

УДК 621.7

**В.Н. Трофимов, Т.В. Кузнецова, Т.Е. Мельникова**

Пермский национальный исследовательский политехнический университет

## О ПРОФИЛИРОВАНИИ КАНАЛА ВОЛОЧИЛЬНОГО ИНСТРУМЕНТА

Волочение металлов и сплавов остается одним из наиболее распространенных и высокопроизводительных технологических процессов обработки металлов давлением.

В настоящее время при разработке технологических режимов однократного волочения и проектировании маршрутов многократного волочения наиболее широко используется расчет по коэффициенту запаса

$$\gamma = \sigma_B / \sigma_{\text{вол}} \leq [\gamma],$$

$\sigma_B$  – предел прочности;  $\sigma_{\text{вол}}$  – напряжение волочения;  $\gamma = 1,5 \div 2,5$  – допускаемое значение  $\gamma$ , определяемое опытным путем.

Увеличение коэффициента  $\gamma$  за счет уменьшения  $\sigma_{\text{вол}}$  позволяет снизить энергозатраты процесса волочения, обрывность и дефектность протягиваемой заготовки.

Несмотря на многочисленные исследования процесса волочения, задача повышения его эффективности путем уменьшения деформирующих усилий остается актуальной.

Одним из направлений решения указанной задачи, основным параметром которой является угол наклона образующей канала волокна  $\alpha_B$ , является оптимизация геометрии канала технологического волочильного инструмента.

Теоретический анализ процесса волочения на качественном уровне и практика волочения показывают, что существует зона оптимальных углов  $\alpha_{\text{вол. опт}}$ , в пределах которой напряжение волочения  $\sigma_{\text{вол}}$  принимает минимальное значение [1]. Авторы работы [1] отмечают, что наиболее приемлемые результаты при расчете оптимальных углов канала конической волокна дает формула Ш. Гелеи

$$\sin \alpha_{\text{вол. опт}} = \sqrt{\frac{2,6 f_n \delta}{2 - \delta}},$$

где  $f_n$  – коэффициент трения (закон Кулона);  $\delta = (\lambda - 1)/\lambda$  – относительное обжатие;  $\lambda = F_0/F_1$  – вытяжка;  $F_0$  и  $F_1$  – площадь сечения заготовки до и после волочения.

На практике, как правило, используют стандартные волокна, для которых угол  $\alpha_B$  часто не является оптимальным, что при многократном волочении ведет к увеличению числа переходов, т.е. дробности деформации, повышению дефектности протягиваемого изделия и ухудшению энергосиловых параметров процесса.

При использовании стандартных волокон задача проектирования маршрута волочения заключается в выборе оптимальных вытяжек, обеспечивающих требуемые значения коэффициента  $\gamma$ , а для расчета напряжения волочения широко используется формула, предложенная в работе [1]

$$\bar{\sigma}_{\text{вол}} = \beta \left( \frac{1+a}{a} [1 - \lambda^{-a}] + \bar{\sigma}_q \lambda^{-a} \right), \quad (1)$$

где  $\bar{\sigma}_{\text{вол}} = \sigma_{\text{вол}}/\sigma_S$ ;  $\bar{\sigma}_q = \sigma_q/\sigma_S$ ;  $\sigma_S$  – сопротивление деформации металла, усредненное по очагу деформации;  $\sigma_q$  – напряжение на входе в очаг пластической деформации, учитывающее противонапряжение от внешней силы и от действия упругой зоны;  $a = f_n/\text{tg} \alpha_n$ ;  $f_n$  – коэффициент трения;  $\alpha_n$  – приведенный угол наклона образующей канала волокна, учитывающий влияние калибрующей зоны;  $\beta \approx 1$  – коэффициент, учитывающий форму границ очага пластической деформации.

