

УДК 621.8:539.32

НАПРЯЖЕНИЯ НАЧАЛА ПРОТЯЖКИ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ЗАГОТОВКИ ПРИ ГОРЯЧЕЙ КОВКЕ В КОМБИНИРОВАННЫХ БОЙКАХ

Базайкин В.И.¹, д.т.н., профессор кафедры высшей математики (bazaykin.vi@yandex.ru)

Темляцков М.В.¹, д.т.н., профессор, проректор по научной работе и инновациям

Бобров Б.Ю.², главный специалист службы главного механика

¹ Сибирский государственный индустриальный университет

(654007, Россия, Кемеровская обл., г. Новокузнецк, ул. Кирова, 42)

² ОАО «ЕВРАЗ – Объединенный Западно-Сибирский металлургический комбинат»

(654043, Россия, Кемеровская обл., г. Новокузнецк, Космическое шоссе, 16)

Аннотация. Построена модель горячей протяжки стальных цилиндрических заготовок небольшого диаметра в комбинированных бойках для получения поволоков круглого сечения. Рассматривается схема плоской деформации. Расчет напряженного состояния является развитием решения задачи Мичела для упругого клина, задачи Фламана для полубесконечной пластины, а также предложенного ранее метода оценки перехода в пластическое состояние заготовки при протяжке в плоских бойках. Температурные напряжения не рассматриваются; от температуры зависит модуль упругости материала заготовки. Определены поля тензоров упругих напряжений в заготовке, обусловленных действием трех сосредоточенных сил, построено поле суммарных напряжений, зависящее от угла выреза нижнего бойка. Получена оценка напряжений в зоне предполагаемого пластического течения в сечении заготовки, опирающаяся на предельные значения интенсивности тензора упругих напряжений, обусловленного действием трех сосредоточенных усилий. Рассмотрен пример протяжки заготовки из стали 45. Отождествляя предельную интенсивность упругих деформаций $\varepsilon_{уп}$ с техническим пределом текучести $\varepsilon_{0,2} = 0,002$, оценив модуль упругости стали 45 значением 100 ГПа при температуре 950 °С, получили значения коэффициента нагрузки в момент перехода части материала заготовки в пластическое состояние и распределения компонент суммарного тензора напряжений. Уровень интенсивности напряжений, соответствующий переходу материала заготовки в пластическое состояние, определил границу пластической зоны. Представлены соответствующие графики. Получена зависимость распределения компонент тензора напряжений от угла выреза нижнего бойка. Подтверждена оптимальность значения (120°) угла выреза нижнего бойка для операций протяжки заготовки.

Ключевые слова: модель, ковка, протяжка, комбинированные бойки, сталь, цилиндрическая заготовка, модуль упругости, усилие на единицу длины заготовки, напряжения, зона пластического течения, графики напряжений, угол выреза нижнего бойка, сечение заготовки.

Горячая протяжка стальных цилиндрических заготовок небольшого (до 300 мм) диаметра в комбинированных бойках обеспечивает относительно невысокие усилия ковки. При назначении режима протяжки [1] для новых технологий ковки [2, 3] необходимо учитывать формирование и развитие зон пластического течения в сечении заготовки. В частности, назначение величины уклона за одно обжатие определяется размером такой зоны. Спектр методов решения модельных задач для анализа напряжений протяжки широк, от классических [1] до представления заготовки вязкоупругим телом Максвелла, подвергнутым ударным нагрузкам [4].

В настоящей работе представлена оценка формирования зоны пластического течения для схемы с комбинированными бойками. Оценка основана на предельных значениях интенсивности тензора упругих напряжений, обусловленного действием трех сосредоточенных усилий. Рассматривается схема плоской деформации, уравновешенные сосредоточенные усилия на единицу длины цилиндра приложены к заготовке в точках ее контакта с бойками (рис. 1, а). Расчет напряженного состояния является развитием решения задачи Мичела [5] для упругого клина, задачи Фламана для полубесконечной пластины [6] и метода [7] оценки

перехода в пластическое состояние круглой заготовки при протяжке в плоских бойках. Известны методы аналитического расчета поля температур в схеме плоской деформации [8], однако ввиду малости диаметра заготовки температурные напряжения, подобные представленным в работе [9], не рассматриваются; от температуры зависит модуль упругости E (модуль Юнга) первого рода.

