

С. В. Беляев, И. Ю. Губанов, П. О. Широков, А. В. Салатов, И. Ю. Маслов

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОИЗВОДСТВА СТРОИТЕЛЬНЫХ ПРОФИЛЕЙ ИЗ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ НА ОСНОВЕ УПРАВЛЕНИЯ ТЕПЛОВЫМИ УСЛОВИЯМИ ПРОЦЕССА ПРЕССОВАНИЯ*

Приведены результаты исследования теплового взаимодействия в системе «деформируемый металл – принудительно охлаждаемый прессовый инструмент». Представлены аналитические зависимости для определения температурных условий с учетом изменения реологии деформируемого металла при полунепрерывном прессовании алюминиевых сплавов. Научно обосновано применение принудительного охлаждения прессового инструмента. Представлены технические решения для управления тепловыми условиями процесса прессования. Проведено сопоставление результатов расчета с экспериментальными данными.

Ключевые слова: полунепрерывное прессование алюминиевых сплавов, тепловое взаимодействие, принудительно охлаждаемый прессовый инструмент.

Повышение эффективности производства не перестает быть актуальным на всех этапах научно-технического прогресса. В металлургической промышленности данная задача решается путем совершенствования действующих и создания новых технологических процессов с целью повышения производительности труда и качества продукции.

Алюминиевые сплавы, благодаря ценным эксплуатационным и технологическим свойствам, по распространенности являются вторыми в мире после стали среди металлических конструкционных материалов. На долю пресс-изделий из алюминиевых сплавов приходится более 20 % от всего объема производства, что составляет более 5,0 млн т профилей с сортаментом более 25 тыс. типоразмеров. Пресс-изделия из алюминиевых сплавов находят широкое применение в промышленности, а главными их потребителями являются такие важные отрасли, как строительство и транспорт.

Основным способом производства профилей из алюминиевых сплавов является прямое прессование на мощных гидравлических прессах, которое отличается недостаточной эффективностью. Прессование, как правило, проводится без смазки и связано со значительными энергозатратами. Повышение скорости прессования вызывает рост выходной температуры пресс-изделия, и при достижении вполне определенных для каждого алюминиевого сплава предельных температур происходит разрушение пресс-изделия, т. е. тепловые условия прессования алюминиевых сплавов оказывают решающее влияние на эффективность всего производства пресс-изделий. Поэтому разработка научно обоснованных технических и технологических решений для управления тепловыми условиями процесса прессования с целью повышения эффективности производства пресс-изделий из алюминиевых сплавов, несомненно, является актуальной научно-технической проблемой [1].

В последнее время появилось множество новых методов управления тепловыми условиями при прессова-

нии, что поставило задачу проведения классификации этих методов для оценки их эффективности и областей применения. Впервые на основе анализа научно-технической и патентной литературы предложена схема классификации методов управления тепловыми условиями при прессовании, учитывающая особенности их реализации (рис. 1). Установлено, что одним из эффективных методов управления тепловыми условиями процесса прессования алюминиевых сплавов является принудительное испарительное охлаждение прессового инструмента, в частности принудительно охлаждаемой форкамерной матрицы (ПОФМ). Однако промышленное внедрение этого процесса сдерживается отсутствием необходимых теоретических и экспериментальных исследований [2].

Разрешение данной проблемы невозможно без анализа тепловых условий процесса прессования в зависимости от основных технологических параметров. Тепловое взаимодействие при прессовании, как и при любом процессе обработки металлов давлением, является чрезвычайно сложным (рис. 2), поэтому анализ теплового взаимодействия при прессовании с ПОФМ может быть сведен к решению сопряженной краевой задачи нестационарной теплопроводности при граничных условиях второго и четвертого рода.

