

УДК 621.777.01:669.71

Мороз Б. С.

ТЕМПЕРАТУРНОЕ СОСТОЯНИЕ ЗАГОТОВКИ ПРИ ПРЕССОВАНИИ С АКТИВНЫМ ДЕЙСТВИЕМ СИЛ ТРЕНИЯ

Температурно-скоростные условия прессования мало пластичных алюминиевых сплавов определяют как производительность оборудования, так и качество получаемых изделий [1]. Максимальная скорость истечения таких сплавов при прямом прессовании, даже при относительно небольших величинах коэффициентов вытяжки ($\mu = 30 - 40$), не превышает 3,5 м/мин, что соответствует скорости прессования не более 2-х мм/с. Более высокие скорости прессования приводят к значительному повышению температуры поверхности получаемого изделия и появлению дефекта в виде «горячих» трещин. Поэтому производство изделий из таких сплавов прямым прессованием отличается очень низкой производительностью.

Одним из возможных путей повышения производительности прессового оборудования и улучшения качества получаемых изделий является использование активного действия сил трения (АДСТ) при прессовании [2]. Прессование с АДСТ снижает неравномерность деформаций, как в прессуемой заготовке, так и в продольном и поперечном сечении получаемого изделия. Следствием снижения неравномерности деформаций в заготовке является уменьшение объема очага пластической деформации у матрицы и работы деформации, т. е. уменьшение энергозатрат на процесс, уменьшение величины растягивающих напряжений в поверхностных слоях изделия [3] и, как следствие, существенное повышение скорости истечения металла.

При этом способе прессования контейнер или заготовка смещаются относительно друг друга таким образом, что сила трения между ними направлена в сторону матрицы, т. е. в направлении истечения металла. Степень влияния АДСТ на результаты прессования зависит от величины кинематического коэффициента (K_V), характеризующего скорость относительного смещения пары заготовка-контейнер:

$$K_V = V_K / V_{II}, \quad (1)$$

где V_K – скорость перемещения контейнера в сторону матрицы, а V_{II} – скорость перемещения пресс-шайбы (прессования).

Для оценки предельно допустимой скорости истечения на этапе разработки технологического процесса прессования в условиях АДСТ необходимо определить максимально возможное повышение скорости прессования, при которой температура изделия на выходе из канала матрицы не должна превысить максимально допустимую (критическую) для заданного сплава.

Целью настоящей работы является анализ влияния кинематических и температурных условий прессования с АДСТ на температурное состояние заготовки, установление зависимости температуры получаемого изделия от условий ведения процесса и обоснование приемлемости предложенных зависимостей для расчета температурно-скоростных параметров прессования, гарантирующих получение изделия без дефекта – «горячих» трещин, при заданной скорости деформирования.

Решения задачи взаимосвязи условий деформирования и температуры получаемого изделия из алюминиевых сплавов при прямом способе прессования получены рядом авторов (К. Laue, R. Akeret, H.-P. Stuewe, Ю. Л. Стерник, Б. М. Готлиб и др.). Общие же закономерности изменения температуры при прессовании с АДСТ приведены только в работе [4].

В отечественной практике для расчета повышения температуры изделия при прямом способе прессования рекомендуется [1, 5] решение, полученное Ю. Л. Стерником [6] при допущении, что тепло, выделяющееся вследствие работы сил трения между заготовкой и контейнером, полностью поглощается последним, имеющим значительно большую массу,

чем заготовка [5, 6]. В работе [6] решена задача стационарного температурного поля в прессуемой заготовке и определена интенсивность внутренних источников тепла в очаге пластической деформации у матрицы. С использованием дифференциального уравнения теплопроводности автором получена зависимость для расчета адиабатического повышения температуры металла на выходе его из очага деформации для прямого и обратного способов прессования:

$$\Delta t_{\text{изо}} = \frac{p_0}{c\rho} \gamma - \Delta t_0 \left\{ 1 - \exp \left[- \frac{8b_K}{(b_3 + b_K)\sqrt{\pi}} \sqrt{\frac{\eta}{Pe}} \right] \right\}, \quad (2)$$