Определим напряжения на поверхности цилиндра радиусом R , обусловленные усилиями P на единицу длины цилиндра, приложенными в точках A , B и C сечения цилиндра (рис. 1, а). На рис. 1, а точка M – произвольная точка поверхности цилиндра; γ – угловая координата точек B и C контакта сечения цилиндра с вырезным бойком; r_a , r_b , r_c – расстояния от точки M до точек контакта сечения с бойками; φ_a , φ_b , φ_c – угловые координаты точки M относительно точек контакта; X_1 , X_2 и Y_1 , Y_2 – декартова система координат с центром в точках A и O ; α_a , α_b , α_c – угловые координаты полярного радиуса OM относительно продолжений прямых OA , OB , OC . Из геометрических соотношений следует, что $\varphi_a + \varphi_b = 1/2(\pi - \gamma)$; $\varphi_c - \varphi_b = \gamma$; $\alpha_a = 2\varphi_a$; $\alpha_b = 2\varphi_b$; $\alpha_c = 2\varphi_c$; $r_a = 2R \cos \varphi_a$; $r_b = 2R \cos \varphi_b$; $r_c = 2R \cos \varphi_c$.

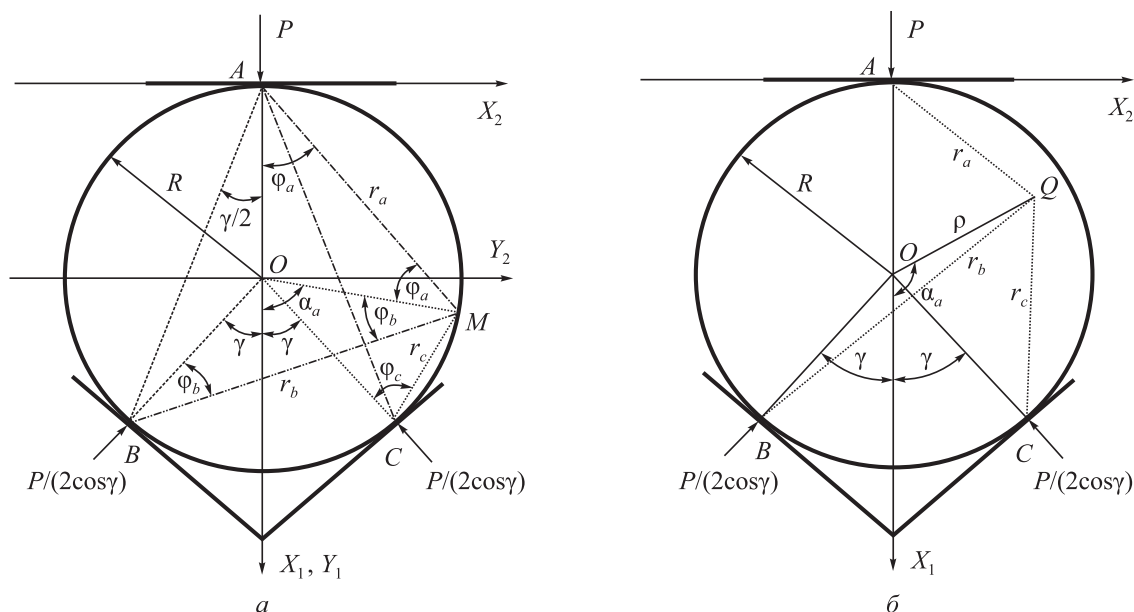


Рис. 1. К определению напряжений в точках поверхности заготовки (а) и в точках ее тела (б)

Fig. 1. The definition of stresses in points of billet surface (a) and in points of its body (b)

Радиальные напряжения $\sigma_r^A, \sigma_r^B, \sigma_r^C$ в любой точке M поверхности цилиндра от усилий в точках A, B и C имеют постоянные значения и направлены соответственно вдоль отрезков AM, BM, CM :

$$\sigma_r^A = -\frac{P}{\pi R}, \quad \sigma_r^B = \sigma_r^C = -\frac{P}{2\pi R \cos \gamma}.$$

При этом окружные σ_ϕ^A и касательные τ напряжения в полярной системе координат с полюсом в точке приложения сосредоточенного усилия равны нулю. Тензор напряжений Σ^A , обусловленный усилием P , примененным в точке A , в декартовой системе координат X_1, X_2 имеет следующий вид:

$$\Sigma^A = -\frac{2P}{\pi r_a^4} \begin{pmatrix} x_1^3 & x_1^2 x_2 \\ x_1^2 x_2 & x_1 x_2^2 \end{pmatrix} = -\frac{P}{\pi R} \begin{pmatrix} \cos^2 \frac{\alpha_a}{2} & \frac{1}{2} \sin \alpha_a \\ \frac{1}{2} \sin \alpha_a & \sin^2 \frac{\alpha_a}{2} \end{pmatrix}, \quad 0 \leq \alpha_a \leq \pi. \quad (1)$$