Также часто применяется упрощенная формула [1]

$$\bar{\sigma}_{\text{вол}} = \ln \lambda [1 + f_n \text{ctg} \alpha_n (1 - \bar{\sigma}_q)] + \bar{\sigma}_q. \quad (2)$$

Расчеты по формулам (1) и (2) не позволяют выявить зону оптимальных углов канала волокон  $\alpha_{\text{вол. опт}}$ . Авторы работы [1] указали, что причиной этого может являться неучет дополнительных пластических сдвигов на входе и выходе из канала волокна. Но в рамках подхода, использованного в работе [1] для определения  $\sigma_{\text{вол}}$ , учесть дополнительные сдвиги невозможно. Необходимо отметить, что уравнения (1) и (2) получены с учетом граничного условия на входе в очаг деформации –  $\sigma_{x|0} = \sigma_q$ , т.е. не учитывали увеличения продольного напряжения на входе в очаг деформации от дополнительных сдвигов.

В работе [2] для учета дополнительных сдвигов и выявления зоны оптимальных углов канала волокон предложена модифицированная формула (2)

$$\bar{\sigma}_{\text{вол}} = \varepsilon [1 + f_n \text{ctg} \alpha_n (1 - \bar{\sigma}_q)] + \bar{\sigma}_q, \quad (3)$$

где  $\varepsilon = \ln \lambda + \frac{4}{3\sqrt{3}} \text{tg} \alpha_B$  – степень деформации, определенная с учетом ее приращения на границах очага деформации [3].

Однако прямая замена величины  $\ln \lambda$  величиной  $\varepsilon$  не совсем корректна, так как углы  $\alpha_B$  и  $\alpha_n$  в формуле (3)

имеют разные значения, а при умножении величины  $\varepsilon$  на слагаемые в квадратных скобках в формуле (3) появляются выражения, физический смысл которых нельзя объяснить. Кроме того, невозможно непосредственное использование величины  $\varepsilon$  в формуле (1).

Для определения напряжения волочения на выходе из конической части канала волокна  $\sigma_k$  (без учета калибрующей зоны) используем граничное условие  $\sigma_{x|_{x=0}} = \sigma_q + \Delta\sigma_{1\text{доп}}$ , где  $\Delta\sigma_{1\text{доп}}$  – приращение продольного напряжения на входе в очаг деформации за счет дополнительных сдвигов. Также учтем, что на выходе из конической части канала за счет дополнительных сдвигов напряжение волочения возрастает на величину  $\Delta\sigma_{2\text{доп}}$ .

Таким образом, напряжение  $\sigma_k$  можно определить

$$\sigma_k = \sigma'_k + \Delta\sigma_{2\text{доп}}, \quad (4)$$

где  $\sigma'_k$  – продольное напряжение в очаге деформации, определяемое по формулам (1) или (2) с учетом принятого граничного условия.

Для определения величин  $\Delta\sigma_{1\text{доп}}$  и  $\Delta\sigma_{2\text{доп}}$  используем метод баланса мощностей.

Мощность, затрачиваемая на дополнительный сдвиг частицы материала на границе зоны деформации, являющейся поверхностью разрыва скорости, определяется выражением [4]

$$N_{\text{сдв}} = \int_S \tau_s |\Delta V_{II}| dS = \frac{1}{\sqrt{3}} \sigma_s \int_S |\Delta V_{II}| dS, \quad (5)$$

где  $\Delta V_{II} = V''_{II} - V'_{II}$  – разрыв составляющей скорости, параллельной поверхности разрыва;  $V'_{II}$  и  $V''_{II}$  – параллельная составляющая скорости до и после поверхности разрыва;  $S$  – площадь поверхности разрыва;  $\sigma_s$  и  $\tau_s$  – сопротивление деформации и сопротивление деформации при сдвиге.

