

## Обобщенная кривая деформирования высокопрочной стали в широком диапазоне скоростей деформации

Г. В. Степанов, В. И. Зубов

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

*Приведено обобщение экспериментальных данных, полученных при испытании различных образцов из высокопрочной стали на статическое и ударное растяжение и сжатие в широком диапазоне скоростей деформации. Эти данные использовались для построения обобщенной кривой деформирования. Сопоставление результатов расчетов с данными экспериментов по ударному индентированию коническим индентором позволяет оценить применимость обобщенной кривой деформирования для изучения особенностей поведения металлов при больших скоростях деформации.*

**Ключевые слова:** кривая деформирования, скорость деформации, ударное индентирование, растяжение, сжатие.

**Введение.** Уравнения состояния, определяющие связь между истинными напряжениями, истинными (логарифмическими) деформациями, скоростью деформации и температурой, хорошо известны из литературы. Наиболее широкое применение получило уравнение состояния типа Джонсона–Кука [1]. Параметры уравнений состояния [1–4] определялись в основном по результатам испытаний на сжатие в ограниченном диапазоне скоростей деформации, что не позволяет использовать их для более широкого диапазона скоростей.

Кривая деформирования металла при растяжении (вплоть до разрушения), рассчитанная по этим уравнениям, даже при статическом растяжении существенно отличается от экспериментально зарегистрированной, что может быть связано, в частности, с неоднородностью напряженно-деформированного состояния, обычно не учитываемого в расчетах. При ударном растяжении, которое сопровождается эффектами вязкости и разогрева материала в процессе адиабатического пластического деформирования, расхождение между указанными кривыми увеличивается.

Процесс ударного индентирования, который характеризуется развитием существенно неоднородного напряженно-деформированного состояния металла, позволяет расширить диапазон исследуемых скоростей деформации. Однако для анализа экспериментальных данных необходимо использовать приемлемую модель поведения материала и результаты численных расчетов. Возникновение неоднородного деформирования металла при больших деформациях, характерных для индентирования и не учитываемых уравнением Джонсона–Кука, сужает границы его применения.

Целью настоящей работы является обобщение экспериментальных данных, полученных при испытании образцов из высокопрочной стали с короткой цилиндрической рабочей частью (статический предел текучести 1,08 ГПа, HRC 43) на статическое и ударное растяжение со скоростью

деформации до  $3 \cdot 10^4 \text{ с}^{-1}$  [5], коротких цилиндрических образцов на циклическое ударное сжатие со скоростью деформации до  $2 \cdot 10^3 \text{ с}^{-1}$  [6] и полосы металла на ударное сжатие (плоское напряженное состояние при плоской деформации) со скоростью деформации до  $2,5 \cdot 10^5 \text{ с}^{-1}$  [7]. Эти данные были использованы для построения обобщенной кривой деформирования, связывающей эквивалентные напряжения, пластическую деформацию и скорость пластической деформации. Эта кривая служит основой для анализа процесса деформирования при ударном индентировании металлов – внедрение бойка с конической головной частью. Сопоставление результатов численного расчета с данными экспериментов позволяет оценить применимость обобщенной кривой деформирования и возможности использования ударного индентирования для изучения особенностей поведения материала при больших деформациях в широком диапазоне изменения их скоростей.

**Анализ применимости модели Джонсона–Кука.** Уравнение состояния Джонсона–Кука [1] предполагает независимость относительного влияния деформационного упрочнения, скорости пластической деформации и повышения температуры при всех скоростях и температурах пластической деформации:

$$\begin{aligned}\sigma &= [A + B\varepsilon^n][1 + C \ln(\dot{\varepsilon}^*)][1 - (T^*)^m]; \\ T^* &= (T - T_0)/(T_m - T_0); \\ \dot{\varepsilon}^* &= \dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0,\end{aligned}\tag{1}$$

где  $\sigma$ ,  $\varepsilon$ , и  $\dot{\varepsilon}$  – соответственно эффективные напряжение, пластическая деформация и ее скорость;  $T_m$  и  $T_0$  – критическая и начальная температуры, в качестве  $T_m$  обычно используется температура плавления.

