

**И.Ю. Приходько, А.А.Сергеенко**

**СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ И ВЫБОР ЗАВИСИМОСТЕЙ ДЛЯ  
ОПРЕДЕЛЕНИЯ СОПРОТИВЛЕНИЯ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ХОЛОДНОЙ  
ПРОКАТКЕ СТАЛЬНЫХ ПОЛОС**

Выполнен сравнительный анализ для определения сопротивления холодной деформации низкоуглеродистой стали с учётом основных действующих факторов. Предложены обоснованные компоненты статической и динамической составляющих сопротивления деформации с учётом схемы напряжённого состояния в очаге деформации (ОД).

**Современное состояние вопроса.**

На вынужденный предел текучести  $\sigma_T$  (сопротивление пластической деформации) металла оказывают влияние комплекс факторов, в частности, химический состав и структура деформируемого металла, деформационное упрочнение (наклеп), температура и скорость деформации, а также знак нагружения (растяжение или сжатие). В настоящее время известно много зависимостей предложенных для определения сопротивления деформации при холодной прокатке. Отличительной их особенностью являются условия, при которых получены эмпирические данные об изменении сопротивления деформации (пластометрические испытания на сжатие, испытания на растяжение, кручение). Точность определения  $\sigma_T$  зависит не только от исследований при которых получены эмпирические зависимости, но и правильности переноса результатов испытаний на конкретный процесс, что не учитывается во многих зависимостях. Целью настоящего исследования являлось: проведение сравнительного анализа и выбор зависимостей, наиболее точно учитывающих влияние различных факторов на сопротивление холодной деформации низкоуглеродистых сталей при холодной прокатке полос; оценка особенности переноса результатов экспериментальных исследований  $\sigma_T$  на условия холодной прокатки полос.

**Изложение основных материалов исследования.**

Рассмотрим некоторые известные и наиболее часто используемые методики расчета  $\sigma_T$ . Как правило, сопротивление деформации  $\sigma_T$  рассматривают в виде суммы статической  $\sigma_{T,ст}$  и динамической  $\sigma_{T,дин}$  составляющих [1]:

$$\sigma_T = \sigma_{T,ст} + \sigma_{T,дин} \quad (1),$$

где

$$\sigma_{T,ст} = \sigma_{тер,е} K_t \quad (2)$$

Если заменить динамическую составляющую  $\sigma_{T,дин}$  сопротивления деформации коэффициентом  $K_{иср} = 1 + \sigma_{T,дин} / \sigma_{T,ст}$  (учитывающим влияние скорости деформации), то зависимость (1) можно представить в виде:

$$\sigma_{\tau} = \sigma_{\text{т.ср.}\varepsilon} K_{\tau} K_{\text{ср.}\varepsilon} \quad (3)$$

где,  $\sigma_{\text{т.ср.}\varepsilon}$  – среднеинтегральный предел текучести материала полосы в ОД с учётом деформационного упрочнения;  $K_{\tau}$  – поправочный коэффициент, учитывающий влияние температуры на статическую составляющую сопротивления деформации.

Значение  $\sigma_{\text{т.ср.}\varepsilon}$  может быть вычислено как соотношение между пределом текучести материала на входе и выходе из ОД [2]:

$$\sigma_{\text{т.ср.}\varepsilon} = \frac{1}{3} \cdot (\sigma_{\text{т0}\varepsilon} + 2 \cdot \sigma_{\text{т1}\varepsilon}) \quad (4)$$

$$\text{где } \sigma_{\text{т0}\varepsilon} = \sigma_{\text{т.исх}} + a \cdot (100 \cdot \varepsilon_{\text{пр}})^b, \quad \sigma_{\text{т1}\varepsilon} = \sigma_{\text{т.исх}} + a \cdot (100 \cdot \varepsilon_{\Sigma})^b \quad (5)$$

где,  $\sigma_{\text{т.исх}}$  – исходный (условный) предел текучести материала полосы при статических испытаниях (скорость деформации  $u_{\text{ст}}=10^{-3} \text{ с}^{-1}$ , температура  $t_{\text{ст}}=20 \text{ }^{\circ}\text{C}$ );  $a, b$  – соответственно, эмпирические коэффициент (Н/мм<sup>2</sup>) и показатель упрочнения материала полосы, данные о которых для сталей и сплавов приведены в работе [3];  $\varepsilon_{\text{пр}}$  – суммарное предварительное обжатие, %;  $\varepsilon_{\Sigma}$  – суммарное относительное обжатие полосы, %.