где p_0 – давление в очаге пластической деформации, кПа; c – удельная теплоёмкость металла заготовки при температуре прессования, кДж/кг·°С; ρ – плотность материала заготовки, кг/м³; γ – функция критериев Pe и η , определяющая характер теплообмена в прессуемом металле; Δt_0 – начальная разность температур заготовки t_3 и контейнера t_K , °С; b_K и b_3 – коэффициенты аккумуляции тепла металлом контейнера и заготовки соответственно, кДж/(°С·м²·с^{0,5}); Pe – критерий Пекле; η – показатель стадии прессования.

В уравнении (2) первое слагаемое определяет величину и интенсивность повышения температуры прессуемого металла в очаге деформации, а второе слагаемое – величину снижения температуры в очаге деформации вследствие его теплообмена с инструментом.

Стерником Ю. Л. получена также зависимость функции γ от критериев Pe и η , характеризующая интенсивность повышения температуры в очаге пластической деформации, и построены графики $\gamma = f(Pe, \eta)$ для прямого способа прессования и значений Pe в диапазоне от 0,5 до 36.

Значение критерия Пекле рассчитывается по формуле:

$$Pe = V_{\Pi} D_K / a, \quad (3)$$

где D_K – диаметр рабочей втулки контейнера, м.; a – коэффициент температуропроводности прессуемого сплава, м²/с.

Показатель стадии прессования (часть хода пресс-штемпеля после распрессовки заготовки в контейнере):

$$\eta = V_{\Pi} t / D_K = h / D_K, \quad (4)$$

где t – текущее время прессования, с; h – ход пресс-штемпеля, м.

Известно, что независимо от способа прессования повышение температуры в пресс-изделии происходит, главным образом, вследствие совершаемой работы формоизменения в очаге пластической деформации у матрицы, который в специальной литературе называют обжимающей частью пластической зоны (ОЧПЗ) [1, 5].

В работе [4] показано, что решение [6] может быть положено и в основу расчета искомой температуры при прессовании с АДСТ, но с учетом особенностей этого способа. Во-первых, в отличие от способа прямого прессования, при прессовании с АДСТ очаг пластической деформации у матрицы имеет другую форму и меньший объем [4], а, во-вторых, скорость прессования (перемещения пресс-штемпеля) не равна скорости смещения пары «заготовка-контейнер» (1). Поэтому интенсивность повышения температуры на поверхности контакта заготовки с контейнером при одних и тех же температурных и скоростных условиях деформирования иная, чем при прямом способе прессования.

Форма и размеры ОЧПЗ при обратном прессовании и прессовании с АДСТ отличаются несущественно [4, 7]. Автором настоящей работы на основании решения Ю. Л. Стерника рассчитаны значения функции γ для величин Pe от 0,25 до 8,0, в диапазоне которых чаще реализуются и обратный способ прессования мало пластичных алюминиевых сплавов, и способ прессования с АДСТ (рис.1).

При прессовании с АДСТ скорость смещения пары «заготовка-контейнер» меньше скорости прессования, что необходимо учитывать в расчете итогового повышения температуры в заготовке. Это повышение температуры вследствие работы сил трения между заготовкой и контейнером рассчитывается по формуле [4]:

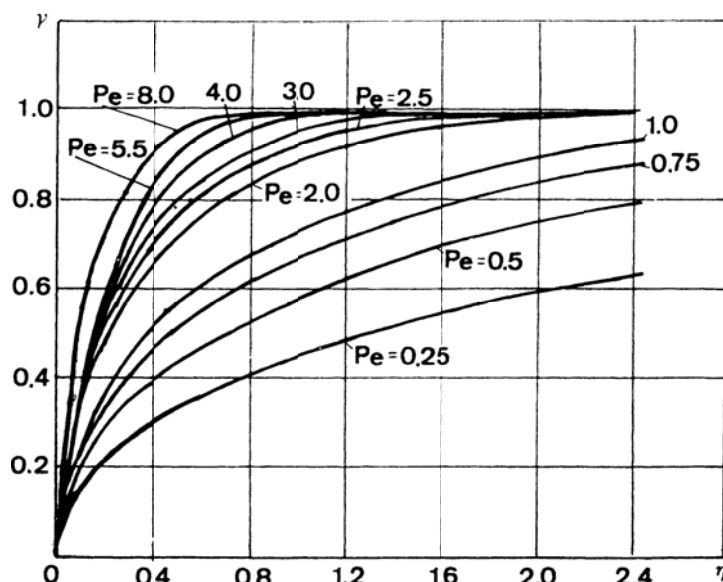


Рис. 1. Зависимость коэффициента γ от критериев Pe и η при обратном способе прессования

$$\Delta t_{mp} = \frac{\tau_{s\text{cp}}}{b_3 + b_K} \sqrt{LV_{3K}}, \quad (5)$$

где $\tau_{s\text{cp}}$ – среднее значение напряжения сдвига $\tau_{s\text{cp}} = \sigma_{s\text{cp}}^*/2$, $\sigma_{s\text{cp}}^* = (\sigma_{sh} + \sigma_{sk}^*)/2$, кПа; σ_{sh} и σ_{sk}^* – начальное и конечное значение напряжения течения металла [1, 5]; L – длина поверхности контакта заготовки с контейнером [7]; V_{3K} – скорость относительного смещения пары «заготовка – контейнер» ($V_{3K} = (K_V - 1)V_{II}$).

Повышение температуры в пояске матрицы вследствие работы сил трения рассчитывается с учетом скорости истечения металла:

$$\Delta t_M = \frac{\mu_{II} \tau_{sh}}{b_M + b_3} \sqrt{lV_{ист}}, \quad (6)$$

где l – длина рабочего пояска матрицы, м; μ_{II} – коэффициент трения; $V_{ист}$ – скорость истечения металла из канала матрицы, м/мин.; b_M – коэффициент аккумуляции тепла материалом матрицы.

Интегральное повышение температуры изделия по ходу прессования с АДСТ рассчитывается по формуле:

$$\Delta t_{изд} = \frac{p_0}{c\rho} \gamma + \frac{\tau_{s\text{cp}}}{b_3 + b_K} \sqrt{LV_{3K}} - \Delta t_0 \left\{ 1 - \exp \left[- \frac{8b_K}{(b_3 + b_K)\sqrt{\pi}} \sqrt{\frac{\eta}{Pe}} \right] \right\} + \frac{\mu \tau_s}{b_3 + b_K} \sqrt{lV_{ист}}. \quad (7)$$

Температура изделия на выходе из канала матрицы будет равна:

$$t_{изд} = t_0 + \Delta t_{изд}, \quad (8)$$

где t_0 – температура заготовки перед прессованием.

Для определения величины первого слагаемого уравнения (7) необходимо рассчитать силу для осуществления основной деформации (P_D) без учета сил трения между заготовкой и контейнером и давление (p_0) в ОЧПЗ, равное отношению P_D к площади поперечного сечения контейнера:

$$P_D = \frac{\sigma_{s\text{cp}} \pi D_K^2}{4 \cos^2(\alpha/2)} \ln \mu, \quad (9)$$

где α – полуугол «естественного» течения металла у плоской матрицы, $\alpha = 75\text{--}80^\circ$ [8].

По формуле (7) для определения величины $\Delta t_{изд}$ при прессовании прутка из сплава Д16 был выполнен расчет повышения температуры изделия при следующих условиях деформирования: размеры заготовки – $D_3 = 107$ мм; $L_3 = 200$ мм; $D_K = 110$ мм; температура заготовки и контейнера – $t_3 = 385^\circ\text{C}$; $t_K = 350^\circ\text{C}$; $\mu = 10$; $V_{II} = 4$ мм/с; $K_V = 1,3$.