Уравнение (1) соответствует модели изотропного деформационного упрочнения и критерию пластичности Мизеса. Эквивалентное напряжение, определяемое величиной эквивалентной пластической деформации, ее скоростью и температурой, не учитывает влияния истории предшествующего нагружения. Для расчетов реальных процессов деформирования, например процессов ударного взаимодействия тел, эти уравнения дополняются уравнением объемного сжатия  $p = f(\rho, T)$ , где  $p$  – среднее напряжение с обратным знаком,  $\rho$  – плотность,  $T$  – температура.

Несмотря на ограничения такой упрощенной модели поведения материала, оптимальный выбор параметров модели позволяет применять ее в широком диапазоне скоростей деформации.

Для определения оптимальных параметров модели необходимо проанализировать результаты испытаний, проведенных на различных типах образцов металла с применением разных схем нагружения. В большинстве исследований используются данные испытаний коротких цилиндрических образцов на сжатие и определяется связь напряжение–деформация по методу разрезного стержня Гопкинсона. Использование указанных образцов снижает неоднородность распределения деформаций в их объеме. Ограничения такой методики по прочности испытываемых материалов, уровня деформации и ее скорости хорошо известны [8, 9].

Определение кривой истинное напряжение  $\sigma$  – истинная деформация  $\varepsilon$  по диаграмме нагрузка–время, регистрируемой при статическом и ударном растяжении, затруднено неоднородностью деформаций по длине образца, а при ударном растяжении – дополнительным влиянием неоднородности распределения скорости деформации и температуры. Вследствие этого кривая  $\sigma - \varepsilon$  пересчитывается по зарегистрированной при испытаниях на растяжение диаграмме условное напряжение  $\sigma_{en}$  – истинная деформация  $\varepsilon$  со значительной погрешностью. Для построения кривой  $\sigma - \varepsilon$  достаточно использовать определенные по результатам испытаний точки на диаграмме  $\sigma_{en} - \varepsilon$ , соответствующие пределам текучести и прочности, а также разрушению в шейке образца. Сопоставление этих точек с расчетной кривой позволяет оценить ее применимость для описания адиабатического процесса деформирования металла.

Использование эффективных напряжений, входящих в рассматриваемое уравнение, позволяет сопоставлять результаты испытаний тонкой полосы на сжатие и ударное индентирование с данными испытаний на сжатие и растяжение.

**Анализ результатов испытаний на сжатие и растяжение.** Циклическое ударное сжатие цилиндрического образца диаметром 8 мм и длиной 12 мм с малой деформацией за один цикл нагружения (< 5%) исключает заметное влияние повышения температуры в адиабатическом процессе деформирования. Зависимость истинное напряжение–истинная (логарифмическая) деформация, построенная по результатам этих испытаний, может быть принята соответствующей изотермическому процессу деформирования.

Скорость деформации образца за цикл ударного нагружения может быть принята постоянной и определяться скоростью бойка (при длительности цикла, достаточной для завершения начальной нестационарной стадии нагружения). После циклической деформации образца боек останавливается жестким упором. Максимальная нагрузка на образец рассчитывается по глубине конического отпечатка в тарированной металлической плите, образованного конической тыльной частью наковальни, на которой установлен образец.

Реальный процесс деформации металла определяется деформационным упрочнением, скоростью деформации и температурой. При статическом нагружении процесс может быть принят изотермическим (пренебрегая возможным повышением температуры), следовательно, изменение напряжения определяется только деформацией:

$$\begin{aligned}\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) &= A(\dot{\varepsilon}) + B(\dot{\varepsilon})\varepsilon^n; \\ A(\dot{\varepsilon}) &= A(1 + C \ln(\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0)); \\ B(\dot{\varepsilon}) &= B(1 + C \ln(\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0)).\end{aligned}\quad (2)$$

Результаты испытаний стали на сжатие при статическом и циклическом ударном нагружении образца свободно падающим грузом со скоростью 3–5 м/с ( $\dot{\varepsilon} \approx 160 \dots 300 \text{ с}^{-1}$ ) и ударом бойка, разгоняемого по стволу пневматической установки со скоростью  $\sim 30$  м/с ( $\dot{\varepsilon} \approx 2000 \text{ с}^{-1}$ ), приведены на

рис. 1. Повышение напряжения с ростом пластической деформации удовлетворительно описывается уравнением (2) при параметрах  $A(\dot{\epsilon})$ ,  $B(\dot{\epsilon})$ ,  $n$ , характеризующих обобщенную кривую деформирования металла (табл. 1). По результатам испытаний на изотермическое сжатие параметр деформационного упрочнения  $n$  и отношение  $A/B$  могут быть приняты постоянными. Как показано далее, результаты испытаний на растяжение и индентирование при статическом и динамическом нагружении подтверждают постоянство  $n$  и  $A/B$  в широком диапазоне скоростей деформации.