Поскольку перпендикулярная составляющая скорости частицы  $V_{\perp}$  при переходе через поверхность разрыва не изменяется, то для принятой схемы очага деформации (рис. 1) угол наклона произвольной линии тока  $\alpha$  и осевая составляющая скорости на входе в зону деформации определяются выражениями [3]

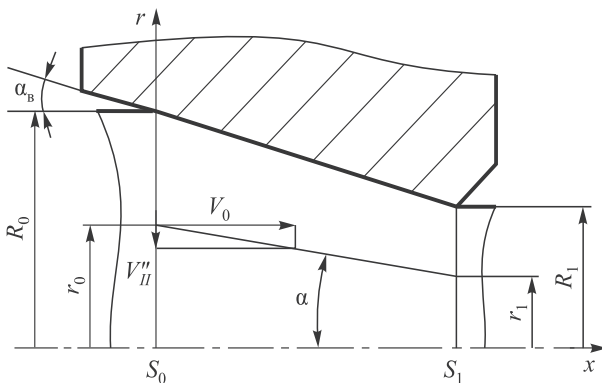


Рис. 1. Схема очага деформации

$$\text{tg} \alpha = \bar{r} \text{tg} \alpha_b; \bar{r} = r_0/R_0 = r_1/R_1 = \text{const}; V_x = V_0.$$

На границе  $S_0$  разрыв скорости равен ( $V'_{II} = 0$ )

$$\Delta V_{II} = V_0 \bar{r} \text{tg} \alpha_b = V_1 \left( \frac{R_1}{R_0} \right)^2 \bar{r} \text{tg} \alpha_b. \quad (6)$$

Из выражений (6) и (5) определим мощность сил сдвига на границе  $S_0$

$$N_{\text{сдв}} = \frac{2}{3\sqrt{3}} \sigma_s \pi R_0^2 \text{tg} \alpha_b V_0. \quad (7)$$

С другой стороны, мощность сил сдвига можно определить  $N_{\text{сдв}} = \Delta\sigma_{1\text{доп}} \pi R_0^2 V_0$ .

Из последнего выражения получим

$$\Delta\sigma_{1\text{доп}} = \frac{2}{3\sqrt{3}} \sigma_s \text{tg} \alpha_b = 0,385 \sigma_s \text{tg} \alpha_b. \quad (8)$$

Аналогично можно показать, что мощность сил сдвига на границе  $S_1$  также определяется формулой (7), а приращение напряжения  $\Delta\sigma_{2\text{доп}}$  – формулой (8).

С учетом выражений (4) и (8), формулы (1) и (2) примут вид

$$\bar{\sigma}_k = \left( 1 + \frac{\text{tg} \alpha_b}{f_n} \right) (1 - \lambda^{-a}) + \bar{\sigma}_q \lambda^{-a} + 0,385 \text{tg} \alpha_b (1 + \lambda^{-a}); \quad (9)$$

$$\bar{\sigma}_k = \ln \lambda [1 + f_n \text{ctg} \alpha_b (1 - \bar{\sigma}_q) - 0,385 f_n] + \bar{\sigma}_q + 0,77 \text{tg} \alpha_b, \quad (10)$$

где  $\bar{\sigma}_k = \sigma_k / \sigma_s$  – относительное напряжение волочения на выходе из зоны деформации.

Результаты расчета относительного напряжения волочения по формулам (1) – (3), (9) и (10) приведены на рис. 2.

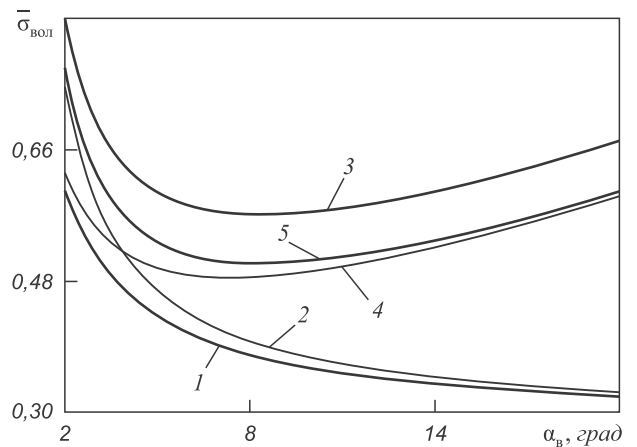


Рис. 2. Зависимость относительного напряжения  $\bar{\sigma}_k$

от угла  $\alpha_b$  ( $f_n = 0,1$ ;  $\lambda = 1,2$ ;  $\bar{\sigma}_q = 0$ ):

1 – формула (1); 2 – формула (2); 3 – формула (3); 4 – формула (9); 5 – формула (10)

Из рис. 2 видно, что формулы (1) и (2) не выявляют зоны оптимальных углов. Кроме того, они дают заниженные значения  $\bar{\sigma}_k$ , что может привести к неоправданному завышению расчетных значений коэффициента  $\gamma$ .