Представление тензора Σ^A через полярный угол α_a в уравнении (1) является инвариантным. В своих координатных системах, связанных с точками B и C приложения усилий $P/(2\cos\gamma)$, тензоры напряжений Σ^B и Σ^C можно представить

$$\Sigma^B = -\frac{P}{2\pi R \cos \gamma} \begin{pmatrix} \cos^2 \frac{\alpha_b}{2} & \frac{1}{2} \sin \alpha_b \\ \frac{1}{2} \sin \alpha_b & \sin^2 \frac{\alpha_b}{2} \end{pmatrix}, \quad 0 \leq \alpha_b \leq \pi; \quad (2)$$

$$\Sigma^C = -\frac{P}{2\pi R \cos \gamma} \begin{pmatrix} \cos^2 \frac{\alpha_c}{2} & \frac{1}{2} \sin \alpha_c \\ \frac{1}{2} \sin \alpha_c & \sin^2 \frac{\alpha_c}{2} \end{pmatrix}, \quad 0 \leq \alpha_c \leq \pi. \quad (3)$$

Приведем тензоры из выражений (2) и (3) к точке A : $\Sigma^{AB} = \Pi_{\pi-\gamma}^{-1} \Sigma^B \Pi_{\pi-\gamma}$; $\Sigma^{AC} = \Pi_{\gamma-\pi}^{-1} \Sigma^C \Pi_{\gamma-\pi}$; здесь $\Pi_{\pi-\gamma}$ и $\Pi_{\gamma-\pi}$ – матрицы поворота ортогональной системы координат на углы $(\pi - \gamma)$ и $(\gamma - \pi)$ соответственно. Получаем

$$\Sigma^{AB} = -\frac{P}{2\pi R \cos \gamma} \begin{pmatrix} \cos^2 \left(\frac{\alpha_b}{2} + \gamma \right) & \frac{1}{2} \sin (\alpha_b + 2\gamma) \\ \frac{1}{2} \sin (\alpha_b + 2\gamma) & \sin^2 \left(\frac{\alpha_b}{2} + \gamma \right) \end{pmatrix};$$

$$\Sigma^{AC} = -\frac{P}{2\pi R \cos \gamma} \begin{pmatrix} \cos^2 \left(\frac{\alpha_b}{2} - \gamma \right) & \frac{1}{2} \sin (\alpha_b - 2\gamma) \\ \frac{1}{2} \sin (\alpha_b - 2\gamma) & \sin^2 \left(\frac{\alpha_b}{2} - \gamma \right) \end{pmatrix}.$$

Суммарный тензор напряжений в точках поверхности цилиндра, обусловленный действием всех усилий, передаваемых бойками, оказывается постоянным шаровым тензором:

$$\Sigma_{\Pi} = \Sigma^A + \Sigma^{AB} + \Sigma^{AC} = -\frac{P}{\pi R} \frac{\cos^2 \frac{\gamma}{2}}{\cos \gamma} \begin{pmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{pmatrix}.$$

Таким образом, для выполнения граничных условий (равенства нулю в точках поверхности заготовки компонент поля тензора напряжений, определенных в теле заготовки) надо наложить на поле напряжений, дейст-

вующих внутри цилиндра под действием усилийковки, поле постоянного тензора:

$$\Sigma_{\Gamma} = \frac{P}{\pi R} \frac{\cos^2 \gamma}{\cos \gamma} \begin{pmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{pmatrix}.$$

Найдем поле суммарного тензора напряжений в теле заготовки под действием всех усилийковки. Пусть Q – внутренняя точка сечения заготовки. Введем в сечении полярную систему координат (рис. 1, б); α – полярный угол, $0 \leq \alpha < 2\pi$; ρ – полярный радиус точки Q . Нетрудно показать, что

$$\begin{aligned} r_a^2 &= R^2 + \rho^2 + 2\rho R \cos \alpha, \\ \cos \varphi_a &= \frac{1}{r_a} (R + \rho \cos \alpha); \\ r_b^2 &= R^2 + \rho^2 - 2\rho R \cos(\alpha + \gamma), \\ \cos \varphi_b &= \frac{1}{r_b} (R - \rho \cos(\alpha + \gamma)); \\ r_c^2 &= R^2 + \rho^2 - 2\rho R \cos(\alpha - \gamma), \\ \cos \varphi_c &= \frac{1}{r_c} (R - \rho \cos(\alpha - \gamma)). \end{aligned} \quad (4)$$

Введем безразмерный полярный радиус $\xi = \rho/R$, $0 \leq \xi \leq 1$. Тензор напряжений Σ_Q^A в точке Q , обусловленный усилием в точке A , в локальном декартовом базисе и в безразмерных полярных координатах имеет следующий вид:

$$\begin{aligned} \Sigma_Q^A &= -\frac{2P}{\pi r_a^4} \begin{pmatrix} x_1^3 & x_1^2 x_2 \\ x_1^2 x_2 & x_1 x_2^2 \end{pmatrix} = -\frac{2P}{\pi R} \frac{1 + \xi \cos \alpha}{(1 + \xi^2 + 2\xi \cos \alpha)^2} \times \\ &\times \begin{pmatrix} (1 + \xi \cos \alpha)^2 & (1 + \xi \cos \alpha) \xi \sin \alpha \\ (1 + \xi \cos \alpha) \xi \sin \alpha & \xi^2 \sin^2 \alpha \end{pmatrix}. \end{aligned}$$