Среднеинтегральное значение предела текучести материала полосы в ОД с учётом деформационного упрочнения (описанного степенной функцией вида (5) определяется решением интеграла  $\sigma_{\text{т.ср.}\varepsilon} = \frac{1}{\varepsilon} \int_0^{\varepsilon} \sigma_{\tau} d\varepsilon$ , где

$\varepsilon$  – частное относительное обжатие. В результате такого решения в аналитическом виде можно получить конечные формулы:

$$\sigma_{\text{т.ср.}\varepsilon} = \sigma_{\text{т.исх}} + \frac{a \cdot 100^b}{\varepsilon \cdot (1 - \varepsilon_{\text{пр}})} \cdot \left[ (\varepsilon + \varepsilon_{\text{пр}} - \varepsilon \cdot \varepsilon_{\text{пр}})^{b+1} - \varepsilon_{\text{пр}}^{b+1} \right] \quad (6)$$

$$\sigma_{\text{т.ср.}\varepsilon} = \frac{\sigma_{\text{т.исх}} \cdot (\varepsilon_{\Sigma} - \varepsilon_{\text{пр}}) + \frac{a}{b+1} \cdot (\varepsilon_{\Sigma}^{b+1} - \varepsilon_{\text{пр}}^{b+1})}{\varepsilon_{\Sigma} - \varepsilon_{\text{пр}}} \quad (7)$$

Формулы (6) и (7) получены, соответственно, авторами работ [2] и [4] с единственным отличием, состоящим в том, что в первом случае автором использовались показатели деформации, выраженные в долях единицы, а во втором случае – в %. Обе формулы обеспечивают одинаковый результат.

Следует отметить особенности переноса результатов экспериментальных исследований, выполненных при различных видах испытаний образцов определенной формы. Эмпирические данные об изменении сопротивления деформации получают в отличных от условий прокатки деформационных условиях (пластометрические испытания на сжатие, испытания на растяжение, кручение). Интенсивность деформации, являющаяся наиболее обоснованным критерием подобия условий деформирования, в условиях испытаний и условиях прокатки различна. Например, в условиях одноосного осесимметричного растяжения круглых в сечении образцов коэффициент Лоде  $\beta=1$ . В этом случае степень

истинной деформации и интенсивности деформации совпадают, в отличие от случаев растяжения прямоугольных в сечении образцов ( $\beta \approx 1,1$ ) и плоской деформации ( $\beta = 1,15$ ), частным случаем которой является тонколистовая прокатка.

Так, например, эмпирические коэффициенты  $a$ ,  $b$  в уравнении (5) получены на основании обработки результатов испытаний на растяжение длинных круглых в сечении образцов. Это значит, что интенсивность деформации в этом случае составляла

$$e_i = \beta \cdot \ln \left( \frac{1}{1 - \frac{\varepsilon}{100}} \right), \text{ где } \beta - \text{коэффициент}$$

Лоде, равный 1 в условиях деформации растяжения круглого в сечении образца;  $\varepsilon$  – относительная степень деформации, %. При сохранении полученных эмпирических коэффициентов и переносе условий деформации на другой процесс формоизменения, например, процесс плоской прокатки, необходимо в формулу (5) подставить такое значение степени относительной деформации, которое соответствовало бы интенсивности деформации моделируемого процесса, например, процесса плоской прокатки, при которой коэффициент Лоде  $\beta$  уже составляет 1,15.

Поэтому, сохраняя коэффициенты  $a$  и  $b$  уравнения (5), следует использовать приведенное значение аргумента функции (степени относительной деформации), которое будет выглядеть следующим образом:

$$\varepsilon = \left[ 1 - \frac{1}{\exp \left( e \cdot \frac{\beta_m}{\beta_n} \right)} \right] \cdot 100 \quad (8)$$

где  $\beta_n$  – коэффициент Лоде при испытаниях и  $\beta_m$  – в моделируемом процессе;  $e$  – истинная степень деформации моделируемого процесса.

Влияние температурного фактора на статическую составляющую сопротивления деформации низкоуглеродистой стали может быть описано полиномиальной зависимостью, полученной Василевым Я.Д., Дементенко А.В. и др. на основании обработки экспериментальных данных о сопротивлении деформации стали марки 08кп в широком диапазоне изменения температур от 20 до 600 °С [2, 5, 6]:

$$K_t = a_0 + a_1 m_t + a_2 m_t^2 + a_3 m_t^3 \quad (9)$$

$$\text{где } m_t = \left( \frac{t - t_{ст}}{t_{пл}} \right) \quad (10)$$

В приведенных зависимостях приняты следующие обозначения:  $t$  – температура полосы в ОД, °С;  $t_{ст}$  – температура статических испытаний (20 °С);  $t_{пл}$  – температура плавления материала полосы в ОД (для стали 1530 °С), °С;  $a_0 \dots a_3$  – эмпирические коэффициенты для стали марки 08кп (при  $\varepsilon_{пр} = 0$ :  $a_0 = 0,82$ ;  $a_1 = 0,59$ ;  $a_2 = -2,9$ ;  $a_3 = -59,9$ ; при  $\varepsilon_{пр} > 0$ :  $a_0 = 0,88$ ;  $a_1 = 0,9$ ;  $a_2 = -6,53$ ;  $a_3 = -79,4$ );

