H16AG6 и 12X18H10T*, что является следствием более высокой локализации деформации в шейках плоских образцов. В результате протяженность шейки меньше, число шеек, которые могут разместиться на единице длины образца, больше. Важно также то, что в силу симметрии образца относительно плоскости ZX (рис. 1) часть шеек образуется под отрицательным углом $\beta_2 = -\beta$.

Причиной снижения относительного удлинения плоских образцов стали 03X20H16AG6 и титановых сплавов, по-видимому, является ужесточение напряженного состояния зоны течения, что приводит к более раннему разрушению образца. Такое разрушение может происходить при очередном переkreщивании шеек положительного и отрицательного направления. Очагом разрушения становится именно область пересечения, характеризующаяся повышенной концентрацией деформационных повреждений и жесткостью напряженного состояния. Существенно изменяются также характеристики прочности сплавов. Характерное сравнение пластических и прочностных

* Для титановых сплавов эта характеристика незначительно снижается, что может быть связано с осложнением прерывистой текучести процессами двойникования.

свойств, полученных для цилиндрических и плоских образцов материалов, представлено на рис. 5. Как видно, расхождение в значениях предела прочности этих образцов достигает 10%, относительного удлинения – 60%. В то же время при более высоких температурах (77 и 293 К), когда ПТ не возникает, расхождение между этими значениями небольшое, при этом $\delta_{\text{п}}/\delta_{\text{ц}} > 1$.

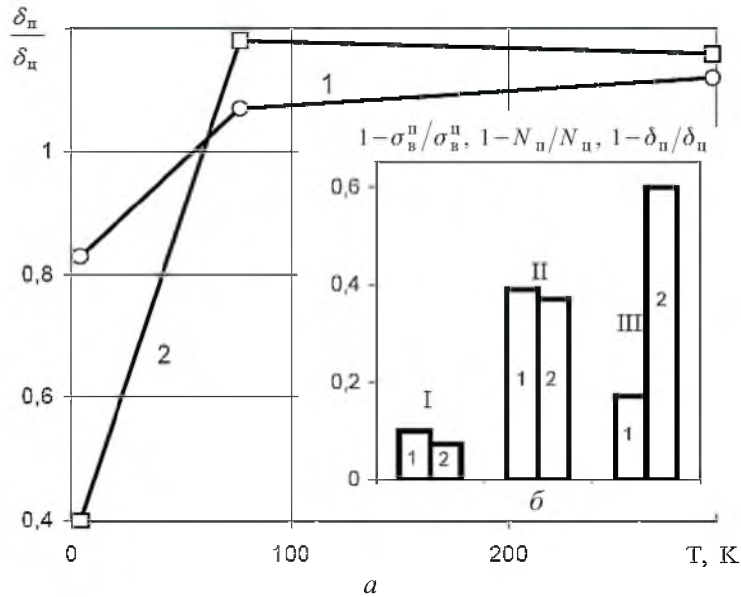


Рис. 5. Температурные зависимости относительных удлинений плоских и цилиндрических образцов стали 03X20N16AG6 (1) и титанового сплава BT5-1 (2) – а и сопоставление их механических характеристик при температуре 4,2 К – б: I – $1 - \sigma_{\text{в}}^{\text{п}}/\sigma_{\text{в}}^{\text{ц}}$; II – $1 - N_{\text{п}}/N_{\text{ц}}$; III – $1 - \delta_{\text{п}}/\delta_{\text{ц}}$.

Таким образом, становится очевидной необходимость учета специфики низкотемпературной ПТ при стандартных испытаниях материалов на статическое растяжение. Представляется целесообразным исключить плоские образцы из стандартной номенклатуры типоразмеров или, по крайней мере, не рекомендовать их использование при температурах ниже 30 К, кроме случая, когда необходимо получить механические характеристики тонколистовых материалов.

Резюме

Досліджено особливості багаторазового шийкоутворення на плоских зразках сплавів криогенної техніки при проявленні ефекту низькотемпературної переривчастої текучості. Показано, що на відміну від циліндричних зразків у даному випадку має місце значне відхилення напруженого стану від лінійного, що суттєво впливає на отримані механічні характеристики і не дозволяє рекомендувати плоскі зразки для стандартних механічних випробувань металів на розтяг за температур нижче 30 К.

1. Воробьев Е. В. Особенности шейкообразования при низкотемпературной прерывистой текучести металлов. Сообщ. 1. Осесимметричная деформация // Пробл. прочности. – 2008. – № 3. – С. 92 – 99.
2. Bridgeman P. W. Studies in Large Plastic Flow and Fracture. – New York; Toronto; London: McGraw-Hill, 1952. – 424 p.
3. ГОСТ 22706-77. Металлы. Метод испытания на растяжение при температурах от –100 до –269°С. – Введ. 01.09.88.
4. Vorob'ev Ye. New types of limit states of structural alloys related to the realization of the low-temperature discontinuous yielding effect // Mechanika. – 2006. – 57, No. 1. – P. 17 – 21.
5. Ковальчук Б. И., Руденко В. Н., Хватан А. М., Садовников А. Л. Влияние концентрации напряжений на механические свойства алюминиевого сплава 1201Т1 при низких температурах // Пробл. прочности. – 1988. – № 5. – С. 22 – 25.
6. Nadai A. Theory of Flow and Fracture of Solids. – New York; Toronto, London, 1950. – 647 p.
7. Писаренко Г. С., Лебедев А. А. Деформирование и прочность материалов при сложном напряженном состоянии. – Киев: Наук. думка, 1976. – 415 с.
8. Лебедев А. А., Ковальчук Б. И., Гигиняк Ф. Ф., Ламашевский В. П. Механические свойства конструкционных материалов при сложном напряженном состоянии / Под ред. А. А. Лебедева. – Киев: Издательский дом “Ин Юре”, 2003. – 540 с.
9. Косарчук В. В., Зайцева Л. В., Лебедев А. А., Ковальчук Б. И. Влияние параметров напряженного состояния на кинетику фазовых превращений в аустенитных сталях при пластической деформации // Пробл. прочности. – 1989. – № 1. – С. 47 – 50.

Поступила 15. 03. 2007