Используя зависимости (4), можно получить тензоры напряжений Σ_Q^B , Σ_Q^C , представляющие результаты действия в точке Q усилий $P/(2 \cos \gamma)$, приложенных в точках B и C :

$$\begin{aligned} \Sigma_Q^B &= -\frac{2P}{\pi R \cos \gamma} \frac{1 + \xi \cos(\alpha + \gamma)}{(1 + \xi^2 + 2\xi \cos(\alpha + \gamma))^2} \times \\ &\times \begin{pmatrix} (1 + \xi \cos(\alpha + \gamma))^2 & (1 + \xi \cos(\alpha + \gamma)) \xi \sin(\alpha + \gamma) \\ (1 + \xi \cos(\alpha + \gamma)) \xi \sin(\alpha + \gamma) & \xi^2 \sin^2(\alpha + \gamma) \end{pmatrix}; \\ \Sigma_Q^C &= -\frac{2P}{\pi R \cos \gamma} \frac{1 + \xi \cos(\alpha - \gamma)}{(1 + \xi^2 + 2\xi \cos(\alpha - \gamma))^2} \times \\ &\times \begin{pmatrix} (1 + \xi \cos(\alpha - \gamma))^2 & (1 + \xi \cos(\alpha - \gamma)) \xi \sin(\alpha - \gamma) \\ (1 + \xi \cos(\alpha - \gamma)) \xi \sin(\alpha - \gamma) & \xi^2 \sin^2(\alpha - \gamma) \end{pmatrix}. \end{aligned}$$

Суммируя значения Σ_Q^A , Σ_Q^B , Σ_Q^C и величину Σ_{Γ} , учитывая граничные условия, получаем модель поля тензора напряжений в теле цилиндрической заготовки в началековки в комбинированных бойках, когда изменением формы сечения заготовки можно пренебречь:

$$\begin{aligned} \Sigma &= \Sigma_Q^A + \Sigma_Q^B + \Sigma_Q^C + \Sigma_{\Gamma} = \begin{pmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} \\ \sigma_{12} & \sigma_{22} \end{pmatrix}; \\ \sigma_{11} &= -\frac{P}{\pi R} \left[\frac{2(1 + \xi \cos \alpha)^3}{(1 + \xi^2 + 2\xi \cos \alpha)^2} + \frac{(1 - \xi \cos(\alpha + \gamma))^3}{\cos \gamma (1 + \xi^2 - 2\xi \cos(\alpha + \gamma))^2} + \frac{(1 - \xi \cos(\alpha - \gamma))^3}{\cos \gamma (1 + \xi^2 - 2\xi \cos(\alpha - \gamma))^2} - \frac{\cos^2 \frac{\gamma}{2}}{\cos \gamma} \right]; \\ \sigma_{22} &= -\frac{P}{\pi R} \left[\frac{2(1 + \xi \cos \alpha) \xi^2 \sin^2 \alpha}{(1 + \xi^2 + 2\xi \cos \alpha)^2} + \frac{(1 - \xi \cos(\alpha + \gamma)) \xi^2 \sin^2(\alpha + \gamma)}{\cos \gamma (1 + \xi^2 - 2\xi \cos(\alpha + \gamma))^2} + \frac{(1 - \xi \cos(\alpha - \gamma)) \xi^2 \sin^2(\alpha - \gamma)}{\cos \gamma (1 + \xi^2 - 2\xi \cos(\alpha - \gamma))^2} - \frac{\cos^2 \frac{\gamma}{2}}{\cos \gamma} \right]; \\ \sigma_{12} &= -\frac{P}{\pi R} \left[\frac{2(1 + \xi \cos \alpha)^2 \xi \sin \alpha}{(1 + \xi^2 + 2\xi \cos \alpha)^2} - \frac{(1 - \xi \cos(\alpha + \gamma))^2 \xi \sin(\alpha + \gamma)}{\cos \gamma (1 + \xi^2 - 2\xi \cos(\alpha + \gamma))^2} - \frac{(1 - \xi \cos(\alpha - \gamma))^2 \xi \sin(\alpha - \gamma)}{\cos \gamma (1 + \xi^2 - 2\xi \cos(\alpha - \gamma))^2} \right]. \end{aligned}$$

Напомним, что компоненты тензора Σ представлены в локальном декартовом базисе окрестности любой точки сечения заготовки, такой базис соосен глобальной декартовой системе координат X_1, X_2 ; компоненты тензора выражены через безразмерные полярные координаты точки плоскости сечения заготовки с полюсом в центре сечения. В задаче плоской деформации нормальные напряжения σ_{33} к плоскости поперечного сечения заготовки определяются по следующим формулам: $\sigma_{33} = \mu(\sigma_{11} + \sigma_{22})$ – в упругих областях; $\sigma_{33} = 0,5(\sigma_{11} + \sigma_{22})$ – в пластической области заготовки; здесь μ – коэффициент Пуассона.