Известно, что влияние скорости на сопротивление деформации существенно зависит от температуры и степени накопленной деформации. Так, с возрастанием температуры и степени накопленной деформации влияние скорости на сопротивление деформации снижается. Совместное влияние скорости, степени деформации и температуры на динамическую составляющую сопротивления деформации удобно учитывать введением температурно – скоростного коэффициента  $K_{иср}$ . Авторами работы [7] предложена зависимость температурно – скоростного коэффициента  $K_{иср}$ , полученная на основании статистической обработки имеющихся в литературе экспериментальных данных (при проведении испытаний образцов на растяжение и кручение без учета истинного характера изменения деформации и температуры металла в ОД во времени):

$$K_{иср} = 1 + \frac{0,06}{1 + 2,3\sqrt{\varepsilon_{\Sigma}}} \sqrt{\frac{t_{ст}}{t}} \left(1 - \frac{3,3(t_{ст} - t)}{t_{пл}}\right)^2 \ln \frac{u_{сп}}{u_{ст}} \quad (11)$$

Уточненная формула приведена в работе [8, стр. 184]:

$$K_{иср} = 1 + \frac{0,0075 \cdot (1 - 0,3\sqrt{\varepsilon_{\Sigma}})}{1 + 0,75\sqrt{\varepsilon_{\Sigma}}} \sqrt{\frac{t_{ст}}{t}} \left(1 - \frac{3(t - t_{ст})}{t_{пл}}\right)^4 \left(\ln \frac{u_{сп}}{u_{ст}}\right)^c \quad (12)$$

В приведенных зависимостях приняты следующие обозначения:  $t$  – температура полосы в ОД, °С;  $t_{ст}$  – температура статических испытаний (20 °С);  $t_{пл}$  – температура плавления материала полосы в ОД (для стали 1530 °С), °С;  $u_{сп}$  – средняя скорость деформации,  $c^{-1}$ ;  $u_{ст}$  – скорость деформации при статических испытаниях образцов ( $10^{-3} c^{-1}$ );  $\varepsilon_{\Sigma}$  – степень суммарной деформации полосы, д.ед.

Методика определения сопротивления деформации, предложенная японскими исследователями [9], получена в результате испытаний образцов на растяжение в широком диапазоне изменения скорости деформации ( $10^{-3} \dots 10^2 c^{-1}$ ), температуры (–50...200 °С) и степени предварительного наклепа (0...77 %):

$$k(u_{иср}, t, t_{ст}) = C_{y1} (C_{y2} + e)^{C_{y3}} + C_{y9} \quad (13)$$

$$k_u(u_{сп}) = C_{y4} \left( \frac{u_{сп}}{C_{y5} C_{y6} e} \right)^{C_{y7} (t + 273)}$$

$$k_t(t) = C_{y8} \sqrt{(t - t_{ст})} k(u_{иср}, t, t_{ст})$$

$$\sigma_{\tau} = k(u_{иср}, t, t_{ст}) + k_u(u_{сп}) + k_t(t), \text{ [ГПа]}$$

где  $u_{иср}$  – средняя скорость деформации,  $c^{-1}$ ;  $e = \ln \frac{H}{h}$  – истинная сум-

марная деформация. Значения эмпирических коэффициентов для низкоуглеродистой стали, имеющей исходный предел текучести 200 Н/мм<sup>2</sup>:  $C_{y1}=0,593$  ГПа;  $C_{y2}=0,016$ ;  $C_{y3}=0,26$ ;  $C_{y4}=6,6514$  ГПа;  $C_{y5}=5,77 \cdot 10^{11}$ ;  $C_{y6}=60,8$ ;  $C_{y7}=0,000616$ ;  $C_{y8}=-0,0095$  ГПа;  $C_{y9}=-0,0015$  ГПа.

Известна также модель определения сопротивления деформации Императорского колледжа (формулы из файла помощи демонстрационного варианта компьютерной программы "Interactive Rollgap Analysis" австралийской фирмы Industrial Automation Services PTY Ltd.):

$$k(u_{\text{иср}}, t, t_{\text{ср}}) = C_{y1}(C_{y2} + e)^{C_{y3}} + C_{y9}$$

$$k_u(u_{\text{ср}}) = C_{y4} \left( \frac{u_{\text{ср}}}{100} \right)^{C_{y8}} (1 + e[C_{y5} + C_{y6} \exp(C_{y7})]) \quad (14)$$

$$k_t(t) = C_{y11} t$$

$$\sigma_T = k(u_{\text{иср}}, t, t_{\text{ср}}) + k_u(u_{\text{ср}}) + k_t(t), \text{ [ГПа]}$$

Значения эмпирических коэффициентов для низкоуглеродистой стали, имеющей исходный предел текучести 200 Н/мм<sup>2</sup>:  $C_{y1}=0,593$  ГПа;  $C_{y2}=0,016$ ;  $C_{y3}=0,26$ ;  $C_{y4}=0,164$  ГПа;  $C_{y5}=-0,33$ ;  $C_{y6}=0,7$ ;  $C_{y7}=-11,8$ ;  $C_{y8}=0,15$  ГПа;  $C_{y9}=-0,0015$  ГПа;  $C_{y11}=-0,00063$  ГПа/°С.

