

УДК 539.4.012

А.Л. ХУДОЛЕЙ, канд. техн. наук

заведующий лабораторией высокоточной обработки поверхности

E-mail: khudoley@hmti.ac.by

Институт тепло- и массообмена имени А.В. Лыкова НАН Беларуси, г. Минск, Республика Беларусь

О.А. БАРАН

старший научный сотрудник лаборатории сельхозмашиноведения

E-mail: baran_olga@yahoo.com

Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси, г. Минск, Республика Беларусь

Поступила в редакцию 05.04.2017.

РАСЧЕТ СЛОЖНО НАГРУЖЕННЫХ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЛИТЕЙНЫХ ФОРМ

Предложено рассматривать литейную цилиндрическую форму в виде круговой оболочки. Показано, что для обеспечения безопасных условий работы с литейными формами и качества получаемой продукции при расчете оболочки необходимо учитывать комплексное одновременное действие внутреннего давления, нагрева, центробежных и осевой сил. Сформулированы основы расчета прочности цилиндрических литейных форм при нагреве до температур 800–1200 °С и сложном силовом нагружении, что позволяет не допускать изменения геометрии и предотвращать брак получаемой продукции за счет ограничения технологических параметров производственных процессов. На основе принципа суперпозиции, положений теории толстостенных цилиндров и быстровращающихся дисков, разработанных В.И. Феодосьевым, теории коротких (функции А.Н. Крылова) и длинных оболочек получены зависимости для расчета напряжений и деформаций литейной формы с учетом поправочного коэффициента, определяемого на основе экспериментальных данных об их необратимых деформациях. Введение поправочного коэффициента позволяет повысить точность расчета радиальных перемещений литейных форм на 3–5 %. Предложен метод расчета допускаемой осевой силы (ДОС) для цилиндрических литейных форм при их комплексном нагружении внутренним давлением, нагревом и центробежными силами. Полученные зависимости позволяют оценить влияние геометрических и технологических параметров на ДОС. Приведен пример расчета цилиндрических литейных форм из стали с наружным диаметром от 30 до 500 мм. Установлено, что в рассматриваемых диапазонах нагрузок 25-кратное увеличение толщины стенки позволяет повысить ДОС до 35 раз. Проведен полномасштабный эксперимент в процессе центробежной индукционной наплавки по определению необратимых деформаций и поправочного коэффициента для стальных литейных форм наружным диаметром 106,7 и 395 мм. Предложенные зависимости рекомендуются для определения прочностных и геометрических параметров цилиндрических литейных форм, например, при изготовлении биметаллических элементов методами коаксиальной сварки, термообработки, центробежного литья, спекания и наплавки.

Ключевые слова: литейная форма, цилиндрическая оболочка, прочность, нагрев, комплексное нагружение, упруго-пластическое состояние

Введение. Анализ механотермических процессов машиностроительного производства показал необходимость решения задачи по определению прочности цилиндрических литейных форм при нагреве до высоких температур 800–1200 °С и сложном силовом нагружении, обусловленным одновременным действием внутреннего давления, осевой нагрузки и центробежными силами. Такая проблема особенно актуальна при изготовлении биметаллических элементов центробежными методами. При использовании центробежного литья, спекания и наплавки металлическая литейная форма, представляющая собой полую цилиндрическую оболочку, может одновременно являться частью конструкции готового изделия.

В этой связи важной задачей является определение прочностных, конструктивных (геометрических) и эксплуатационных (технологических) параметров по условию допускаемого изменения геометрии оболочки.

Исследованиями напряжений и деформаций в цилиндрических стальных оболочках занимались авторы [1–5]. В работе [1] испытывались стальные трубы при простом нагружении продольной растягивающей силой и внутренним давлением. В [2] проводили испытания тонкостенных стальных труб при сложном нагружении продольной растягивающей силой и внутренним давлением. Тейлор и Квинни [3] подвергали стальные трубы совместному растяжению и кручению при

разном соотношении нагрузок. Работы [4, 5] посвящены экспериментальному исследованию напряженных состояний стальных образцов при нагружении их растягивающей силой и внутренним давлением.