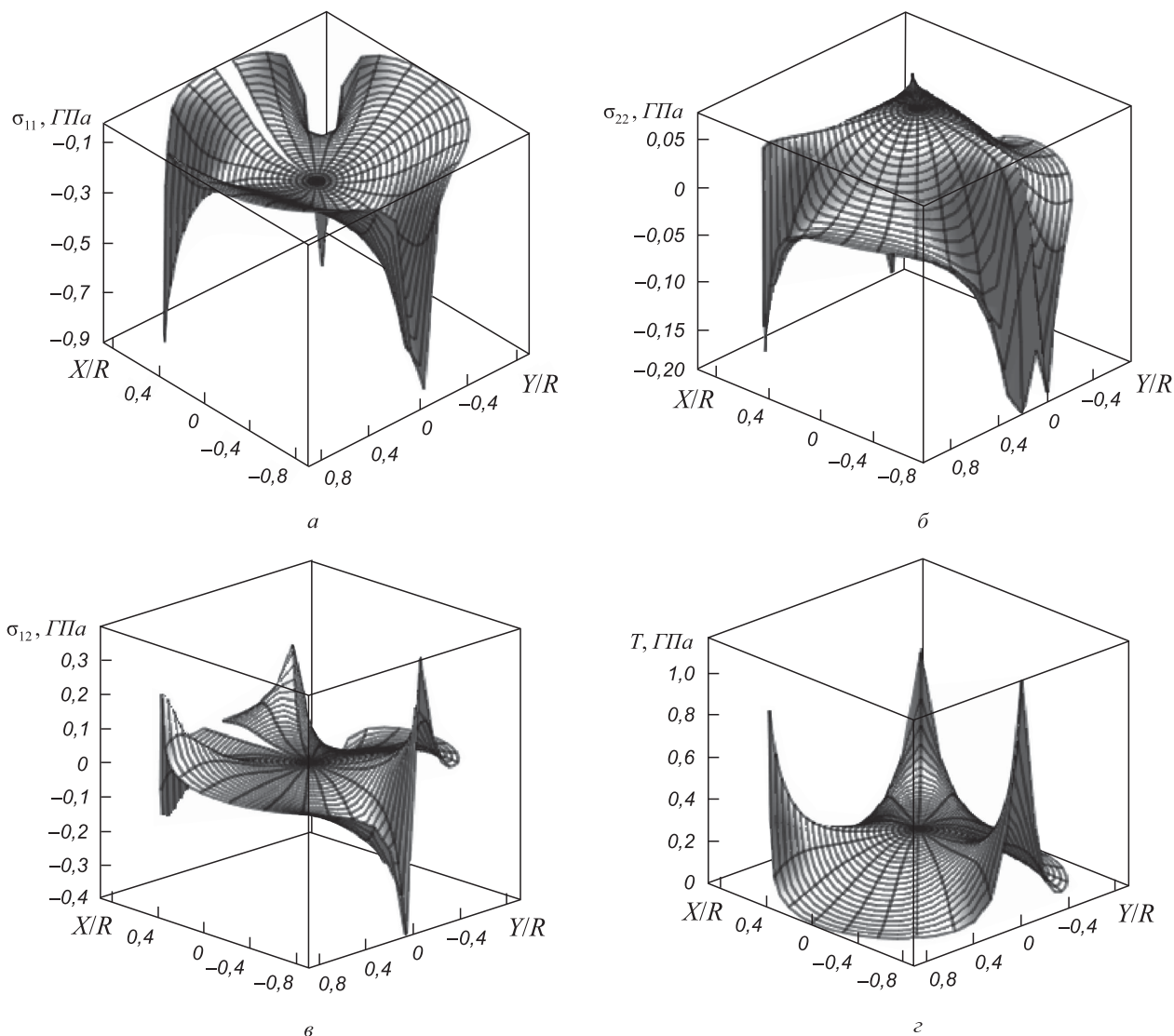


Рис. 2. Графики компонент тензора напряжений в сечении заготовки в локальном декартовом базисе и в цилиндрических координатах: *a* и *б* – нормальные напряжения σ_{11} и σ_{22} ; *в* – касательные напряжения σ_{12} ; *г* – интенсивность напряжений T