Расчет по формулам (3), (9) и (10) позволяет выявить зону оптимальных углов, однако величина напряжений волочения в области оптимальных углов существенно различается: формула (9) дает наименьшее значение, а формула (3) – наибольшее, что объясняется использованием упрощений, принятых при ее выводе, а также указанными недостатками непосредственного применения величины степени деформации  $\epsilon$ .

Анализ результатов расчета напряжения волочения по формулам (3), (9) и (10) для других значений  $\lambda$ ,  $f_n$  и  $\bar{\sigma}_q$  показывает, что с их уменьшением расчетные значения  $\bar{\sigma}_k$  сближаются, однако указанное различие результатов сохраняется. Поэтому применение формулы (9) в проектировочных расчетах следует признать более правильным, так как завышение значения напряжения волочения и, следовательно, уменьшение коэффициента запаса  $\gamma$  необходимо компенсировать уменьшением вытяжки  $\lambda$  [1], что ведет к увеличению дробности деформации, необходимости более частых отжигов и увеличению себестоимости готовой продукции.

Получим соотношения для определения оптимальных углов конических волок из условия  $d\bar{\sigma}_k/d\text{tg}\alpha_b = 0$ .

Из формул (9) и (10) после преобразований получим

$$\frac{d\bar{\sigma}_k}{d\text{tg}\alpha_b} = \frac{1}{f_n^2} (1 - \lambda^{-a}) - \frac{\lambda^{-a} \ln \lambda}{\text{tg}^2 \alpha_b} \times [1 - f_n \bar{\sigma} + \text{tg}\alpha_b / f_n - 0,385 \text{tg}\alpha_b] = 0; \quad (11)$$

$$\frac{d\bar{\sigma}_k}{d\text{tg}\alpha_b} = 0,77 - \ln \lambda \frac{f_n}{\text{tg}^2 \alpha_b} (1 - \bar{\sigma}) = 0. \quad (12)$$

Решение трансцендентного уравнения (11) можно получить численно или графически с использованием математического процессора MathCAD.

Уравнение (12) имеет решение в явном виде, аналогичное решению, полученному в работе [2]

$$\text{tg}\alpha_b = 1,14 \sqrt{f_n \ln \lambda (1 - \bar{\sigma}_q)}. \quad (13)$$

Анализ решений по уравнению (11) и формуле (13) показывает, что с увеличением  $f_n$ ,  $\lambda$  и уменьшением  $\bar{\sigma}_q$  зона оптимальных углов смещается в область больших значений, и наоборот. Однако полученные значения оптимальных углов могут существенно различаться.

На рис. 3 приведены результаты расчета оптимальных углов канала волокна в зависимости от вытяжки по формуле Ш. Гелеи. При отсутствии противонапряжения результаты расчета по формуле Ш. Гелеи и по формуле (13) практически совпадают. Расчет с использованием уравнения (11) дает меньшие значения и с увеличением  $\lambda$  разность результатов возрастает. При  $\lambda = 1,3$  разность рассчитанных оптимальных углов  $\Delta\alpha_b$  дости-