Т а б л и ц а 1

Параметры уравнения (2) по результатам испытаний на сжатие

Тип испытаний	$\dot{\epsilon}, \text{c}^{-1}$	$A(\dot{\epsilon}), \text{ГПа}$	$B(\dot{\epsilon}), \text{ГПа}$	$n$
Статическое сжатие	0,002	1,08	$1,0A(\dot{\epsilon})$	0,5
Циклическое ударное сжатие	160	1,17	$1,0A(\dot{\epsilon})$	0,5
	300	1,20		
	2000	1,31		

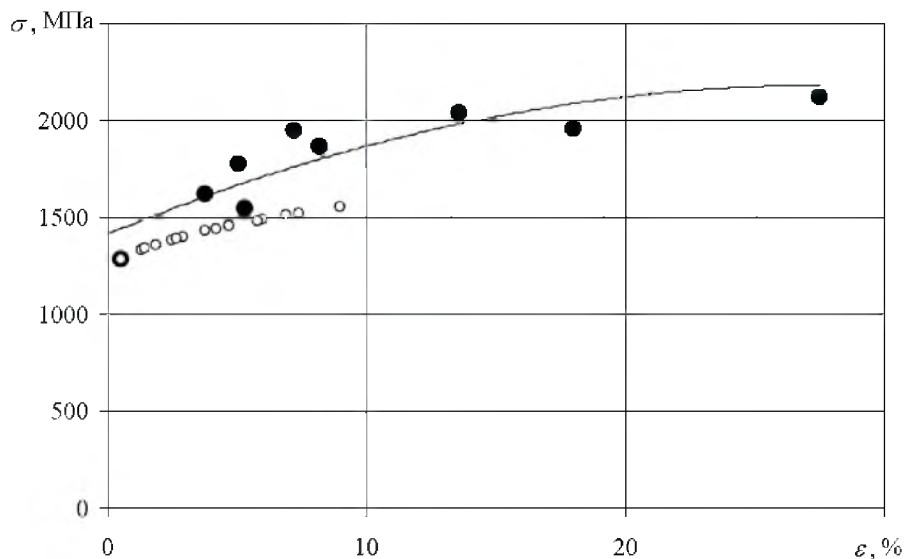


Рис. 1. Зависимость напряжение–деформация, построенная по результатам испытаний на сжатие коротких цилиндрических стальных образцов при скорости деформации  $160...300 \text{ c}^{-1}$  (светлые точки) и  $2000 \text{ c}^{-1}$  (темные точки).

Испытания на ударное сжатие полосы металла с начальным поперечным сечением  $2 \times 2 \text{ мм}$  (в полосе возникает плоское напряженное состояние при плоской деформации) позволяют получить данные о сопротивлении в диапазоне высоких скоростей деформации ( $10^4 \dots 2 \cdot 10^5 \text{ c}^{-1}$ ). Их соответствие результатам других испытаний проверяется по зависимости эквивалентное напряжение – эквивалентная скорость деформации.

По данным этих испытаний определяется напряжение в момент времени, соответствующий примерно 1 мкс после начала нагружения (время, необходимое для снижения неоднородности деформации, вызванной волновым характером нагружения). Определенный в этот момент уровень сопротивления, который принимается за предел текучести, соответствует малой деформации (ниже 10% при скорости деформации  $2,5 \cdot 10^5 \text{ с}^{-1}$ ).