Следует отметить, что в условиях высоких температур необходимо дополнительно учитывать возникновение температурных напряжений и изменение физико-механических характеристик материала. В настоящее время исследования пластически деформируемых деталей при высоких температурах проводят экспериментальными и расчетно-экспериментальными методами [6]. Авторы [7] при расчете толстостенных полимерных цилиндрических оболочек используют нелинейную эмпирическую зависимость физико-механических характеристик материала от температуры. В монографиях [8, 9] показано, что у сталей по мере повышения температуры модуль Юнга уменьшается сначала медленно, а затем интенсивно и уже при температуре 800 °С становится меньше в 2 раза, в то время как коэффициент Пуассона увеличивается до 1,5 раз. Такое существенное изменение физико-механических характеристик неизбежно сказывается на точности расчетов, что на практике приводит к неточности определения прочности и в конечном итоге к браку продукции. Значения физико-механических параметров для температур до 800 °С могут быть использованы при расчетах параметров закалки и термообработки, однако при индукционном нагреве в процессах коаксиальной сварки, спекания, центробежного литья и наплавки температуры достигают 1200 °С. В то же время систематизированные данные о поведении сталей при температурах выше 800 °С отсутствуют [10–12].

Экспериментальное определение значений физических констант — модуля упругости и коэффициента Пуассона — является сложной технической задачей, требующей обеспечения высокой точности при проведении специальных испытаний модельных образцов в условиях высоких температур. Изменение механических характеристик материала, влияющих на точность выполняемых расчетов, может быть скорректировано использованием экспериментальных данных полномасштабного эксперимента. Так в работе [13] используется метод расчета тонкостенных оболочечных конструкций, основанный на корректировке расчетных значений с учетом экспериментальных данных.

В этой связи целью настоящей работы являлось создание расчетно-экспериментального метода определения геометрических параметров с учетом прочностных характеристик цилиндрических литейных форм при комплексном термосиловом нагружении, учитывающего изменение физико-механических характеристик при нагреве и позволяющего не допускать изменения гео-

метрии и предотвращать брак получаемой продукции за счет ограничения технологических параметров производственных процессов.

Анализ напряженно-деформированного состояния оболочки при силовом нагружении. Предварительный анализ напряженно-деформированного состояния показал, что при осевом вращении круговой цилиндрической оболочки центробежные силы $q_{ц}$ действуют в радиальном направлении и оказывают разрывающее действие, приложение внутреннего давления p , обусловленного наличием формуемого материала (шихты), усиливает это действие (рисунок 1). Осевая сила F_{np} (возникающая от упругого закрепления сборки в центрах установок) является нагрузкой, направленной на смятие. Поэтому комплексное нагружение цилиндрической оболочки полем центробежных сил, внутренним давлением и осевой силой может привести к потере ее начальной геометрии (образование бочкообразной формы и т. д.) и даже к ее разрыву, что влияет на безопасные условия работы с литейными формами и качество получаемой продукции.

Осевое напряжение σ_z при условии равномерного распределения по сечению осевой силы прижима F_{np} можно определить по формуле:

$$\sigma_z = \frac{F_{np}}{\pi(r_2^2 - r_1^2)}, \quad (1)$$

где r_1 и r_2 — внутренний и наружный радиусы оболочки соответственно.