Результаты расчета $\Delta t_{изд}$ и ее составляющих показал следующее. При невысокой скорости прессования с АДСТ, соответствующей скорости истечения $V_{ист} = 2,4$ м/мин, максимальное повышение температуры составило 72°C , т. е. температура изделия на выходе из канала матрицы составила 463°C , что существенно ниже критической температуры (495°C) для сплава Д16. Наиболее интенсивное повышение температуры имеет место при ходе пресс-штемпеля примерно равном $0,4D_K$. Если учесть, что высота очага деформации при прессовании с АДСТ составляет около $0,3D_K$, то наиболее интенсивное повышение температуры соответствует ходу пресс-штемпеля равного высоте ОЧПЗ.

Согласно данным расчета повышением температуры вследствие работы сил трения в пояске матрицы можно пренебречь, т. к. оно не превышает 3°C . На поверхности контакта заготовки с контейнером, при заданных условиях деформирования, преобладает процесс охлаждения заготовки. Величина снижения температуры вследствие теплообмена заготовки с контейнером от начала к концу процесса возрастает до 24°C , а повышение температуры вследствие работы сил трения составляет 19°C .

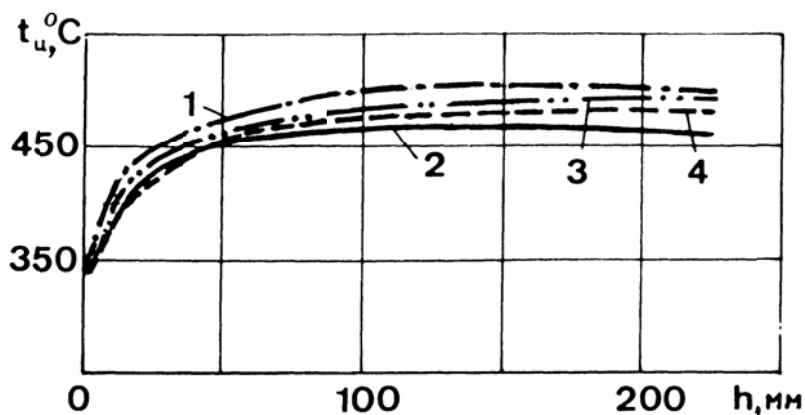


Рис. 2. Изменение температуры прутка в процессе прессования с АДСТ при величине коэффициента вытяжки $\mu = 10$

По величине и характеру изменения $\Delta t_{изд}$ по ходу процесса расчетные данные согласуются с экспериментальными данными: расчетные данные превышают данные экспериментов не более чем на 15°C .

На рис.2 приведены результаты экспериментального измерения температуры прутка из сплава Д16 с помощью термопары встроенной в калибрующий поясок матрицы, полученные при прессовании на горизонтальном гидравлическом прессе номинальной силой 8,32 МН [9]. Условия прессования слитков размером $D_3 \times L_3 = 107 \times 220$ мм приведены в табл. 1.

Таблица 1

Условия прессования прутков из сплава Д16 способом обратного прессования ($K_V = 1,0$) и прессования с АДСТ ($K_V > 1,0$)

Номер графика на рис. 2	Температура, $^\circ\text{C}$		Скорость прессования, мм/с	Скорость истечения, мм/с	K_V	$t_{изд\ max},$ $^\circ\text{C}$
	t_3	t_K				
1	394	380	8,5	5,1	1,0	478
2	394	350	3,7	3,7	1,15	461
3	391	350	6,2	6,2	1,2	473
4	385	350	13,0	7,8	1,03	467