Испытания на ударное растяжение позволяют оценить пределы текучести и прочности, а также напряжения при разрушении. В диапазоне скоростей деформации  $10^3 \dots 3 \cdot 10^4 \text{ с}^{-1}$  зависимость предела текучести от скорости деформации близка к линейной. Точки, соответствующие пределам текучести и прочности на диаграмме нагрузка–время, регистрируемой при скорости растяжения выше 10 м/с, почти совпадают. Это связано как с искажением начального участка регистрируемой кривой деформирования (вследствие ограниченного диапазона частот системы регистрации усилия), так и с адиабатическим разогревом металла, сдвигающим максимум растягивающей нагрузки в область малых деформаций.

Принимая, что параметры упрочнения постоянны во всем диапазоне скоростей деформации, можно численно рассчитать изменение напряжения в адиабатическом процессе деформирования. При выполнении расчетов принимается, что на каждом  $i$ -м шаге приращения пластической деформации  $\delta\varepsilon$  напряжение  $\sigma_i$  определяется деформацией  $\varepsilon_i$  на этом шаге и температурой  $T_{(i-1)}$  на предыдущем шаге, а приращение температуры – уровнем напряжения  $\sigma_i$ :

$$\sigma_i = (A + B\varepsilon_i^n)[1 - (T_i/T^*)^m]; \quad \varepsilon_i = \varepsilon_{i-1} + \delta\varepsilon;$$

$$T_i = T_{(i-1)} + (\sigma_{(i-1)}\delta\varepsilon_i)/c_v.$$

Зависимости истинное напряжение  $\sigma$  – истинная деформация  $\varepsilon$  при статическом и ударном растяжении, рассчитанные по уравнению (2), могут быть пересчитаны в зависимости условное напряжение  $\sigma_{en}$  – истинная деформация  $\varepsilon$  с использованием уравнения  $\sigma_{en} = \sigma \exp(-\varepsilon)$ , учитывающего изменение поперечного сечения образца при растяжении.

Диаграммы  $\sigma - \varepsilon$  и  $\sigma_{en} - \varepsilon$  при изотермическом и адиабатическом растяжении со скоростью деформации  $10^3 \text{ с}^{-1}$  приведены на рис. 2. Кривые 1 и 2 характеризуют расчетное изменение напряжений  $\sigma$  и  $\sigma_{en}$  с ростом деформации при статическом растяжении образцов (повышением температуры при деформировании пренебрегаем). Точка на кривой 2 (напряжение и деформация в шейке образца при разрушении, определенные по результатам испытаний [5]) удовлетворительно совпадает с ней, если принять, что критическая температура  $T^* = 910^\circ\text{C}$  (температура превращения феррита в аустенит), что свидетельствует о приемлемости использованных в расчетах параметров деформационного упрочнения металла.

При анализе результатов испытаний на ударное растяжение допустимо пренебречь теплопроводностью, и, следовательно, процесс деформирования может быть принят адиабатическим. Изменение напряжений  $\sigma$  и  $\sigma_{en}$  при

ударном растяжении со скоростью 10 м/с (скорость деформации  $\dot{\epsilon} \approx 10^3 \text{ с}^{-1}$ ), рассчитанное по приведенной выше методике с учетом влияния повышения температуры, характеризуют кривые 4 и 5. Для сравнения приведена зависимость истинное напряжение–истинная деформация (кривая 3) для изотермического процесса деформирования со скоростью  $\dot{\epsilon} \approx 10^3 \text{ с}^{-1}$ . Точка, соответствующая разрушению в шейке образца, получена при испытаниях на ударное растяжение и совпадает с расчетной кривой 5.

Как следует из сопоставления кривых 4 и 5, влияние адиабатического разогрева материала проявляется в значительном понижении уровня разрушающих напряжений в шейке образца по сравнению с их величиной при статическом растяжении.