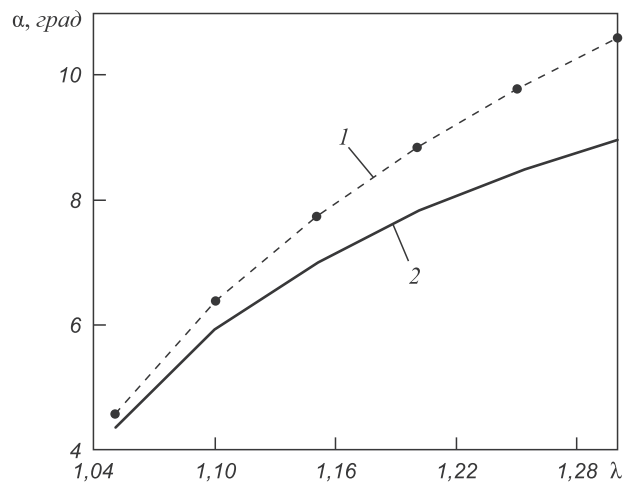


Рис. 3. Оптимальные углы канала волокна ( $f_n = 0,1$ ;  $\bar{\sigma}_q = 0$ ):  
1 – расчет по формуле (13); 2 – расчет по уравнению (11);  
точки – расчет по формуле Ш. Гелеи

гает  $\approx 1,65^\circ$  ( $2\Delta\alpha_b \approx 3,3^\circ$ ). Опыт волочения показывает, что такое отклонение углов от оптимальных значений может существенно влиять на обрывность и энергосиловые параметры процесса волочения.

При наличии противонапряжения оптимальные углы, рассчитанные по уравнению (11) и формуле (13), имеют меньшие значения, чем рассчитанные по формуле Ш. Гелеи.

Таким образом, при проектировании маршрута волочения для расчета напряжения волочения и определения оптимальных углов канала волочильного инструмента правильнее использовать формулы (9) и (11), а при  $\lambda \leq 1,1$  и  $f_n \leq 0,03$  также можно использовать приближенные формулы (10) и (13).

Для учета влияния калибрующей зоны канала волок используем формулу Емельяненко П.Т. и Альшевского Л.Е. [1], которая с учетом принятых в данной работе обозначений может быть представлена в виде

$$\bar{\sigma}_{\text{вол}} = 1 - (1 - \bar{\sigma}_k) \exp(-\delta_k), \quad (14)$$

где  $\bar{\sigma}_{\text{вол}} = \sigma_s$  – полное относительное напряжение волочения с учетом влияния калибрующей зоны;  $\delta_k = 4f_n l_k / D_k$ ;  $l_k$  и  $D_k$  – длина и диаметр калибрующей зоны.

Для удобства практического применения формулы (14) упростим ее. Для этого разложим экспоненту в ряд и отбросим члены ряда второго порядка и выше. Используя формулы (12) и (13), получим

$$\bar{\sigma}_{\text{вол}} = 1 - [1 - (1 + \text{tg}\alpha_b / f_n)(1 - \lambda^{-a}) - \bar{\sigma}_q \lambda^{-a} - 0,385 \text{tg}\alpha_b (1 + \lambda^{-a})](1 - \delta_k); \quad (15)$$

$$\bar{\sigma}_{\text{вол}} = 1 - \{1 - \ln \lambda [1 + f_n \text{tg}\alpha_b (1 - \bar{\sigma}_q) - 0,385 f_n] - \bar{\sigma}_q - 0,77 \text{tg}\alpha_b\} (1 - \delta_k). \quad (16)$$

Сравнение результатов расчета  $\bar{\sigma}_{\text{вол}}$  по формулам (14), (15) и (16) показывает, что разность результатов

не превышает 1,5 % ( $\delta_k \leq 0,16$  при  $f_n = 0,05 \div 0,08$  и  $l_k/D_k = 0,3 \div 0,5$  [1]).

**Выводы.** Получены формулы для расчета напряжения волочения и определения оптимальных углов канала волочительного инструмента, учитывающие дополнительные сдвиги на входе и выходе зоны деформации. Показано, что оптимальные углы зависят от коэффициента трения, вытяжки и противонапряжения. Определено, что при малых значениях вытяжки и коэффициента трения возможно применение приближенных формул.