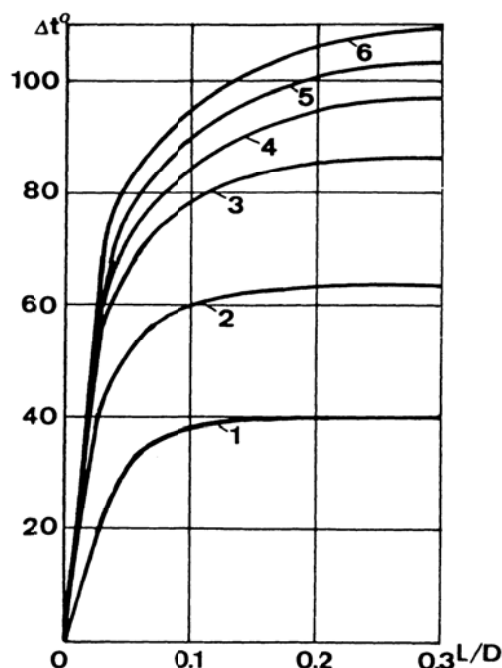


Рис. 3. Расчетные интегральные повышения температур при прессовании с АДСТ: $V_{II} = 1$ мм/с (1), 2 (2), 4 (3), 8 (5) и 10 мм/с (6); $Pe = 2,15; 4,3; 8,6; 17,2$ и $21,6$ соответственно с увеличением скорости прессования

На квазистационарной стадии процесса она изменяется несущественно, а характер и величина ее изменения зависят от разности температур Δt_0 контейнера и заготовки и величины K_V .

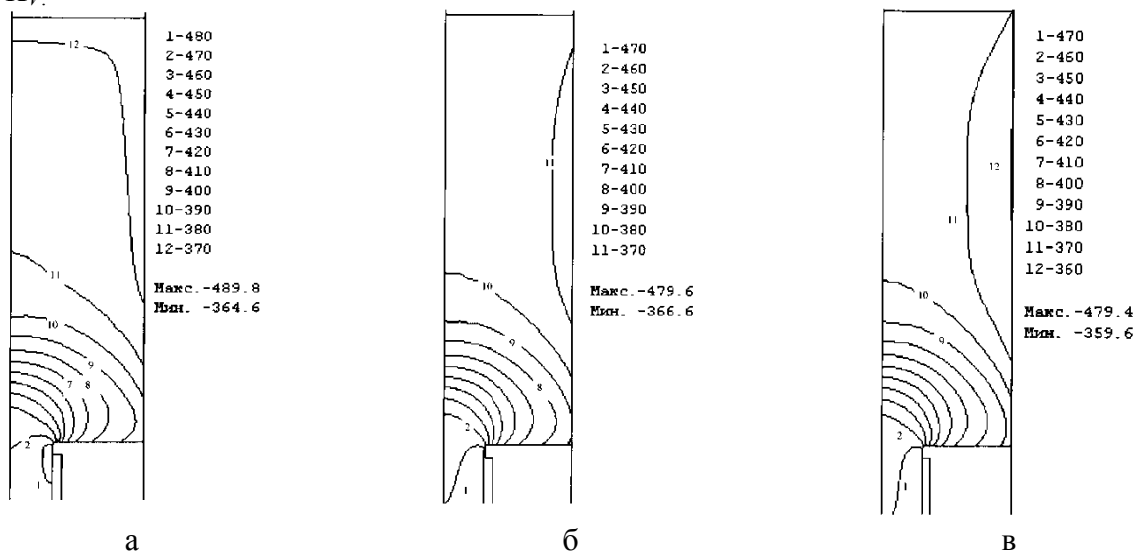


Рис. 4. Температурные поля в заготовке в начальной стадии прессования с АДСТ сплава Д16 ($V_{II} = 6$ мм/с; $t_3 = 380^\circ\text{C}$; $t_M = 380^\circ\text{C}$):

а – $K_V = 1,4$; $t_{III} = t_K = 360^\circ\text{C}$; б – $K_V = 1,2$; $t_{III} = 380^\circ\text{C}$, $t_K = 360^\circ\text{C}$; в – $K_V = 1,4$; $t_{III} = 380^\circ\text{C}$, $t_K = 350^\circ\text{C}$

Данные экспериментов также свидетельствуют о том, что наиболее интенсивное повышение температуры происходит при ходе пресс-штемпеля не более $0,3D_K$. Значения скоростей, приведенные в таблице, соответствуют величинам критерия Пекле существенно превышающих 8,0. Следовательно, при более высокой скорости прессования максимальное повышение температуры изделия достигается при ходе пресс-штемпеля не более $0,3D_K$, что согласуется с расчетом по зависимости (7).