Условия поставленной задачи в математической форме представлены в виде системы двух дифференциальных уравнений нестационарной теплопроводности с краевыми условиями, соответствующими данному виду прессования:

$$\begin{cases} a_1 \frac{\partial^2 T_1(x,t)}{\partial x^2} - \frac{\partial T_1(x,t)}{\partial t} + \frac{q_v}{c_1 \rho_1} = 0 \\ \text{при } 0 \leq x < |\pm R|, \\ a_2 \frac{\partial^2 T_2(x,t)}{\partial x^2} - \frac{\partial T_2(x,t)}{\partial t} = 0 \\ \text{при } |\pm R| \leq x < |\pm H|, \quad t > 0, \end{cases} \quad (1)$$

* Работа выполнена при финансовой поддержке КГАУ «Красноярский краевой фонд поддержки научной и научно-технической деятельности» (проект № 58-КФ).

со следующими краевыми условиями:

$$\begin{cases} T_1(x, 0) = T_{10}; T_2(x, 0) = T_{20}, \\ T_1(\pm R, t) = T_2(\pm R, t), \\ \lambda_1 \frac{\partial T_1(x, t)}{\partial x} = 0 \text{ при } x = 0, \\ \lambda_1 \frac{\partial T_1(x, t)}{\partial x} - \lambda_2 \frac{\partial T_2(x, t)}{\partial x} = q_\tau \text{ при } x = \pm R, \\ \lambda_2 \frac{\partial T_2(x, t)}{\partial x} = q_0 \text{ при } x = \pm H. \end{cases} \quad (2)$$

Для решения поставленной задачи нестационарной теплопроводности применяется аналитический метод интегральных преобразований Лапласа [3]. Этот метод имеет ряд преимуществ перед другими классическими методами благодаря стандартности методик и получению решений в виде, удобном для расчета и теоретического анализа. Температура пресс-изделия принимается равной сумме изменений температур во время прохождения деформируемым металлом характерных термодинамических зон, отличающихся по интенсивности и характеру расположения источников тепла во время прессования.

Так, для полунепрерывного прессования выявлены следующие термодинамические зоны: подход прессуемого металла к очагу деформации в контейнере; очаг деформации в контейнере; подход прессуемого металла к очагу деформации в ПОФМ; очаг деформации в ПОФМ; пребывание прессуемого металла в рабочем канале матрицы. Поэтому выходную температуру профиля можно вычислить по формуле

$$T_{пр}(t) = T_{10} + \Delta T_{1к}(t_k) + \Delta T_{1кд}(t_{кд}) + \Delta T_{1ф}(t_\phi) + \Delta T_{1фд}(t_{фд}) + \Delta T_{1м}(t_m), \quad (3)$$

где $t_1 = t_k + t_{кд} + t_\phi + t_{фд} + t_m$ – время прессования элементарного блока металла, состоящее из времени пребывания в контейнере до подхода к очагу деформации t_k , времени пребывания в очаге деформации в контейнере $t_{кд}$, времени пребывания в ПОФМ до подхода к очагу деформации t_ϕ , времени пребывания в очаге деформации в ПОФМ $t_{фд}$ и времени прохождения через рабочий поясок матрицы t_m ; $\Delta T_{1к}, \Delta T_{1кд}, \Delta T_{1ф}, \Delta T_{1фд}, \Delta T_{1м}$ – изменение температуры элементарного блока металла во время прохождения вышеперечисленных характерных зон.

Изменение температуры деформируемого металла во время пребывания в каждой термодинамической