УДК: 621.746.27

*Н.А. Краюшкин, Н.П. Кузнецова*

Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»

## ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ РЕЖИМОВ ЗАТВЕРДЕВАНИЯ КРУГЛЫХ СОРТОВЫХ ЗАГОТОВОК ИЗ ВЫСОКОКАЧЕСТВЕННЫХ МАРОК СТАЛЕЙ ПРИ ПОЛУНЕПРЕРЫВНОЙ РАЗЛИВКЕ СТАЛИ

Непрерывная разливка стали в значительной мере определяет эффективность современного сталеплавильного производства. Но, как известно, сортовые заготовки из высококачественных марок сталей (хромистые, хромоникелевые, хромоникельмарганцовистые, легированные титаном и алюминием, конструкционные и т.п.) выгоднее получать на установках полунепрерывной разливки стали (УПНРС). В связи с этим актуальна задача совершенствования оборудования и технологии полунепрерывной разливки в целях обеспечения высокого качества полунепрерывнолитых заготовок (ПНЛЗ) при высокой производительности агрегатов.

Одна из основных проблем повышения качества полунепрерывнолитых круглых заготовок заключается в устранении или уменьшении различного рода трещин, особенно овалностей и продольных горячих трещин, причиной возникновения и развития которых являются напряжения в формирующемся полунепрерывном слитке, возникающие в кристаллизаторе и превышающие предел прочности металла. По данным работы [1], появление этих напряжений в основном обусловлено изменяющимся во времени температурным полем оболочки слитка. Это изменение особенно заметно в области, где корочка затвердевающего металла начинает отходить от гильзы кристаллизатора. В этой области происходит резкий разогрев поверхности металла, что ведет к появлению различных дефектов и трещин [2, 3]. Таким образом, качество круглых полунепрерывных заготовок во многом зависит от условий их охлаждения.

В данной работе обобщаются основные рекомендации по организации рационального режима охлаждения, при котором вероятность образования трещин

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Перлин И.Л., Ерманок М.З. Теория волочения. – М.: Металлургия, 1971. – 448 с.
2. Колмогоров Г.Л., Латышева Т.В., Филиппов В.Б. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2007. № 4. С. 41 – 43.
3. Колмогоров Г.Л. Гидродинамическая смазка при обработке металлов давлением. – М.: Металлургия, 1986. – 168 с.
4. Джонсон У., Меллор П. Теория пластичности для инженеров. – М.: Машиностроение, 1979. – 567 с.

© 2012 г. В.Н. Трофимов, Т.В. Кузнецова,  
Т.Е. Мельникова

Поступила 28 января 2012 г.

круглого слитка в кристаллизаторе минимальна. На основе математического моделирования процесса затвердевания проводится поиск рационального режима охлаждения полунепрерывнолитых круглых заготовок из высококачественных марок сталей с диаметром 250 мм. Анализ выполняется на основе рассмотрения процессов затвердевания полунепрерывнолитых заготовок в кристаллизаторе. При этом физико-химический процесс кристаллизации из рассмотрения исключается.

Для описания процесса затвердевания за основу принималось дифференциальное уравнение энергии с внутренними источниками тепла, особенностью которого является учет выделения теплоты кристаллизации. В общем виде уравнение энергии при наличии внутренних источников тепла записывается в виде [1]:

$$\left( \frac{dh}{dt} \right) = \text{div} (\lambda \text{ grad } T) + q_v, \quad (1)$$

где  $dh/dt$  – полная (субстанциальная) производная энthalпии по времени, Дж/(м<sup>3</sup>·с);  $q_v$  – объемная плотность внутренних источников тепла, Вт/м<sup>3</sup>;  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К);  $T$  – температура, К.

Представленное дифференциальное уравнение энергии рассматривает кристаллизацию полунепрерывного слитка как результат одновременного протекания тепловых, диффузионных и гидродинамических явлений. В строгой постановке оно должно быть дополнено дифференциальным уравнением диффузии. Однако реализация такой модели встречает серьезные трудности, поэтому в инженерной практике вводятся упрощения