Fig. 2. Graphs of a component tensor of stresses in billet cross-section in local Cartesian base and in cylindrical coordinates: *a* and *б* – normal stresses σ_{11} and σ_{22} ; *в* – tangent stresses σ_{12} ; *г* – intensity of stresses T

Рассмотрим интерпретацию полученных результатов. Участвующая в выражениях компонент тензора Σ величина P/R в задаче плоской деформации имеет размерность напряжения, так как P – усилие, действующее на единицу длины линии контакта вдоль заготовки. Будем считать материал заготовки упругим. В настоящей работе рассматривается момент перехода материала в состояние пластического течения. Как и в работе [7], примем величину P/R за характеристику материала заготовки при его одноосном нагружении – интенсивностью упругих напряжений. Определим предельное значение интенсивности упругих напряжений $\sigma_{уп} = P/R = E\varepsilon_{уп}$ и отождествим параметр $\sigma_{уп}$ с интенсивностью напряжений пластического течения:

$$T_{пл} = \frac{\sqrt{3}}{2} \sqrt{(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 4\sigma_{12}^2} = \sigma_{уп}.$$

Предельную интенсивность упругих деформаций $\varepsilon_{уп}$ отождествим с техническим пределом текучести $\varepsilon_{0,2} = 0,002$. Используя справочные данные [10], оценим модуль упругости стали 45 при температуре 950 °С: $E = 100$ ГПа. Отсюда значения коэффициента $P/(\pi R)$ в момент перехода части материала заготовки в пластическое состояние без изменения формы ее поперечного сечения, определяемая формулой: $P/(\pi R) = (1/\pi)E\varepsilon_{уп} = (1/\pi) \cdot 100 \cdot 10^9 \cdot 2 \cdot 10^{-3} = 63,7$ МПа, и предела текучести материала $\sigma_{уп} = T_{пл} = 0,2$ ГПа.

На рис. 2 показаны графики компонент σ_{11} , σ_{22} , σ_{12} тензора Σ напряжений и интенсивности T напряжений в цилиндрических координатах. Отметим большие градиенты исключительно сжимающих нормальных напряжений σ_{11} в зонах контакта заготовки с бойками. В то же время в значительной части сечения заготовки нормальные напряжения σ_{22} являются растягивающи-

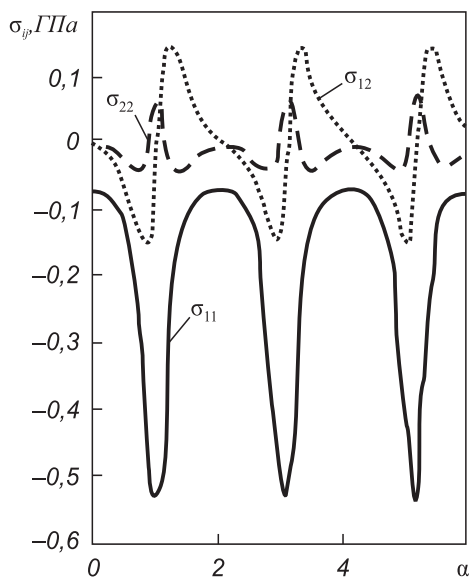


Рис. 3. Развертка компонент тензора напряжений вдоль окружности сечения заготовки безразмерным радиусом $\xi = 0,75$

Fig. 3. Net of a component tensor of stresses along a circle of cross-section of billet with dimensionless radius $\xi = 0,75$

ми. Рис. 3 демонстрирует симметрию в распределении напряжений в случае, когда угол выреза нижнего бойка составляет 120° ($\gamma = 60^\circ$, $\xi = 0,75$). На рис. 4 представлены линии уровня интенсивности T напряжений в цилиндрических координатах при различных значениях угла выреза нижнего бойка. Область, ограниченная линиями $T_{пл} = 0,2$, является зоной пластического течения. Симметрия линий рис. 4, б соответствует значению $\gamma = 60^\circ$. Очевидно, что для протяжки с обжатием и кантовкой заготовки наиболее приемлем угол выреза нижнего бойка 120° ($\gamma = 60^\circ$). Он обеспечивает равномерное обжатие, так как уже при $\gamma = 65^\circ$ (рис. 4, в) становится заметной неравномерность распределения интенсивности напряжений.