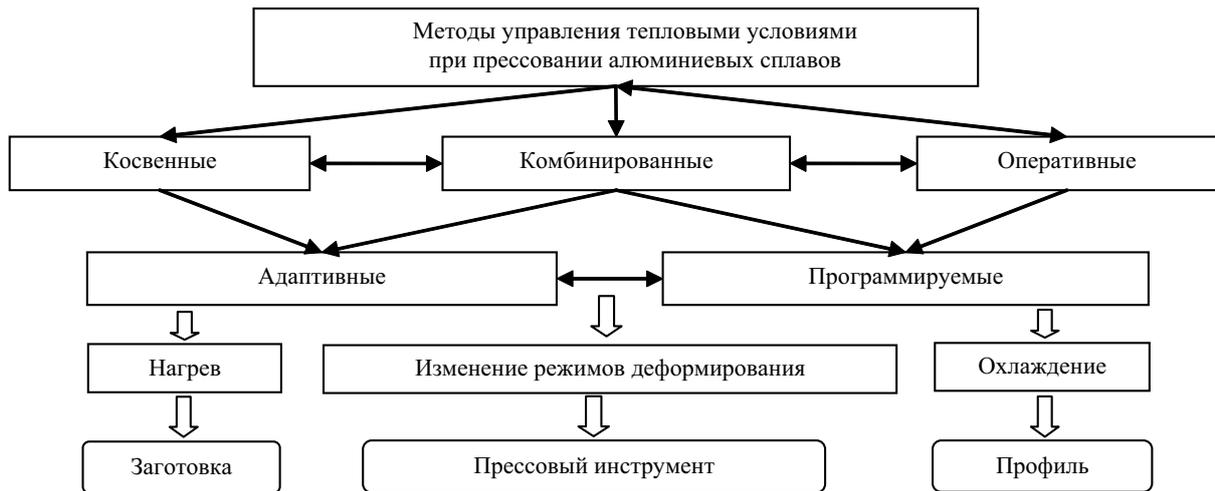


Рис. 1. Классификация методов управления тепловыми условиями при прессовании

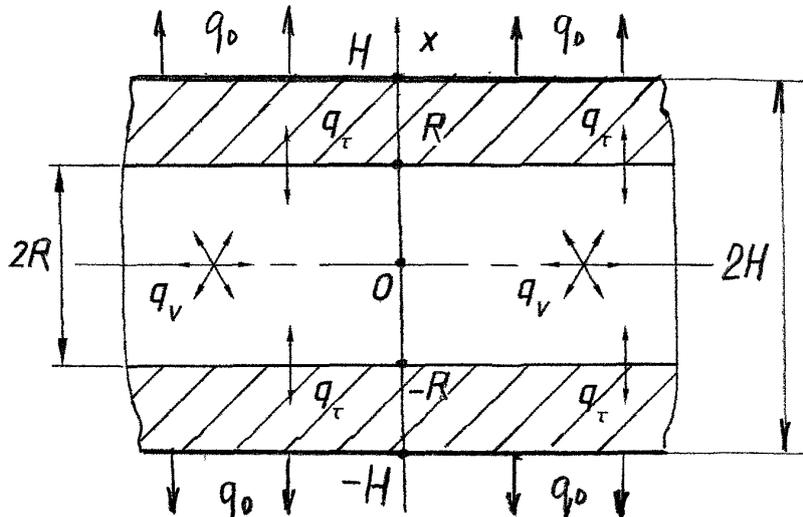


Рис. 2. Схема теплового взаимодействия при полунепрерывном прессовании через ПОФМ:
1 – деформируемый металл; 2 – форкамерная матрица

зоне определяется на основе уравнения теплового баланса:

$$c_1 \rho_1 V_{li} \Delta T_{li} = F_{\kappa_i} \int_0^{\Delta t_i} q_{\tau}(R, t) dt + V_{li} \int_0^{\Delta t_i} q_V(t) dt, \quad (4)$$

где V_{li} и F_{κ_i} – объем и поверхность контакта i -й термодинамической зоны; $q_{\tau i}$ и $q_{V i}$ – плотности источников тепла на поверхности и в объеме очага деформации i -й термодинамической зоны; ΔT_{li} – изменение температуры во время прохождения t_i деформируемым металлом i -й термодинамической зоны.

При помощи уравнения теплового баланса также найдено изменение температуры ПОФМ во время контакта с деформируемым металлом:

$$c_2 \rho_2 V_{2\phi} \Delta T_{2\phi} = F_{\text{н.ф.}} \int_0^{t_{\phi_0}} q_2(R, t) dt - F_0 \int_0^{t_{\phi_0}} q_0(H, t) dt, \quad (5)$$

где $V_{2\phi} = \pi(H^2 - R^2)L_{\phi}$ – объем втулки ПОФМ; L_{ϕ} – длина ПОФМ; $F_0 = 2\pi HL_{\phi} k_0 = F_{\text{н.ф.}} k_0$ – поверхность охлаждения ПОФМ; k_0 – коэффициент охлаждения поверхности, равный отношению площади каналов к общей площади наружной поверхности втулки ПОФМ.