На рис. 3 и 4 приведены результаты расчета температуры изделия только для начальной стадии прессования с АДСТ, полученные математическим моделированием процесса с помощью программы QForm. Расчеты выполнены при следующих условиях: $\mu = 10$; $t_3 = t_M = 380^\circ\text{C}$; $t_K = t_{III} = 360^\circ\text{C}$.

Результаты этих расчетов также показывают, что интенсивное повышение температуры имеет место только в начальной стадии процесса при ходе пресс-штемпеля не более $0,3D_K$. Можно видеть, что интенсивность повышения температуры изделия резко возрастает с увеличением скорости прессования. На квазистационарной стадии процесса она изменяется несущественно, а характер и величина ее изменения зависят от разности температур Δt_0 контейнера и заготовки и величины K_V .

Можно видеть, что при $\Delta t_0 = 20^\circ\text{C}$ и $K_V = 1,4$ максимальная температура изделия составляет $489,8^\circ\text{C}$, при которой еще может быть гарантировано получение изделия без поверхностных температурных трещин. При температуре пресс-шайбы (t_{III}) на 20°C ниже температуры заготовки к началу квазистационарной стадии уже заметно охлаждение ее торцовой части (рис. 4, а).

Снижение кинематического коэффициента с 1,4 до 1,2 и повышение температуры пресс-шайбы до температуры заготовки приводят, во-первых, к снижению максимальной температуры в ОЧПЗ на 10°C ($t_{изд} = 479,6^\circ\text{C}$), которая существенно ниже критической, к получению поверхности изделия без трещин и, во-вторых, практически к однородной температуре по длине прессуемой заготовки (рис. 4, б), что позволяет повысить скорость прессования и вести процесс практически в изотермическом режиме.

Увеличение Δt_0 до 30°C за счет снижения температуры нагрева контейнера до 350°C при температуре пресс-шайбы 380°C и $K_V = 1,4$ также приводит к снижению максимальной температуры изделия на 10°C (рис. 4, в). При этом заметно увеличение теплоотвода из ОЧПЗ, интенсивное охлаждение примыкающей к контейнеру поверхности заготовки (до 360°C), что способствует увеличению сил трения на этой поверхности и интенсификации периферийного течения металла в направлении матрицы. Используя одновременно факторы Δt_0 и K_V можно еще более увеличить отвод тепла от ОЧПЗ, создав дополнительные условия повышения скорости истечения. Результаты проведенных экспериментов и реализации способа в промышленности [1] позволяют рекомендовать вести процесс прессования с АДСТ при величинах $K_V = 1,03-1,3$.

Представленные результаты математического моделирования процесса подтверждают приемлемость предложенных в работе зависимостей для расчета температурно-скоростных режимов процесса и свидетельствуют о возможности управления температурой изделия на выходе из канала матрицы целенаправленным изменением температурных и кинематических параметров прессования для достижения необходимой температуры изделия при заданной скорости прессования или достижения максимальной производительности оборудования.

ВЫВОДЫ

1. Предложены зависимости для расчета температуры изделия в процессе прессования с активным действием сил трения с учетом температурно-скоростных и кинематических условий.

2. Приведенные результаты экспериментов и математического моделирования процесса подтверждают приемлемость предложенных зависимостей для расчета температуры изделия при прессовании с активным действием сил трения.

3. Показана возможность управления температурой изделия скоростью деформирования, целенаправленным изменением температурных и кинематических условий с целью достижения заданной температуры изделия и максимально возможной скорости прессования.