Используя модели Третьякова А.В. [3] (расчет статической составляющей) и Гокю [9] (динамическая составляющая), авторы работы [1] получили математическую модель определения сопротивления деформации низкоуглеродистой стали при холодной прокатке:

$$\sigma_T = (1 - 0,0095 \cdot \sqrt{T - 20}) \cdot (\sigma_{T,\text{исх}} + a \cdot \varepsilon^b) + \exp^{6,5 \left[ \frac{u_{\text{иср}}}{5 \cdot 10^{11} \cdot 60,482 e} \right]^{\frac{\chi(T+273)}{0,14}}}$$

или  $\sigma_T = K_t \cdot \sigma_{\text{ср.}\varepsilon} + \sigma_{\text{т.дин}}$  (15)

где  $\chi - 0,8625 \cdot 10^{-4}$  эВ/К – постоянная Больцмана;  $u_{\text{ср}}$  – средняя скорость деформации, с<sup>-1</sup>;  $\varepsilon$  – относительная степень деформации, %.

Представленные выше зависимости (3), (13) – (15), описывающие изменение сопротивления холодной деформации низкоуглеродистой стали, учитывают температуру, степень, скорость деформации и предварительный наклеп металла. Зависимости получены обработкой экспериментальных данных при различных видах испытаний (растяжение, сжатие, кручение) образцов различной формы.

#### **Методика исследования.**

Выполним сравнительный анализ известных зависимостей для расчета сопротивления холодной деформации низкоуглеродистой стали и попытаемся перенести их в область холодной полосовой прокатки.

#### **1. Сравнительный анализ зависимостей, учитывающих влияние температуры**

В представленных выше моделях авторы использовали различные функциональные связи температуры и сопротивления деформации. Так, в модели (14) используется линейная зависимость изменения сопротивления деформации от температуры, а в моделях (13) и (15) – степенная. Эмпирическое уравнение (9), в котором влияние температуры на сопротивление деформации учтено введением безразмерного температурного коэффициента  $K_t$ , в свою очередь, получено на основании обработки экс-

периментальных данных (Значения эмпирических коэффициентов уравнения (9) для некоторых сталей представлены в работе [2 с.129 – 130] ).

На рис 1. приведены кривые  $K_f=f(T)$ , полученные в результате математического моделирования с использованием этих зависимостей.

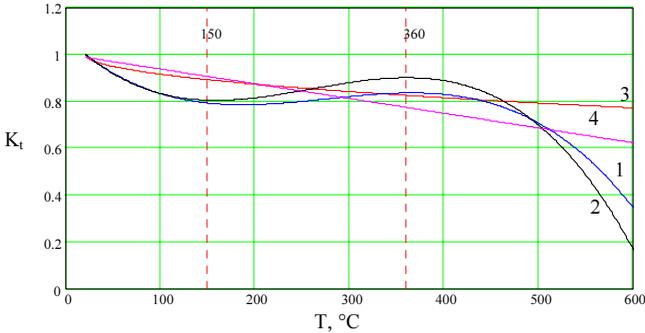


Рис 1. Графики зависимости коэффициента  $K_f$  от температуры деформации металла при холодной прокатке (для низкоуглеродистой стали 08кп), полученные по формулам: (9) – кривая 1 при

$\epsilon_{пр}=0$ ; (9) – кривая 2 при  $\epsilon_{пр}>0$ ; (13), (15) – кривая 3; (14) – кривая 4.

Сравнительный анализ формул расчета коэффициента  $K_f$  показал следующее. Зависимости (13) – (15) не учитывают рост сопротивления деформации в интервале температур 250 – 350 °C, обусловленный процессами деформационного старения, т.е. взаимодействием атомов азота и углерода с дислокациями в ходе деформации [10]. Кроме того, формулы (13) – (15) не учитывают предварительный наклеп металла, который также оказывает влияние на сопротивление деформации при различной температуре металла. Эмпирическое уравнение (9) не имеет описанных выше недостатков.

## 2. Сравнительный анализ зависимостей, учитывающих влияние скорости деформации

Основными факторами, оказывающими влияние на динамическую составляющую  $\sigma_{т,дин}$  сопротивления деформации, являются скорость, степень деформации и температура. Для перехода от скорости прокатки к средней скорости деформации в ОД необходимо выбрать наиболее точную формулу. Обычно для этого используют одну из 2-х по сути одинаковых формул, которые получены без учёта влияния упругого сжатия валков, реальной формы кривой изменения толщины полосы в ОД, а также заменяя дугу контакта её горизонтальной проекцией [2, 11]:

$$u_{ср} = \frac{v_{пр} \alpha}{h_0} = \frac{v_{пр} \epsilon}{l}, \quad (16)$$

где  $u_{ср}$  – средняя скорость деформации в ОД,  $c^{-1}$ ;  $v_{пр}$  – скорость прокатки, мм/с;  $\alpha$  – угол захвата, рад;  $h_0$  – толщина полосы на входе в

клеть, мм;  $\varepsilon$  – относительная степень деформации, д.ед.;  $l$  – длина очага деформации, мм.