В результате решения поставленной задачи получены следующие аналитические зависимости для расчета тепловых условий при полунепрерывном прессовании с применением ПОФМ:

– для выходной температуры пресс-изделия:

$$\begin{aligned} T_{\text{п.р.}}(t) = & T_{10} + \frac{1}{c_1 \rho_1} \left\{ \frac{4t_{\kappa}}{(k_1 + 1)D_{\kappa}} \times \right. \\ & \times (q_{\text{т.р.к}} k_1 - \frac{2\Delta T_0 \cdot b_1}{\sqrt{\pi \cdot t_{\kappa}}}) + \frac{2q_{V_{\kappa.л.}} \sqrt{a_1 t_{\kappa}}}{3\sqrt{\pi}(V_{\text{п.р.}} + 3, 2\sqrt{a_1/t_{\kappa}})} + \\ & + \frac{F_{\kappa.л.} \cdot t_{\kappa.л.}}{(k_1 + 1) \cdot V_{\kappa.л.}} (q_{\text{т.р.к.л.}} \cdot k_1 - \frac{4q_{V_{\kappa.л.}}}{3} \times \\ & \times \sqrt{\frac{a_1 \cdot t_{\kappa.л.}}{\pi}} - \frac{2\Delta T_{\kappa.л.} \cdot b_1}{\sqrt{\pi \cdot t_{\kappa.л.}}}) + q_{V_{\kappa.л.}} \cdot t_{\kappa.л.} (1 - \frac{2K_{\text{т.р.}} F_{\kappa}}{3V_{\kappa.л.}} \sqrt{\frac{a_1 t_{\kappa.л.}}{\pi}}) + \\ & + \frac{t_{\phi} (F_{\text{н.ф.}} - F_{\text{н.ф.л.}})}{(V_{\phi} - V_{\phi.л.} - V_{\text{р}})} \left\{ -\frac{2\Delta T b_2}{(k_1 + 1)\sqrt{t_{\phi}}} \times \right. \\ & \times [\frac{1}{\sqrt{\pi}} + \text{ierfc}(\frac{H-R}{\sqrt{a_2 t_{\phi}}})] + \frac{q_{\text{т.р.ф.}}}{k_1 + 1} [k_1 + 4i^2 \text{erfc}(\frac{H-R}{\sqrt{a_2 t_{\phi}}})] - \\ & - 4q_0 i^2 \text{erfc}(\frac{H-R}{\sqrt{a_2 t_{\phi}}}) \} + \frac{F_{\text{н.ф.л.}} \cdot t_{\phi.л.}}{(V_{\phi.л.} - V_{\text{р}})} \times \\ & \times \left\{ -\frac{4q_{V_{\phi}} \sqrt{a_1 t_{\phi.л.}}}{k_1 + 1} [\frac{1}{3\sqrt{\pi}} - 2i^3 \text{erfc}(\frac{H-R}{\sqrt{a_2 t_{\phi.л.}}})] - \right. \\ & - \frac{2\Delta T b_2}{(k_1 + 1)\sqrt{t_{\phi.л.}}} [\frac{1}{\sqrt{\pi}} + \text{ierfc}(\frac{H-R}{\sqrt{a_2 t_{\phi.л.}}})] + \\ & + \frac{q_{\text{т.р.ф.л.}}}{k_1 + 1} [k_1 + 4i^2 \text{erfc}(\frac{H-R}{\sqrt{a_2 t_{\phi.л.}}})] - \\ & - 4q_0 i^2 \text{erfc}(\frac{H-R}{\sqrt{a_2 t_{\phi.л.}}}) \} + \frac{q_{V_{\phi}} t_{\phi.л.} V_{\phi.л.}}{(V_{\phi.л.} - V_{\text{р}})} + \\ & + \frac{t_{\text{м}} \Pi_{\text{п.р.}}}{F_{\text{п.р.}} (k_1 + 1)} (q_{\text{т.р.м}} \cdot k_1 - \frac{2\Delta T_{\text{м.п.р.}} \cdot b_1}{\sqrt{\pi \cdot t_{\text{м}}}}) \}; \end{aligned} \quad (6)$$