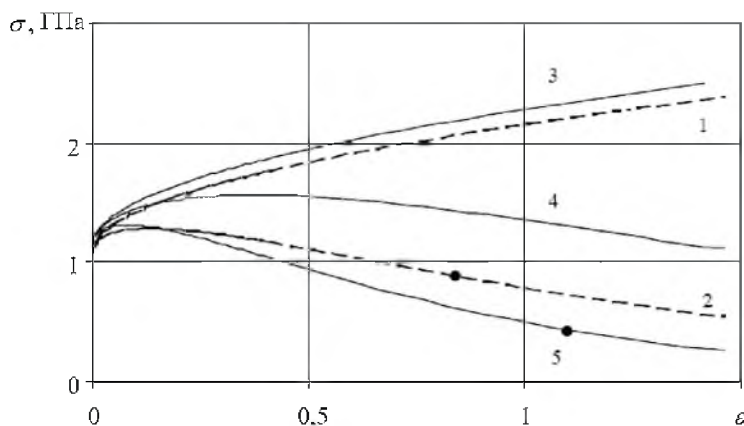


Рис. 2. Расчетные (линии) зависимости: 1 –  $\sigma - \epsilon$ , 2 –  $\sigma_{en} - \epsilon$  при статическом растяжении образца; 3 –  $\sigma - \epsilon$  при изотермическом растяжении и 4 –  $\sigma - \epsilon$  и 5 –  $\sigma_{en} - \epsilon$  при адиабатическом растяжении со скоростью 10 м/с. (Точки – экспериментальные данные при разрушении в шейке образца.)

**Изменение предела текучести.** Изменение предела текучести в зависимости от скорости деформации во всем исследованном диапазоне описывается двумя участками, четко видимыми на графике: предел текучести – логарифм скорости деформации (рис. 3). Первый участок близок к линейной зависимости в координатах предел текучести – скорость деформации (в диапазоне умеренных скоростей деформации, менее  $2000 \text{ с}^{-1}$ ). Второй участок соответствует линейной зависимости в координатах предел текучести – логарифм скорости деформации (в диапазоне высоких скоростей). Параметры, определяющие предел текучести материала при малой пластической деформации на каждом участке кривой

$$\sigma_y = A[1 + C \ln(\dot{\epsilon}^*)]; \quad \dot{\epsilon}^* = \dot{\epsilon}/\epsilon_0; \quad (3)$$

$\sigma_y = 1,12[1 + 0,000087\dot{\epsilon}]$  или  $\sigma_y = 1,14[1 + 0,011 \ln \dot{\epsilon}]$  при  $\dot{\epsilon} < 2 \cdot 10^3 \text{ с}^{-1}$ ;  $\sigma_y = 1,32[1 + 0,216 \ln(\dot{\epsilon}/2000)]$  или  $\sigma_y = 0,85[-1 + 0,336 \ln \dot{\epsilon}]$  при  $\dot{\epsilon} > 2 \cdot 10^3 \text{ с}^{-1}$ , приведены в табл. 2.



Т а б л и ц а 2

## Значения параметров обобщающих уравнений

Материал	$\dot{\varepsilon}, \text{с}^{-1}$	$A, \text{ГПа}$	$B, \text{ГПа}$	$C$	$n$	$m$	$T_m, \text{°C}$
Сталь RHA, HRC 43	0,002...2000	1,14	1,14	0,011	0,500	1,00	910
	$(2...200) \cdot 10^3$	-0,85	0,85	0,336	0,500	1,00	910
Сталь RHA [2], HRC 27	$(3...7) \cdot 10^3$	1,40	1,80	0,005	0,768	1,17	1400

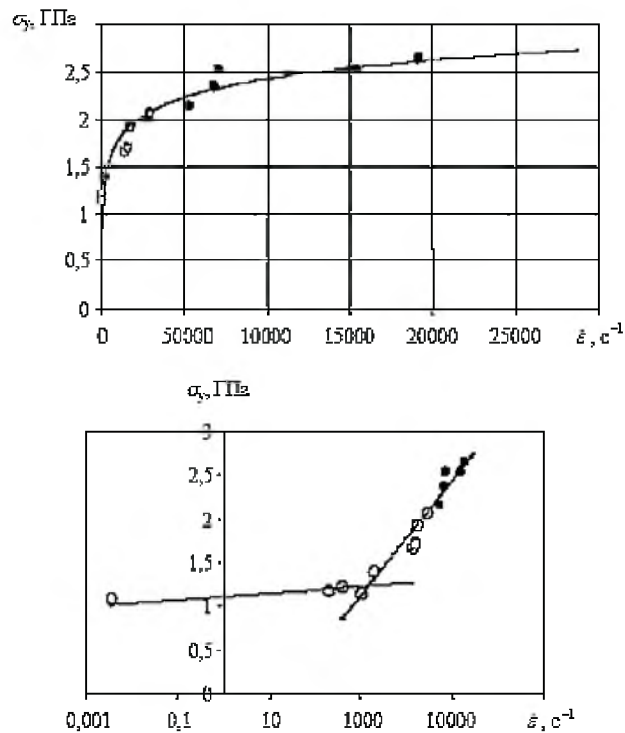


Рис. 3. Изменение предела текучести в зависимости от скорости деформации по результатам испытаний на растяжение (светлые точки) и сжатие по двум схемам нагружения (темные точки).