Выводы. Поставлена и решена задача моделирования поля тензора напряжений на начальной стадии протяжки цилиндрической заготовки в кузнечном прессе с комбинированными бойками. Получена зависимость распределения компонент тензора от угла выреза нижнего бойка. Показаны особенности распределения напряжений в зонах контакта заготовки с бойками. Подтверждена оптимальность значения (120°) угла выреза нижнего бойка для операций протяжки заготовки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Антощенко Ю.М. Расчет процессов ковки. – М.: Машиностроение, 2001. – 240 с.
2. Каргин С.Б. Инновационные технологии ковки крупных поковок // Вісник НТТУ та КПІ серія Машинобудування. 2010. С. 165 – 168.
3. Тюрин В.И. Инновационные технологии ковки с применением макросдвигов // Кузнечно-штамповочное производство. 2007. № 11. С. 15 – 20.
4. Юганова Н.А. Способ определения напряжений в заготовке при ковке // Фундаментальные исследования. Технические науки. 2013. № 11. С. 1810 – 1814.
5. Демидов С.П. Теория упругости. – М.: Высшая школа, 1979. – 432 с.
6. Лурье А.И. Теория упругости. – М: Наука, 1970. – 939 с.
7. Базайкина О.Л., Темлянцев М.В. Модель влияния температурного фактора на начало горячей протяжки цилиндрической заготовки в плоских бойках. – В кн.: Теория и практика тепловых процессов в металлургии: Сб. докладов Международной научно-практической конференции. – Екатеринбург: УрФУ, 2012. С. 168 – 173.
8. Мелан Э., Паркус Г. Термоупругие напряжения, вызываемые стационарными температурными полями. – М.: Госиздат ФМЛ, 1958. – 167 с.
9. Базайкина О.Л., Бобров Б.Ю. Оценка термических напряжений, возникающих при горячей ковке кузнечного слитка // Изв. вуз. Черная металлургия. 2013. № 8. С. 14 – 20.
10. Теплофизические и механические свойства сталей. Электронный ресурс: <http://sak.ru/reference/material/steel/steel1-2.html>. (Дата обращения: 08.02.2013).

Поступила 10 сентября 2014 г.

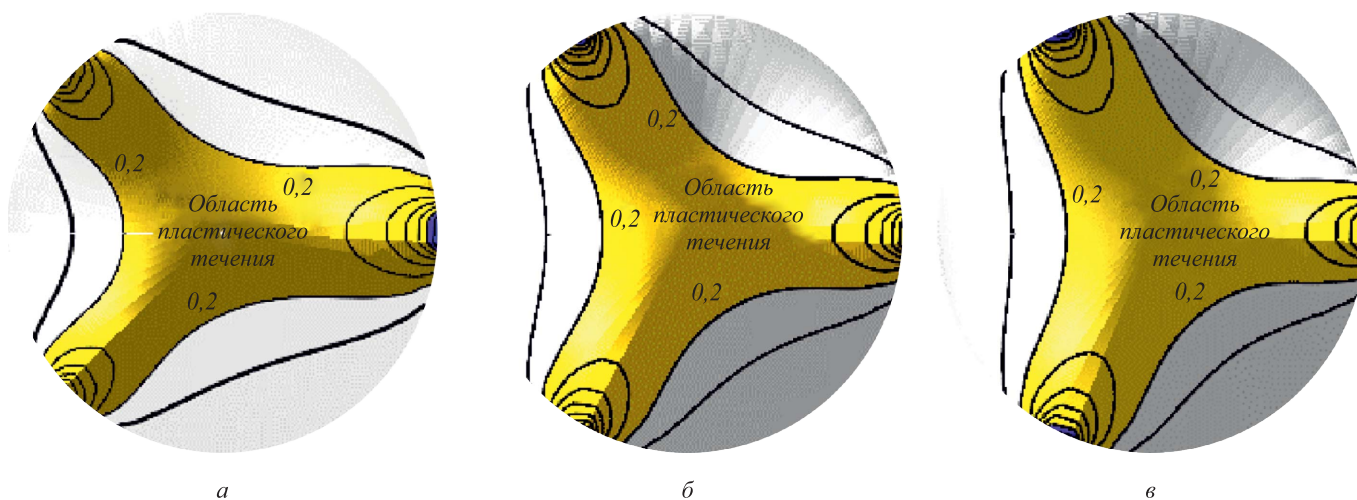


Рис. 4. Линии уровня интенсивности напряжений над плоскостью сечения заготовки при $\gamma = 45^\circ$ (а); $\gamma = 60^\circ$ (б); $\gamma = 65^\circ$ (в)

Fig. 4. Level lines of stress intensity over a plane of billet cross-section at $\gamma = 45^\circ$ (a); $\gamma = 60^\circ$ (б); $\gamma = 65^\circ$ (в)

STRAINS OF DRAWING INITIATION OF CYLINDRICAL BILLET AT THE HOT FORGING IN COMBINED ANVIL BLOCKS

Bazaikin V.I.¹, Dr. Sci. (Eng.), Professor of the Chair of Advanced Mathematics (bazaykin.vi@yandex.ru)