– изменение температуры ПОФМ:

$$\begin{aligned} \Delta T_{2\phi} = & \frac{4t_{\phi_0} F_{\text{н.ф.}}}{c_2 \rho_2 V_{2\phi}} \left\{ \frac{q_{V_{\phi}} \sqrt{a_1 t_{\phi_0}}}{k_1 + 1} [\frac{1}{3\sqrt{\pi}} - \right. \\ & - 2i^3 \text{erfc}(\frac{H-R}{\sqrt{a_2 t_{\phi_0}}})] + \frac{\Delta T_{\phi} b_2}{2(k_1 + 1)\sqrt{t_{\phi_0}}} [\frac{1}{\sqrt{\pi}} + \\ & + \text{ierfc}(\frac{H-R}{\sqrt{a_2 t_{\phi_0}}})] + \frac{q_{\text{т.р.ф.}}}{4(k_1 + 1)} - \\ & \left. - (\frac{q_{\text{т.р.ф.}}}{k_1 + 1} + q_0) i^2 \text{erfc}(\frac{H-R}{\sqrt{a_2 t_{\phi_0}}}) - \frac{q_0 k_0}{4} \right\}, \end{aligned} \quad (7)$$

где c_1, ρ_1 – теплоемкость и плотность прессуемого металла; D_{κ} – диаметр контейнера; $b_i = \sqrt{\lambda_i c_i \rho_i}$; λ_i, a_i – коэффициенты аккумуляции тепла, теплопроводности и температуропроводности материалов заготовки (индекс 1), контейнера и ПОФМ (индекс 2); $k_1 = b_1/b_2$; $\Delta T_0 = T_{10} - T_{20}$, здесь T_{10} и T_{20} – начальные температуры нагрева заготовки и контейнера; $q_{\text{т.р.}}$ и q_V – плотность источников тепла на поверхности и в объеме прессуемого металла в различных зонах. Значения функций $i^2 \text{erfc}(x)$, $\text{ierfc}(x)$, $\text{erfc}(x)$, $\text{erf}(x)$,

($i^n \text{erfc}(x) = \int_x^{\infty} i^{n-1} \text{erfc}(x) dx$, $\text{erf}(x) = \frac{2}{\pi} \int_0^x e^{-x^2} dx$) затабули-

рованы и с точностью до пятого знака после запятой приведены в монографии А. В. Лыкова [3].

Точность расчетов в значительной мере зависит от правильности выбора уравнений реологии прессуемого металла. На основе анализа экспериментальных данных, полученных при определении сопротивления деформации от основных параметров деформирования в работе [4], была предложена достаточно обоснованная зависимость для прессуемых алюминиевых сплавов в виде

$$\sigma_s = A \varepsilon^B \cdot \xi^C \cdot \exp(-D \cdot T_{\text{п.р}}), \quad (8)$$

где A, B, C, D – реологические коэффициенты; $\varepsilon = \ln \lambda$ – степень деформации; $\xi = \varepsilon/t$ – скорость деформации; $T_{\text{п.р}}$ – температура прессования, °С.

Изменение сопротивления деформации прессуемого металла во время прессования учитывается при определении среднего сопротивления деформации $\sigma_{s_{\text{ср}}}$ деформируемого металла в каждой характерной зоне [2]:

$$\sigma_{s_{\text{ср}}} = \sqrt{\sigma_{s_{\text{н}}} \cdot \sigma_{s_{\text{к}}}}, \quad (9)$$

где $\sigma_{s_{\text{н}}}, \sigma_{s_{\text{к}}}$ – сопротивления деформации прессуемого металла в начале и конце характерной зоны.

На основе полученной математической модели разработан алгоритм расчета для определения тепловых условий полунепрерывного процесса прессования при использовании ПОФМ с учетом изменения реологии деформируемого металла, который был реализован в программе Microsoft Excel, что позволяет при дискретном вводе исходных данных исследовать тепловые условия при прессовании. Практическое применение полученного решения не требует специальной подготовки инженерно-технического персонала и делает возможным анализ влияния основных параметров процесса на изменение тепловых условий при прессовании для последующей разработки оптимальной технологии производства про-

филей или для создания автоматизированной системы управления технологическим процессом (АСУТП).