Расчёт параметров  $\alpha$  или  $l$  с учётом упругого сжатия валков и полосы в ОД и использование их в зависимости (16) не обеспечивает точного значения средней скорости деформации, так как линия, соединяющая центры вращения валков, претерпевших упругое сжатие в контакте с полосой, в общем случае находится не в плоскости выхода из ОД. Поэтому добавление индекса "с" и использование параметров  $\alpha_c$  или  $l_c$ , рассчитанных с учётом упругого сжатия валков, не приводит к точному результату.

Для определения истинной средней скорости деформации используют упрощённую формулу Крейндинга Н.Н. [12]:

$$u_{cp} = \frac{v_{np}\alpha}{h_0} = \frac{v_{np}\varepsilon}{l}, \quad (17)$$

Формула (17) по своей структуре схожа с формулой (16), однако более точна. Точность формулы (16) тем меньше, чем выше степень деформации пропорционально расхождению между относительной и истинной деформацией  $e_u$ .

Исходя из сказанного выше, нами предложено в формуле (17) вместо  $\varepsilon_u$  использовать интенсивность деформации:  $e_i = \beta e_u$ , получив уже формулу средней скорости изменения интенсивности деформации:

$$u_{cp} = \frac{v_{np}}{l} e_i, \quad (18)$$

При этом в формулы с уже полученными эмпирическими коэффициентами (3), (13) – (15) следует подставлять значения скорости деформации с учетом соотношения коэффициентов Лоде при испытаниях и в моделируемом процессе.

Этот фактор (и переход от степени к интенсивности деформации), по-видимому, использовали авторы следующего выражения для средней скорости деформации (формула приведена в материалах сборника 19-го международного курса лекций по технологии прокатки (19th International Rolling Technology Course) в Праге в 2002 г.), в котором коэффициент 2,3 в числителе равен  $2\beta = 2 \cdot 1.15$ , имея в виду соотношение коэффициентов Лоде при осесимметричной деформации испытаний и плоской деформации при прокатке:

$$u_{cp} = \frac{2,3 \cdot v_{np}}{h_{cp}} \left[ \operatorname{tg} \left( 0,4 \sqrt{\frac{\Delta h}{R_c}} \right) \right] \text{ или} \\ u_{cp} = \frac{2,3 \cdot v_{np}}{h_{cp}} \left[ \operatorname{tg} \left( 0,4 \sqrt{\frac{\Delta h}{R_c}} \right) \right] \quad (19)$$

где индекс "с" означает – с учетом упругого сжатия валков;  $h_{np} = \frac{1}{3}h_0 + \frac{2}{3}h_1$  – средняя толщина полосы в ОД;  $\alpha_c$  – угол контакта в ОД.

На рис. 2 (а, б) представлены расчетные данные об изменении средней скорости деформации, полученные с использованием формул (16) – (19). Исходные данные для расчёта:

для рис. 2 (а) толщина подката  $h_n=2$  мм, степень предварительной деформации  $\epsilon_{пр}=0,5$ , толщина на входе в ОД  $h_0=1$  мм; частное обжатие  $\epsilon=0,4$ , толщина на выходе из ОД  $h_1=0,6$  мм; радиус рабочих валков  $R=300$  мм, скорость прокатки  $v_{пр}=0...25$  м/с;

для рис. 2 (б) степень предварительной деформации  $\epsilon_{пр}=0$ , толщина на входе в ОД  $h_0=2$  мм; частное обжатие  $\epsilon=0...0,6$ ; радиус рабочих валков  $R=300$  мм; скорость прокатки  $v_{пр}=25$  м/с.

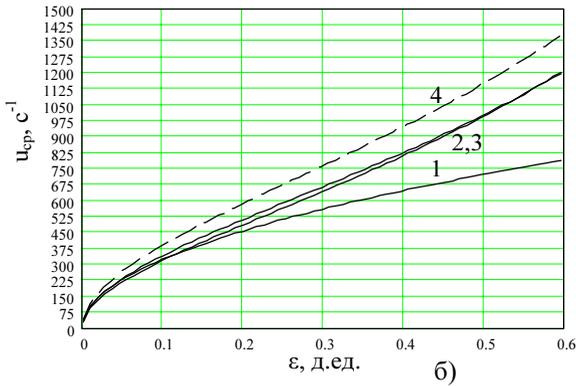
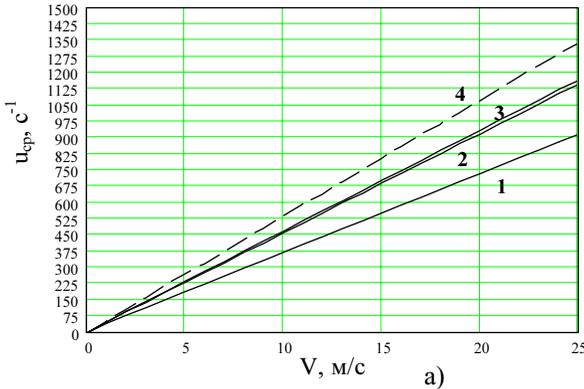


Рис. 2. Графики изменения средней скорости относительной деформации (кривая 1, формула 16), средней скорости истинной деформации (кривая 2, формула 17) и средней скорости изменения интенсивности деформации при плоской прокатке (кривая 4, формула 18) от скорости прокатки (а) при  $\epsilon_2=0,8$  и степени деформации (б) при  $v=25$  м/с.