На основе обобщенного закона Гука и условия совместности деформации запишем систему уравнений для определения радиальных σ_r и окружных σ_ϕ напряжений в полярных координатах:

$$\begin{cases} \sigma_r = \frac{r_2^2 - r^2}{r^2(r_2^2 - r_1^2)} \left[(r^2 - r_1^2)(r_2^2 - r_1^2)(3 + \mu) \frac{\gamma \omega^2}{8g} - p r_1^2 \right]; \\ \sigma_\phi = \frac{1}{r^2(r_2^2 - r_1^2)} \left[p r_1^2 (r^2 + r_2^2) + (r_2^2 - r_1^2) \frac{\gamma \omega^2}{8g} (r_1^2 r_2^2 (3 + \mu) + \right. \\ \left. + r^2 (r_1^2 + r_2^2)(3 + \mu) - r^4 (1 + 3\mu) \right], \end{cases} \quad (2)$$

где r — текущий радиус оболочки; p — внутреннее давление; μ — коэффициент Пуассона; γ — удельный вес материала; g — ускорение силы тяжести; ω — угловое ускорение.

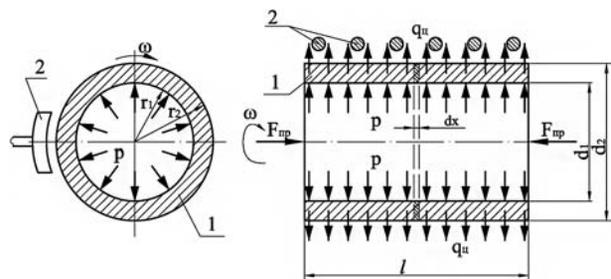


Рисунок 1 — Схема нагружения цилиндрической оболочки:
1 — оболочка; 2 — индуктор; d_1 и d_2 — внутренний и наружный диаметр оболочки соответственно; l — длина

Далее проверку прочности оболочки от действия силового нагружения следует проводить по эквивалентным напряжениям, определяемым согласно IV теории прочности (теории удельной потенциальной энергии формоизменения) [9, 12].

Напряженно-деформированное состояние оболочки при комплексном термосиловом нагружении. Используя зависимости для определения напряжений [14], а также дифференциальные уравнения совместности деформаций и принимая граничные условия, что осевые деформации постоянны и коэффициент пластичности равен единице, можно получить:

$$\begin{cases} \sigma_r = \beta \left(1 - \frac{r_2^2}{r^2} \right) - \frac{E\alpha T}{2(1-\mu)} \left(\frac{r_2^2}{r^2} - 1 \right) + \Omega \left(1 + \frac{r_1^2}{r_2^2} - \frac{r^2}{r_2^2} - \frac{r_1^2}{r^2} \right); \\ \sigma_\varphi = \beta \left(1 + \frac{r_2^2}{r^2} \right) + \frac{E\alpha T}{2(1-\mu)} \left(\frac{r_2^2}{r^2} - 3 \right) + \Omega \left(1 + \frac{r_1^2}{r_2^2} - \frac{1+2\mu}{3-2\mu} \frac{r^2}{r_2^2} + \frac{r_1^2}{r^2} \right); \\ \sigma_z = 2\mu\beta - \frac{E\alpha T}{1-\mu} \left(\frac{r_2^2}{r^2} - 1 \right) + 2\mu\Omega \left(1 + \frac{r_1^2}{r_2^2} - \frac{2}{3-2\mu} \frac{r^2}{r_2^2} \right) + \varepsilon_z E, \end{cases} \quad (3)$$

где σ_r , σ_φ , σ_z , ε_z — напряжения в радиальном, окружном и осевом направлениях и осевая деформация соответственно; E — модуль упругости материала; α — коэффициент линейного расширения материала оболочки;

$$\begin{cases} \beta = \frac{pr_1^2}{r_2^2 - r_1^2} + \frac{E\alpha T}{1-\mu}; \\ \Omega = \frac{3-2\mu}{8(1-\mu)} \frac{\gamma\omega^2}{g} r_2^2, \end{cases}$$

T — текущая температура, которую можно представить через начальную t_n и изменение температуры Δt :

$$T = t_n + \Delta t.$$

Дальнейшую проверку прочности оболочки от действия термосилового нагружения также следует выполнять по IV теории прочности.