Для управления тепловыми условиями полунепрерывного прессования алюминиевых профилей на базе горизонтального гидравлического пресса усилием 25 МН была создана АСУТП [5], обеспечивающая оперативное достижение оптимальных режимов прессования за счет экспресс-анализа сопротивления деформации прессуемого металла в режиме реального времени и позволяющая управлять тепловыми условиями прессования с помощью ПОФМ [6].

Автоматизированная система управления технологическим процессом (рис. 3) включает в себя гидравлический пресс, содержащий управляющую ЭВМ, связанную с датчиками и регуляторами температур нагрева заготовки (ДРТЗ) и прессового инструмента (ДРТК), датчиком скорости прессования (ДРВ), датчиком выходной температуры профиля (ДТПр), регулятором охлаждения прессового инструмента (ДРХ) и дефектоскопом для контроля за качеством профиля на выходе из канала матрицы. Управляющая ЭВМ дополнительно снабжена блоком реологии прессуемого металла, который связан с датчиками давления в главном цилиндре пресса (ДРУП) и текущего положения пресс-штемπεля (ДРПП).

Конструкция ПОФМ в дальнейшем была усовершенствована. Новая ПОФМ имеет выступ, на котором расположено наружное кольцо, внутри выступа находится рабочая полость форкамеры, при этом наружная поверхность выступа эквидистантна внешнему контуру рабочей полости форкамеры и снабжена охлаждающими каналами (рис. 4, 5).

Результаты расчетов по приведенной выше методике были сопоставлены с экспериментальными данными при прессовании строительного профиля КП 45302-1 из сплава АД31 на горизонтальном гидравлическом прессе усилием 25 МН с применением принудительно охлаждаемой форкамерной матрицы (рис. 6).

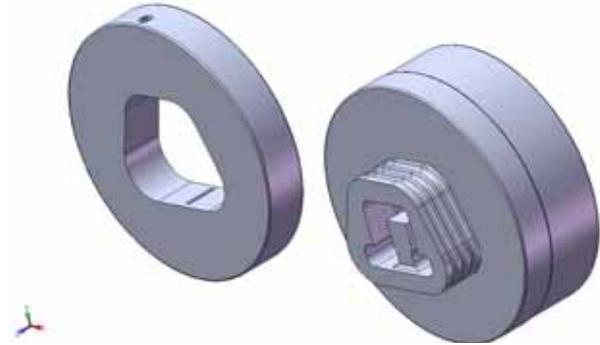


Рис. 4. Трехмерная модель ПОФМ

Прессование проводилось из контейнера диаметром 225 мм с использованием заготовки размерами 215 × 780 мм. Скорость прессования была близкой к предельной и составляла 10 мм/с. Выходная температура профиля на выходе из канала матрицы замерялась с помощью пирометрического сканирующего устройства. Достаточная сходимость расчетных и экспериментальных данных (расхождение не более 5 %) доказывает возможность применения разработанной модели для инженерных расчетов температурных условий полунепрерывного прессования.