Из рис 2 следует, что использование параметра скорости

деформации не адекватное условиям испытаний может внести существенную погрешность в результаты расчетов. Зачастую авторы эмпирических зависимостей не приводят данные о том, в каких условиях они проводили испытания и о том, какие параметры являлись аргументами полученных зависимостей. Например, такой параметр как скорость деформации можно интерпретировать и как скорость изменения относительной деформации и как скорость изменения истинной деформации и как скорость изменения интенсивности деформации. И от того, каким из пара-

метров оперировал исследователь при получении эмпирических зависимостей существенно зависит точность расчетов, поскольку для скорости деформации такая ошибка в определении аргумента эмпирической функции может достигать 50% и более, что следует из рис. 2.

Выбирали зависимость температурно – скоростного коэффициента  $K_{иср}$ , которая бы в наибольшей степени отвечала экспериментальным данным А.П. Грудева, Ю.Б. Сигалова [13, 14] и Я.Д. Василева, А.В. Дементиевко [6]. Для этого привели  $K_{иср}$  к единому виду:

- по А.П. Грудеву, Ю.Б. Сигалову (для всех моделей)  $K_{иср} = \frac{\sigma_t^{iu}}{\sigma_{т.ст}^{20}} \quad (20)$

где  $\sigma_t^{iu}$  – сопротивление деформации при заданных температуре и скорости деформации;

$\sigma_{т.ст}^{20}$  – статический предел текучести (при скорости деформации примерно  $10^{-4} \text{ с}^{-1}$  и температуре  $20^\circ\text{C}$ ).

- по Я.Д. Василеву, А.В. Дементиевко:

для модели (13):  $K_{иср} = 1 + \frac{k_u(u_{ср})}{k(u_{иср}, t, t_{ст}) + k_t(t)}$

для модели (14):  $K_{иср} = 1 + \frac{k_u(u_{ср})}{k(u_{иср}, t, t_{ст}) \cdot (1 + k_t(t))} \quad (21)$

для модели (15):  $K_{иср} = 1 + \frac{\sigma_{т.лин}}{\sigma_{иср.э} \cdot K_t}$

Исходные данные для расчета приведены в табл. 1 – 2.

Таблица 1. Исходные данные для расчета по Грудеву А.П., Сигалову Ю.Б.

$u_{с}, \text{с}^{-1}$	0,0001	0,001	0,01	0,1	1	10	100	1000
$\varepsilon$	0							
$\varepsilon_{пр}$	0							
$u_{ст}, \text{с}^{-1}$	$10^{-4}$							
$T, ^\circ\text{C}$	100							
$K_{иср}, \text{с}^{-1}$ (экспер. данные)	0,89	0,9	0,93	0,95	0,99	1,05	1,12	1,24

Таблица 2. Исходные данные для расчета по Василеву Я.Д., Дементиевко А.В.

$u_{с}, \text{с}^{-1}$	2,46	3,29	5,04	7,70	9,24	10,32
$\varepsilon$	0,031	0,050	0,1	0,230	0,327	0,391
$\varepsilon_{пр}$	0					
$u_{ст}, \text{с}^{-1}$	$10^{-3}$					
$T, ^\circ\text{C}$	23,0	24	26	40,3	54,3	64,3
$K_{иср}, \text{с}^{-1}$ (экспер. данные)	1,223	1,219	1,203	1,146	1,112	1,097

На графиках (рис. 3) приведены для сравнения экспериментальные и расчетные данные об изменении  $K_{иср}$  от скорости деформации  $\lg\left(\frac{u_c}{u_{ст}}\right)$  и

степени деформации  $\varepsilon$ .

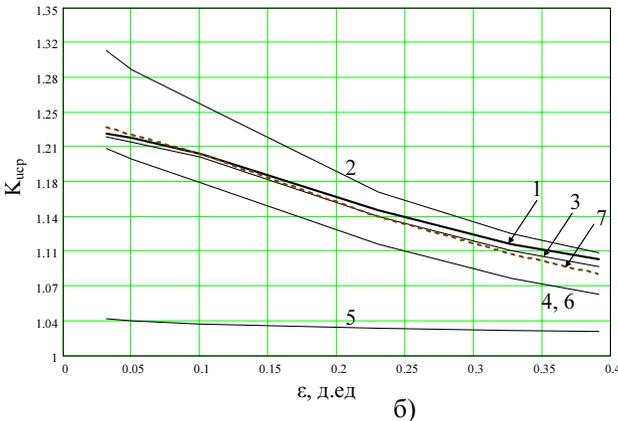
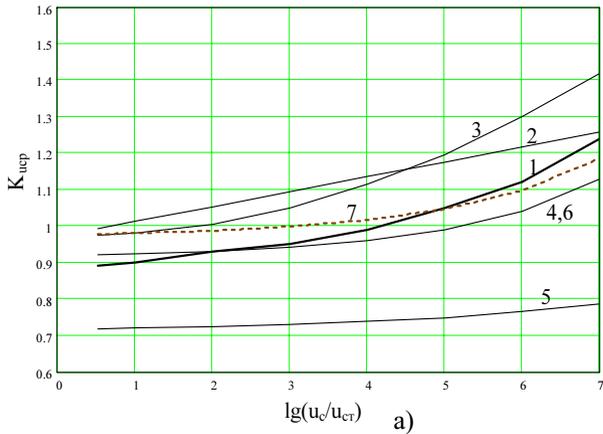