Расчет термосиловых перемещений оболочки. Расчет термосиловых перемещений цилиндрической оболочки выполняется аналитическим методом и основан на использовании принципа суперпозиции: силы, действующие в радиальном и осевом направлениях оболочки, независимы друг от друга.

Радиальные перемещения приводят к увеличению диаметра оболочки и, вследствие ограниченности движения у торцов, имеют максимальное значение в середине оболочки, изменяя форму оболочки с правильной цилиндрической на бочкообразную. Осевая нагрузка в этом случае вызывает дополнительный изгиб стенок оболочки, увеличивая тем самым суммарные радиальные перемещения.

Уравнение для расчета радиального перемещения в середине оболочки от действия центро-

бежных сил и внутреннего давления запишем следующим образом:

$$\Delta_1 = \frac{1}{E} \left[A(1-\mu)r + B(1-\mu)\frac{1}{r} - (1-\mu^2)\frac{\gamma\omega^2}{8g}(r-r_1)^3 \right], \quad (4)$$

где A, B — постоянные интегрирования, определяемые из граничных условий [15].

Радиальное перемещение в оболочке с учетом температурных деформаций:

$$\Delta_2 = \alpha r \Delta t + \Delta_1. \quad (5)$$

Для радиуса срединной поверхности кольца формула (5) с учетом (4) принимает вид:

$$\begin{aligned} \Delta_2 = \alpha \Delta t \left(\frac{r_2+r_1}{2} \right) + \frac{1}{E} \left[A(1-\mu) \left(\frac{r_2+r_1}{2} \right) + \right. \\ \left. + B(1-\mu) \left(\frac{2}{r_2-r_1} \right) - (1-\mu^2) \frac{\gamma\omega^2}{8g} (r_2-r_1)^3 \right]. \end{aligned} \quad (6)$$

Величина дополнительных радиальных перемещений от осевой нагрузки в кольце шириной dx , расположенном посередине длины оболочки, может быть определена по формулам:

- для длинной оболочки

$$\Delta_3 = c_2, \quad (7)$$

- для короткой оболочки

$$\Delta_3 = C_0, \quad (8)$$

где c_2 и C_0 — коэффициенты, определяемые в соответствии с [15].

Тогда суммарное перемещение срединной поверхности цилиндрической оболочки в радиальном направлении от действующих нагрузок на расстоянии $x = \ell/2$ от его торца примет вид:

$$\Delta = \Delta_2 + \Delta_3. \quad (9)$$

Полученные зависимости (4)–(9) по нахождению радиальных перемещений основаны на положениях, разработанных В.И. Феодосьевым для толстостенных цилиндров и быстровращающихся дисков, путем учета дополнительных деформаций, возникающих от изгиба оболочки при ее осевом симметричном нагружении. Предложенный метод определения геометрических параметров литейных форм можно использовать как для толстых и тонких, так и для длинных и коротких оболочек. Расчет коротких оболочек следует проводить на основе функций А.Н. Крылова.

Расчет допускаемой осевой силы цилиндрической оболочки при термосиловом нагружении. Величина допускаемой осевой силы (ДОС) при известных параметрах нагружения (угловой скорости вращения ω , внутреннего давления p , разности температур Δt) определяется из двух условий: прочности и отклонения размеров. За искомую величину ДОС выбирается минимальное значение.

При определении величины осевой нагрузки из условия прочности принимается, что в любом

поперечном сечении оболочки главный вектор усилий равен осевой силе, тогда для упругого напряженного состояния имеем:

$$F_{np} = 2\pi \int_{r_1}^{r_2} \sigma_z r dr. \quad (10)$$

Подставив величину σ_z из формул (3) в выражение (10), получим уравнение для определения осевой силы:

$$F_{np} = \pi(r_2^2 - r_1^2) \times \left[\left(2\mu\beta + E\varepsilon_z + \frac{4\mu(1-\mu)}{3-2\mu} \Omega \left(1 + \frac{r_1^2}{r_2^2} \right) - \frac{E\alpha T}{1-\mu} \right) \right]. \quad (11)$$

Выразив величину осевых деформаций из уравнения (11) и подставив ее в выражение (3), можно определить зависимость осевых напряжений от силы F_{np} .