4. Прессование с активным действием сил трения целесообразно реализовать при величине кинематического коэффициента в диапазоне от 1,03 до 1,3.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ерманок М. З. Прессование профилей из алюминиевых сплавов / М. З. Ерманок, В. И. Фейгин, Н. А. Сухоруков. – М. : Metallurgia, 1977. – 264 с.
2. Щерба В. Н. Прессование алюминиевых сплавов / В. Н. Щерба – М. : «Интермет Инжиниринг», 2001. – 768 с.
3. Исследование обратного прессования при малых смещениях пресс-шайбы / Б. С. Мороз, А. В. Ключка, Н. А. Сухоруков [и др.] // Эффективность прессового производства и качество пресс-изделий. – М. : ВИЛС, 1983. – С. 72–75.
4. Мороз Б. С. Закономерности изменения температуры при прессовании алюминиевых сплавов в условиях активного действия сил трения / Б. С. Мороз // Известия вузов. Цветная металлургия. 2000, – № 1. – С. 26–31.
5. Перлин И. Л. Теория прессования металлов / И. Л. Перлин, Л. Х. Райтбарг. – М. : Metallurgia, 1975. – 448 с.
6. Стерник Ю. Л. Расчет температурного поля при прессовании / Ю. Л. Стерник // Кузнечно-штамповочное производство. 1966. – № 7. – С. 1–5.
7. Мороз Б. С. Некоторые особенности обратного прессования и возможность повышения его эффективности за счет сил трения активного действия / Б. С. Мороз // Заготовительные производства в машиностроении, 2009. – № 7. – С. 38–49.
8. Мороз Б. С. Расчет усилия прессования сплошных изделий при активном действии сил трения / Б. С. Мороз // Теория, технология, оборудование и автоматизация обработки металлов давлением. Вып. I. – ТГУ, Тула, 1999. – С. 113–119.
9. Мороз Б. С. Оптимальный вариант модернизации оборудования для прессования с активным действием сил трения / Б. С. Мороз, К. Б. Мюллер // Известия вузов. Цветная металлургия, 2003. – № 4. – С. 42–48.

REFERENCES

1. Ermanok M. Z. Pressovanie profilej iz aljuminievyh splavov / M. Z. Ermanok, V. I. Fejgin, N. A. Suhorukov. – M. : Metallurgija, 1977. – 264 s.
2. Shherba V. N. Pressovanie aljuminievyh splavov / V. N. Shherba – M. : «Intermet Inzhiniring», 2001. – 768 s.
3. Issledovanie obratnogo pressovanija pri malyh smeshhenijah press-shajby / B. S. Moroz, A. V. Kljuka, N. A. Suhorukov [i dr.] // Jeffektivnost' pressovogo proizvodstva i kachestvo press-izdelij. – M. : VILS, 1983. – S. 72–75.
4. Moroz B. S. Zakonomernosti izmenenija temperatury pri pressovanii aljuminievyh splavov v uslovijah aktivnogo dejstvija sil trenija / B. S. Moroz // Izvestija vuzov. Cvetnaja metallurgija. 2000, – № 1. – S. 26–31.
5. Perlin I. L. Teorija pressovanija metallov / I. L. Perlin, L. H. Rajtbarg. – M. : Metallurgija, 1975. – 448 s.
6. Sternik Ju. L. Raschet temperaturnogo polja pri pressovanii / Ju. L. Sternik // Kuznechno-shtampovocnoe proizvodstvo. 1966. – № 7. – S. 1–5.
7. Moroz B. S. Nekotorye osobennosti obratnogo pressovanija i vozmozhnost' povyshenija ego jeffektivnosti za schet sil trenija aktivnogo dejstvija / B. S. Moroz // Zagotovitel'nye proizvodstva v mashinostroenii, 2009. – № 7. – S. 38–49.
8. Moroz B. S. Raschet usilija pressovanija sploshnyh izdelij pri aktivnom dejstvii sil trenija / B. S. Moroz // Teorija, tehnologija, oborudovanie i avtomatizacija obrabotki metallov davleniem. Vyp. I. – TGU, Tula, 1999. – S. 113–119.
9. Moroz B. S. Optimal'nyj variant modernizacii oborudovanija dlja pressovanija s aktivnym dej-stviem sil trenija / B. S. Moroz, K. B. Mjuller // Izvestija vuzov. Cvetnaja metallurgija, 2003. – № 4. – S. 42–48.

Мороз Б. С. – д-р техн. наук, проф. ДГТУ

ДГТУ – Донской государственный технический университет, г. Ростов-на-Дону, Россия.

E-mail: bmoroz@donstu.ru