Рис. 3. Графики изменения температурно – скоростного коэффициента  $K_{иср}$  от:

а)  $\lg\left(\frac{u_c}{u_{ст}}\right)$ : по

экспериментальным данным Грудева А.П., Сигалова Ю.Б. – кривая 1; по формуле (11) – кривая 2; по формуле (12) – кривая 3; по формуле (13) – кривая 4; по формуле (14) – кривая 5; по формуле (15) – кривая 6; 7 – предложенная зависимость.

б) степени деформации  $\varepsilon$ : 1 – по экспериментальным данным Василева Я.Д., Дементенко А.В.; по формуле (11) – кривая

2; по формуле (12) – кривая 3; по формуле (13) – кривая 4; по формуле (14) – кривая 5; по формуле (15) – кривая 6; кривая 7 – предложенная зависимость.

Анализ графиков, представленных на рис. 3 (а, б), позволил сделать вывод о существующих отличиях в определении влияния степени и скорости деформации на  $K_{иср}$ .

Так, влияние скорости деформации (рис. 3, а) наиболее точно описывают зависимости, предложенные японскими исследователями Гокю и Кихарой (13). Данная зависимость получена при проведении испытаний на растяжение и кручение без учета истинного характера изменения де-

формации и температуры металла в ОД во времени. В то же время формулы (11) и (12), полученные в результате статистической обработки имеющихся в литературе экспериментальных данных, работают хуже, чем модель Гокю и Кихары. Полученные с использованием модели Императорского колледжа (14) расчетные значения (кривая 5 на рис. 3, а) существенно ниже экспериментальных, что требует корректировки коэффициентов  $C_j$ .

Для определения влияния степени деформации на  $K_{лср}$  воспользовались экспериментально полученными данными Василева Я.Д. и Дементиенко А.В. [6]. С этой целью модели (13), (14), (15) были приведены к единому виду (21). Сравнение расчетных и экспериментальных данных (рис. 3, б) показывает, что зависимость (12) достаточно точно учитывает влияние  $\varepsilon$  на  $K_{лср}$ , расхождение не превышает 1 %. Использование в качестве температурной составляющей степенной функции в моделях (13), (15) показывает, что универсальная зависимость, учитывающая влияние температуры на сопротивление деформации материала, не позволяет получить близкие к экспериментальным данные, расхождение составляет более 3 %. Результаты расчетов с использованием зависимостей (11) и (15) показали, что их применение вносит большую погрешность при определении сопротивления деформации.

#### Результаты исследования.

В результате сравнительного анализа зависимостей, описывающих влияние температуры, скорости и степени накопленной деформации на сопротивление деформации нами выбраны наиболее приемлемые и соответствующие экспериментальным данным различных авторов зависимости. Построен алгоритм расчёта сопротивления холодной деформации для условий холодной прокатки полос из низкоуглеродистой стали, учитывающий особенности деформации структуры металла путем переноса и более точной интерпретации известных зависимостей для расчета коэффициентов влияния факторов степени и скорости деформации:

$$\sigma_T = \sigma_{т.ст} + \sigma_{т.днн}$$

$$\sigma_{т.ст} = \sigma_{тер.е} K_t$$

$$\sigma_{тер.е} = \frac{\sigma_{т.исх} \cdot (\varepsilon_\Sigma - \varepsilon_{пр}) + \frac{a}{b+1} \cdot (\varepsilon_\Sigma^{b+1} - \varepsilon_{пр}^{b+1})}{\varepsilon_\Sigma - \varepsilon_{пр}} \quad \text{где}$$

$$\varepsilon_\Sigma, \varepsilon_{пр} = \left[ 1 - \frac{1}{\exp\left(\ln\left(\frac{H}{h}\right) \cdot \frac{\beta_M}{\beta_n}\right)} \right] \cdot 100 \quad (22)$$

$$K_t = a_0 + a_1 m_t + a_2 m_t^2 + a_3 m_t^3 \quad \text{где} \quad m_t = \left( \frac{t - t_{ст}}{t_{пл}} \right)$$

$$\sigma_{\text{т.дин}} = 6651,4 \cdot \left[ \frac{u_{\text{ср}}}{5 \cdot 10^{11} \cdot 60,482^e} \right]^{\frac{\chi \cdot (\Gamma + 273)}{0,14}} \text{ где } u_{\text{ср}} = \frac{v_{\text{пр}}}{l} e_i, \text{ и } e_i = \beta_m \cdot \ln \left( \frac{h_0}{h_1} \right)$$

Результаты расчетов с использованием приведенной методики приведены на рис. 3 (а, б), кривая 7. Обеспечена хорошая сходимость полученных результатов с экспериментальными данными о сопротивлении деформации низкоуглеродистой стали. Сравнение расчетных и экспериментальных данных показало, что расхождение между ними составило 1 – 4 % при скоростях деформации  $1 - 10^3 \text{ с}^{-1}$ , соответствующих условиям холодной прокатки полос. Расхождение расчетных и экспериментальных данных о влиянии степени деформации на  $K_{\text{ср}}$  не превышает 1,5 %.