Наличие двух участков на кривой свидетельствует о смене микромеханизма, контролирующего процесс деформации при скорости, равной примерно  $2 \cdot 10^3 \text{ с}^{-1}$ .

Следует отметить, что результаты испытаний на ударное сжатие полос металла с начальным поперечным сечением  $2 \times 2 \text{ мм}$  со скоростью  $400 \text{ м/с}$  и более не учитывались в проведенном анализе. Как показали численные расчеты, при таких скоростях возникает недопустимая неоднородность напряженно-деформированного состояния металла.

В табл. 2 приведены численные значения параметров обобщающего уравнения, полученного в данной работе, и для сравнения параметры для низкопрочной стали RHA ( $\sigma_y = 0,9 \text{ ГПа}$ , HRC 27) в диапазоне скоростей деформации  $\dot{\varepsilon} = 3000...7000 \text{ с}^{-1}$  [2]. При повышении скорости деформации

с 3000 до 7000  $\text{с}^{-1}$  предел текучести указанной стали возрастает с 1,4 до 1,4042 ГПа, т.е. на 0,0042 ГПа, что соответствует среднему коэффициенту вязкости  $\mu = \delta\sigma/\delta\dot{\epsilon} \approx 1000 \text{ Па} \cdot \text{с}$  в этом диапазоне скоростей деформации, а для высокопрочной стали – с 1,84 до 2,12 ГПа, т.е. на 0,28 ГПа при  $\mu \approx 70000 \text{ Па} \cdot \text{с}$ . Из представленных данных следует, что чувствительность высокопрочной стали к изменению скорости деформации, определяемая коэффициентом  $C$  в уравнении (2) или коэффициентом вязкости  $\mu$ , значительно выше.

**Анализ результатов испытаний на ударное индентирование.** При внедрении конического индентора с углом у вершины  $90^\circ$  в поверхностный слой плиты в случае статического нагружения усилие возрастает пропорционально квадрату глубины каверны, отсчитываемой от уровня исходной поверхности, что свидетельствует о сохранении подобия поля напряжений и деформаций в материале, прилегающем к поверхности конической каверны. В соответствии с данными испытаний усилие внедрения  $P = 0,36\pi h^2$  ( $h$  измеряется в мм,  $P$  – в кН), что отвечает твердости (давлению на поверхности конической каверны)  $H = 3,6$  ГПа.

По результатам численного расчета процесса индентирования при внедрении конического индентора массой  $m = 0,827 \text{ кг}$  со скоростью  $v_0 = 6,25 \text{ м/с}$  в стальную плиту ( $A = 1,08 \text{ ГПа}$ ,  $B = A$ ,  $C = 0$ ,  $T_m = 910^\circ\text{C}$ , что соответствует сопротивлению при статическом деформировании) расчетная твердость определяется отношением кинетической энергии к приращению объема конической каверны –  $H = (mv_0^2/2)/\delta W = 4,28 \text{ ГПа}$ . Однако в инденторе при его отскоке остается часть кинетической и потенциальной энергии, приближенно равная

$$\eta = E_{res}/(mv_0^2/2) = \frac{2}{mv_0^2} \int_{(V)} \left[ \frac{1}{2} \rho v^2 + \frac{1}{2} \sigma^2/E \right] dV. \quad (4)$$

Твердость, определенная как расчетная удельная работа  $a_n$ , затраченная на образование конической каверны,  $a_n = (mv_0^2/2)(1-\eta)/W = 3,79 \text{ ГПа}$ , что с погрешностью  $\approx 3,5\%$  соответствует величине 3,66 ГПа, полученной в экспериментах по индентированию при статическом нагружении [6]. Из указанного соответствия следует, что параметры уравнения (2), характеризующие деформирование металла при статическом нагружении, применимы также для расчетов процесса индентирования.