Temlyantsev M.V.¹, Dr. Sci. (Eng.), Professor, Vice President for Research and Innovation

Bobrov B.Y.², Chief Specialist of the Master Mechanic Service

¹ Siberian State Industrial University (42, Kirova str., Novokuznetsk, Kemerovo Region, 654007, Russia)

² OJSC “EVRAZ – Joint West Siberian Metallurgical Plant” (16, Kosmicheskoe route, Novokuznetsk, Kemerovo Region, 654043, Russia)

Abstract. The model of hot drawing of steel cylindrical billets of small diameter in the combined anvil blocks for obtaining of forgings of a circular section was constructed. The authors considered the plane strain schema. The calculation of stressed state is the way to solve a problem of Michel for an elastic wedge, a problem of Flaman for a semi-infinite plate and offered before method of an assessment of transferring in plastic condition of billet at drawing in flat anvil blocks. The temperature stresses were not considered; the elastic modulus of the billet material depends on temperature. The fields of tensors of elastic stresses in the billet, three concentrated forces caused by action were defined; the field of total stresses depending on angle of cut of the inferior anvil block was constructed. The assessment of stresses in a region of prospective plastic flow in the preparation section, leaning against limiting values of intensity of a tensor of the elastic stresses caused by action of three concentrated efforts was obtained. The example of drawing of the billet of steel 45 (Russian grade) was considered. Identifying limiting intensity of elastic deformations ε_{yn} with technical yield point $\varepsilon_{0.2} = 0,002$ and estimating elastic modulus E of steel 45 100 hPa at temperature 950 °C, the authors have received values of coefficient of load at the moment of transferring of a part of billet material in plastic condition and distribution of component total tensor of stresses. The level of intensity of the stresses, corresponding to transferring of billet material into plastic condition, has defined the border of plastic layer. The conforming graphs were presented. Dependence of distribution of a component tensor of stresses from angle of cut of the inferior anvil block was received. The optimality of angles of cut of 120° of the inferior anvil block was confirmed for drawing operations of the billet.

Keywords: model, forging, drawing, the combined anvil blocks, steel, cylindrical billet, an elastic modulus, effort per unit of billet length, stresses, a region of plastic flow, graphs of stresses, angle of cut of the inferior anvil block, billet section.

REFERENCES

1. Antoshchenkov Yu.M. *Raschet protsessov kovki* [Calculation of the forging processes]. Moscow: Mashinostroenie, 2001. 240 p. (In Russ.).
2. Kargin S.B. Innovative forging technologies for large forgings. *Visnik NTTU ta KPI seriya Mashinobuduvannya*. 2010, pp. 165–168. (In Russ.).
3. Tyurin V.I. Innovative forging technologies with macroshift. *Kuznechno-shtampovochnoe proizvodstvo*. 2007, no. 11, pp. 15–20. (In Russ.).
4. Yuganova N.A. A method for determining the stress in the workpiece during forging. *Fundamental'nye issledovaniya. Tekhnicheskie nauki*. 2013, no. 11-9, pp. 1810–1814. (In Russ.).
5. Demidov S.P. *Teoriya uprugosti* [Theory of elasticity]. Moscow: Vysshaya shkola, 1979. 432 p. (In Russ.).
6. Lur'e A.I. *Teoriya uprugosti* [Theory of elasticity]. Moscow: Nauka, 1970. 939 p.
7. Bazaikina O.L., Temlyantsev M.V. Model of the influence of temperature on the hot start pulling the cylindrical workpiece flat die. In.: *Teoriya i praktika teplovykh protsessov v metallurgii: sb. dokladov Mezhdunarodnoi nauchno-prakt. konf.* [Theory and practice of thermal processes in metallurgy: Reports of the International scientific and practical conference]. Ekaterinburg: UrFU, 2012, pp. 168–173. (In Russ.).
8. Melan Ernst, Parkus Heinz. *Wärmespannungen infolge Stationärer Temperaturfelder*. Wein, Springer Verl., 1953. (Russ.ed.: Melan E., Parkus H. *Termouprugie napryazheniya, vyzvaemye statsio-narnymi temperaturnymi polyami*. Moscow: Gosizdat FML, 1958. 167 p.).
9. Bazaikina O.L., Bobrov B.Yu. Estimation of thermal pressure arising at hot hammer forging of forge ingot. *Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya = Izvestiya – Ferrous Metallurgy*. 2013, no. 8, pp. 14–20. (In Russ.).
10. *Teplofizicheskie i mekhanicheskie svoystva staley* [Thermal and mechanical properties of steels]. Available at: <http://sak.ru/reference/material/steel/steel1-2.html>. (Accessed: 08.02.2013). (In Russ.).

Received September 10, 2014