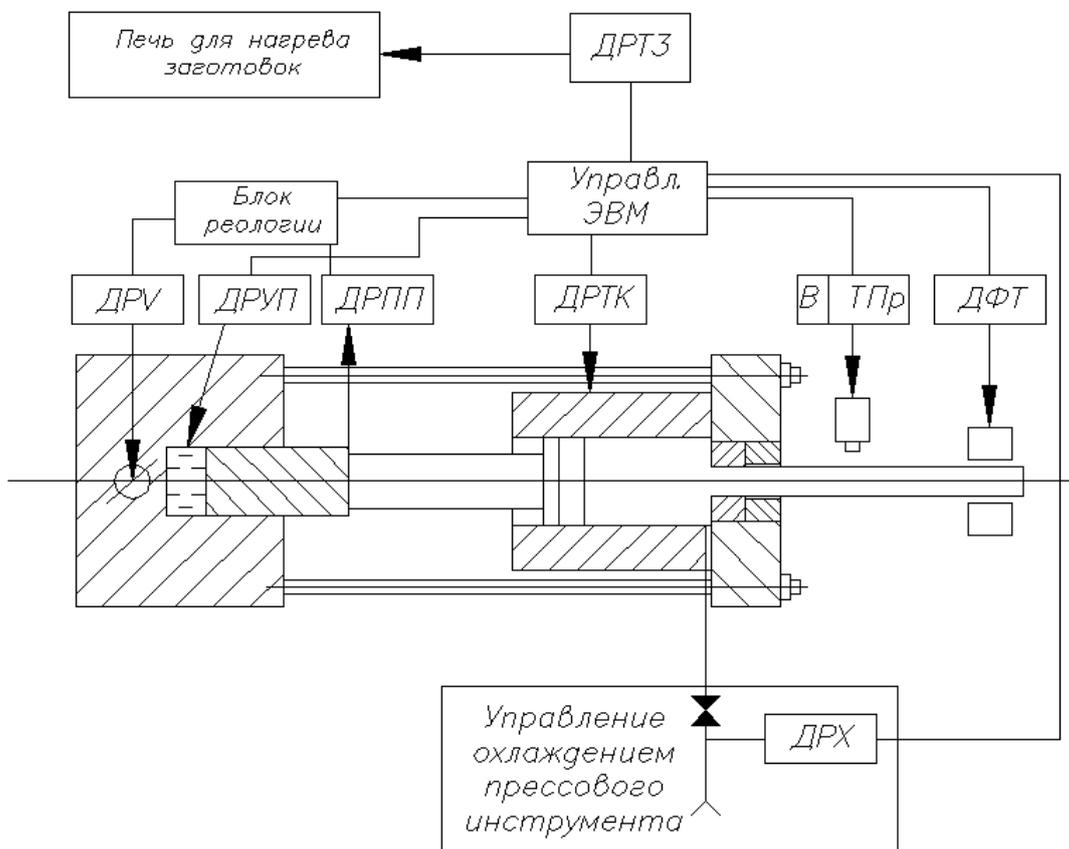


Рис. 3. Блок-схема АСУТП [5] (обозначения см. в тексте)

Внедрение данного технического решения позволит повысить производительность процесса прессования до 20% и увеличить выход годных пресс-изделий. Кроме того, установлено, что пресс-изделия, полученные с использованием ПОФМ, по структуре и свойствам аналогичны пресс-изделиям, изготовленным по штатной технологии, т. е. повышение производительности процесса прессования происходит без ухудшения качества продукции.

Таким образом, в результате проведенных исследований создана математическая модель для определения тепловых условий полунепрерывного процесса прессования при использовании ПОФМ с учетом изменения реологии деформируемого металла; разработан научно обоснованный комплекс технических и технологических решений, обеспечивающий повышение эффективности производства пресс-изделий из алюминиевых сплавов за счет управления тепловыми условиями процесса прессования.

Библиографические ссылки

1. Расчет контактных напряжений при совмещенной прокатке-прессовании / С. В. Беляев, Н. Н. Довженко, С. Б. Сидельников и др. // Техника и технология. 2009. Т. 4, № 2. С. 418–426.
2. Прессование алюминиевых сплавов: моделирование и управление тепловыми условиями : монография / Н. Н. Довженко, С. В. Беляев, С. Б. Сидельников и др. ; Сиб. федер. ун-т. Красноярск, 2009.
3. Лыков А. В. Теория теплопроводности. М. : Высш. шк., 1967.

4. Вывод уравнений связи свойств алюминиевых сплавов с параметрами горячего деформирования / Я. М. Охрименко, В. Н. Щерба, А. В. Недугов и др. // Цв. металлы. 1983. № 2. С. 66–69.

5. Пат. на полез. модель 71570 Российская Федерация, МПК В 21 С 22/08. Устройство для прямого прессования профилей / С. В. Беляев, С. Б. Сидельников, И. Н. Довженко и др. № 2007142066/22 ; заявл. 13.11.2007 ; опубл. 20.03.2008, Бюл. № 8.