При ударном индентировании (скорость  $v_0 = 6,25 \text{ м/с}$ ,  $m = 0,827 \text{ кг}$ , параметры обобщающего уравнения для скоростей деформации ниже  $2000 \text{ с}^{-1}$ ) расчетная величина твердости выше, чем при статическом нагружении, что согласуется с результатами выполненных ранее расчетов [4]. Наличие двух участков на кривой предел текучести  $\sigma_y$  – скорость деформации  $\dot{\epsilon}$  затрудняет выполнение расчетов для процесса индентирования.

При высоких скоростях деформации ( $> 2000 \text{ с}^{-1}$ , ударное индентирование со скоростью от 50 до 200 м/с индентором массой 0,03 кг) динамическая твердость, определенная по данным испытаний, понижается с ростом скорости индентирования [9], а по результатам расчетов [4] – повышается.



Указанное различие может быть обусловлено неоднородностью пластического деформирования, понижающей сопротивление металла деформации при высоких скоростях.

**Заключение.** Обобщенная кривая деформирования, удовлетворительно согласующаяся с результатами испытаний на циклическое ударное сжатие коротких цилиндрических образцов, ударное сжатие полосы металла с высокой скоростью деформации, статическое и ударное растяжение, может быть использована для расчетов сопротивления металла деформации в широком диапазоне скоростей.

Величина динамической твердости, определенная по результатам испытаний на индентирование при статическом и ударном (со скоростью до 6 м/с) внедрении конического индентора, удовлетворительно согласуется с результатами численных расчетов, выполненных для скоростей деформации ниже  $2000 \text{ с}^{-1}$ .

При высоких скоростях деформации ( $> 2000 \text{ с}^{-1}$ ) динамическая твердость, определенная по результатам испытаний на ударное индентирование со скоростью до 200 м/с, понижается с ее ростом, а по результатам расчетов – повышается. Различие между экспериментальными и расчетными данными может быть связано с неоднородностью пластического деформирования при высоких скоростях деформации.

## Резюме

Представлено узагальнення експериментальних даних, що отримані при випробуваннях різних зразків із високоміцної сталі на статичний й ударний розтяг та стиск смуги металу в широкому діапазоні швидкостей деформації. Ці дані використовувалися для побудови узагальненої кривої деформування. Зіставлення результатів розрахунків з даними експериментів по ударному індентуванню конічним індентором дозволяє оцінити використання узагальненої кривої деформування для вивчення особливостей поведінки металів при великих швидкостях деформації.

1. *Johnson G. R. and Cook W. H.* Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures, and pressures // *Eng. Fract. Mech.* – 1985. – **21**. – P. 31 – 48.
2. *Ranjendran A. M.* Penetration of tungsten alloy rods into shallow-cavity steel targets // *Int. J. Impact Eng.* – 1998. – **21**, No. 6. – P. 451 – 460.
3. *Raftenberg M. N.* Proposed coupling between adiabatic shear banding and tensile failure in steel target // *Modeling and Simulation Based Engineering.* – 1998. – **2**. – P. 1157 – 1162.
4. *Степанов Г. В.* Сопротивление деформированию металла при импульсном нагружении // *Пробл. прочности.* – 2002. – № 3. – С. 7 – 14.
5. *Stepanov G. and Zubov V.* Impact tensile tests of structure materials at high strain rates // *New Experimental Methods in Material Dynamics and Impact / W. K. Nowacki and J. R. Klepaczko (Eds.).* – 2000. – P. 437 – 443.

6. *Степанов Г. В., Зубов В. И.* Динамическое сжатие высокопрочной стали и титанового сплава // Пробл. прочности. – 2002. – № 3. – С. 30 – 36.
7. *Степанов Г. В., Зубов В. И.* Динамічний стиск з високою швидкістю високоміцної сталі та титанового сплаву // Наук. вісті. – 2000. – № 6. – С. 75 – 80.
8. *Степанов Г. В.* Упругопластическое деформирование и разрушение материалов при импульсном нагружении. – Киев: Наук. думка, 1991. – 288 с.
9. *Stepanov G. and Zubov V.* Dynamic hardness of high-strength steel and titanium alloy // J. Phys. IV France. – 2000. – **10**. – P. 647 – 651.

Поступила 03. 02. 2003