### **Выводы.**

Выполнен сравнительный анализ и выбраны зависимости для расчета сопротивления холодной деформации низкоуглеродистых сталей при холодной прокатке полос. В основу компонента формулы, связывающего сопротивление деформации с деформационным упрочнением, выбрана зависимость среднеинтегрального значения сопротивления деформации при прокатке. Используются известные эмпирические данные о коэффициенте и показателе упрочнения низкоуглеродистой стали, однако предложено использовать зависимость (8) при переносе результатов экспериментальных исследований и, следовательно, эмпирических коэффициента и показателя упрочнения на условия холодной прокатки полос. В результате приводится в соответствие интенсивность деформации структуры металла в ходе испытания образцов и в моделируемом процессе плоской прокатки. Только за счет этого достигается уточнение влияния упрочнения металла на сопротивление деформации приблизительно на 4 – 5 %.

Влияние температурного фактора учтено использованием экспериментальных данных и их математическим описанием, полученным Василевым Я.Д. и Дементенко А.В. для низкоуглеродистой стали.

Анализ закономерностей влияния фактора скорости деформации показал преимущество использования скоростного компонента Гокю в сравнении со скоростным компонентом других моделей.

В работе предложено использовать вместо параметра скорость деформации параметр скорость изменения интенсивности деформации, как более обоснованного параметра, позволяющего соотносить данные об изменении скорости деформации при различных схемах деформирования в ходе испытаний и при переносе результатов испытаний на конкретный процесс.

1. Ноговицин А.В., Мазур В.Л. Сопротивление деформации листовой стали при холодной прокатке //Изв. Вузов. Черная металлургия. – 1988. – № 2. – С.68–72.

2. *Василев Я.Д.* Инженерные модели и алгоритмы расчёта параметров холодной прокатки. – М.: Металлургия, 1995. – 368 с.
3. *Третьяков А.В., Зюзин В.И.* Механические свойства металлов и сплавов при обработке давлением. – 2-изд. – М., «Металлургия», 1973. – 224 с.
4. *Управление качеством тонколистового проката* // В.Л. Мазур, А.М. Сафьян, И.Ю. Приходько, А.И. Яценко. – К.: «Техника», 1997. – 384 с.
5. *Исследование* предела текучести стали 08кп в диапазоне температур 20...600<sup>0</sup>С / Я.Д.Василев, А.В.Дементенко, С.И.Потаповский и др. // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1988.– № 3.– С. 59 – 62.
6. *Василев Я.Д., Дементенко А.В.* Экспериментальное исследование сопротивления деформации при холодной прокатке малоуглеродистой стали // Теория и практика металлургии. – 2002. – №2. – С. 32 – 40.
7. *Василев Я.Д., Шувяков В.Г.* Дементенко А.В. Влияние скоростных условий холодной деформации на предел текучести малоуглеродистой стали // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1987. – № 3. – С. 15.
8. *Непрерывная прокатка: Коллективная монография.* – Днепропетровск: РВА «Дніпро – ВАЛ», 2002. – 588 с.
9. *Gokyi J., Kichara J., Arimura T., Dkado M.* – “ J. Japan. Techn. Plast”. 1973, V. 14, № 145, p. 160...167.
10. *Металловедение и термическая обработка стали: Справочник – 3-е изд., перераб. и доп.* В 3-х т. Т. II. Основы термической обработки / Под ред. Бернштейна М.Л., Рахштадта А.Г. – М.: «Металлургия», 1983. – 368 с.
11. *Грудев А.П.* Теория прокатки: Учебник для вузов.– М.: «Металлургия», 1988.– 240 с.
12. *Коновалов Ю.В., Налча Г.И., Савранский К.Н.* Справочник прокатчика. М., «Металлургия», 1977. – 312 с.
13. *Грудев А.П., Сигалов Ю.Б.* Методика определения предела текучести металла при холодной прокатке с учетом влияния основных факторов деформации //«Обработка металлов давлением». – М.: «Металлургия», 1971. – № 56.– С.47–56.
14. *Сигалов Ю.Б., Грудев А.П.* Исследование и определение предела текучести стали с учетом влияния температурно – скоростных условий при холодной прокатке //«Металлургия и коксохимия». – вып.23. – Изд-во «Техника», 1970, – С. 63.

*Статья рекомендована к печати д.т.н., проф. Г.В.Левченко*