6. Пат. на полез. модель 68936 Российская Федерация, МПК В 21 С 29/04, В 21 С 35/02. Матрица для прессования изделий / С. В. Беляев, С. Б. Сидельников, Н. Н. Довженко и др. № 2007128440/22 ; заявл. 23.07.2007 ; опубл. 10.12.2007, Бюл. № 34.

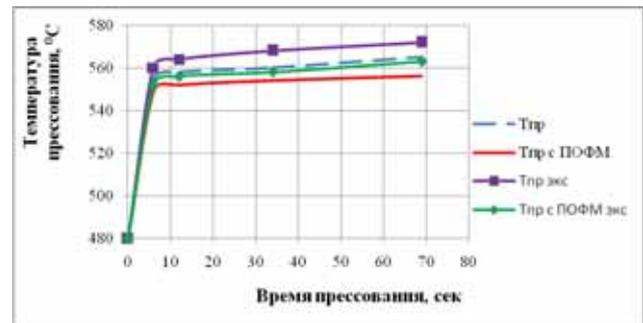


Рис. 6. Изменение выходной температуры строительного профиля КР 45302-1 из сплава АД31 при полунепрерывном прессовании на горизонтальном гидравлическом прессе усилием 25 МН: $T_{пр}$ и $T_{пр с ПОФМ}$ – расчетные значения выходной температуры профиля без и с использованием ПОФМ соответственно; $T_{пр экс}$ и $T_{пр с ПОФМ экс}$ – экспериментальные значения

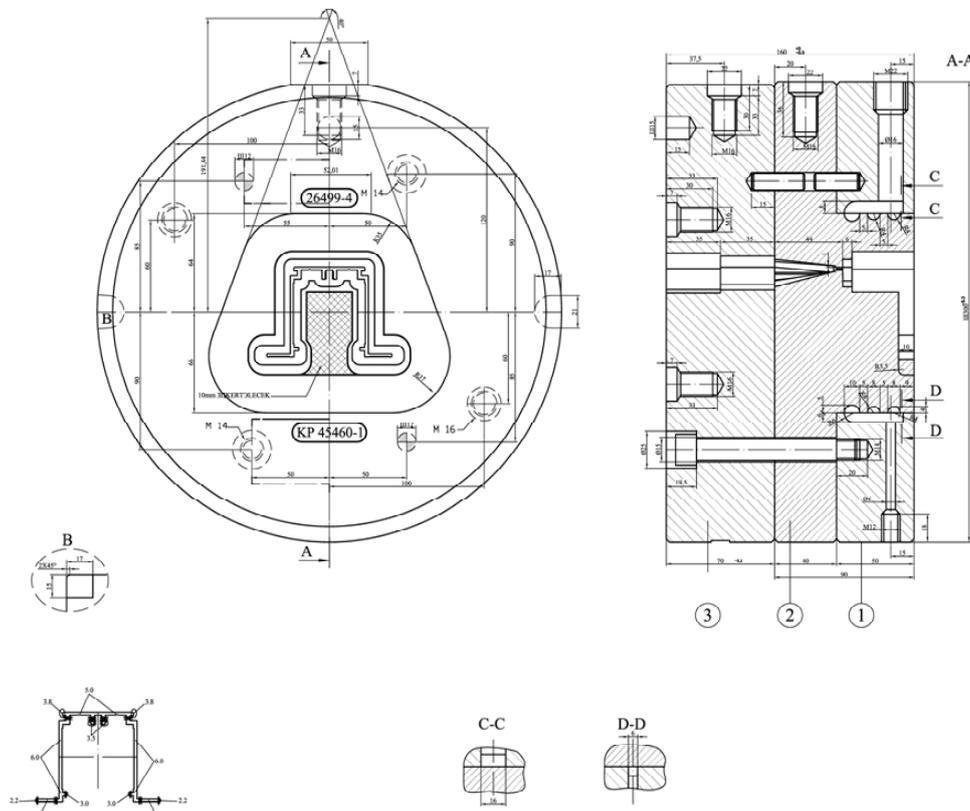


Рис. 5. Рабочий чертеж ПОФМ