Согласно гипотезе удельной энергии формоизменения эквивалентное напряжение определяется следующим образом [12]:

$$\sigma_{эkv} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_\phi - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2 + (\sigma_r - \sigma_\phi)^2}. \quad (12)$$

Условие прочности имеет вид:

$$\sigma_{эkv} \leq [\sigma], \quad (13)$$

где $[\sigma] = \sigma_y/n$ — допускаемые напряжения; σ_y — предел текучести материала; n — коэффициент запаса.

Подставив зависимости (3) с учетом (11) и (12) в (13), можно рассчитать ДОС для рассматриваемого случая, исходя из условия прочности.

При определении ДОС по отклонению размеров, необходимо проверять выполнение условия:

$$\Delta_{max} \leq [\Delta], \quad (14)$$

где Δ_{max} — максимальные радиальные перемещения в цилиндрической оболочке, определяемые по формуле (9); $[\Delta]$ — допускаемые радиальные перемещения.

В качестве примера проведен расчет ДОС от технологических параметров для цилиндрической оболочки, выполненной из стали марки Сталь 10 ($\sigma_y = 220$ МПа, $n = 1,2$, $[\sigma] = 183$ МПа, $E = 2 \cdot 10^5$ МПа, $\mu = 0,27$, $\gamma = 7850$ кг/м³, $\alpha = 13,2 \cdot 10^{-6}$ 1/град), с наружным радиусом от 30 до 500 мм. Графически результаты исследований сложнонагруженных литейных форм ($\ell = 0,4$ м, $t_n = 800$ °С, $\Delta t = 200$ °С, $p = 1$ МПа, $\omega = 7$ рад/с) представлены на рисунках 2, 3.

При расчетах, выполненных по условию прочности, было установлено, что зависимость ДОС от толщины стенки h оболочки имеет параболический характер (см. рисунок 2). При этом, чем больше площадь поперечного сечения, тем большие нагрузки может выдержать цилиндрическая оболочка, т. е. при одинаковой толщине стенки h литейная форма с большим радиусом обладает большей жесткостью (см. рисунок 2). Поскольку

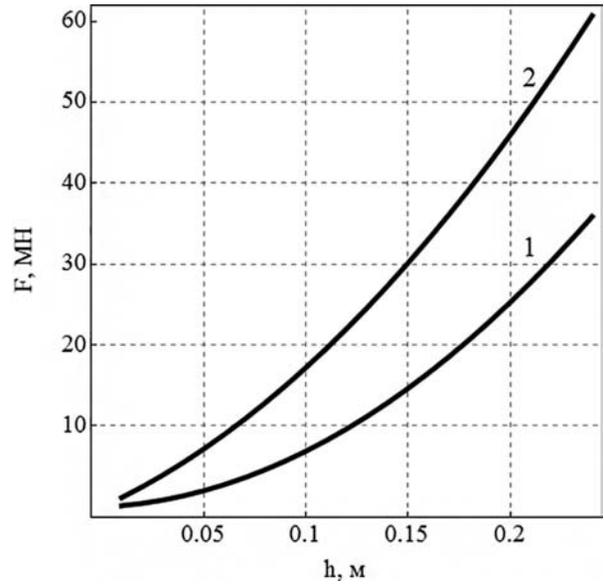


Рисунок 2 — Зависимость ДОС от толщины оболочки: 1 — $r_1 = 0,01$ м; 2 — $r_1 = 0,1$ м

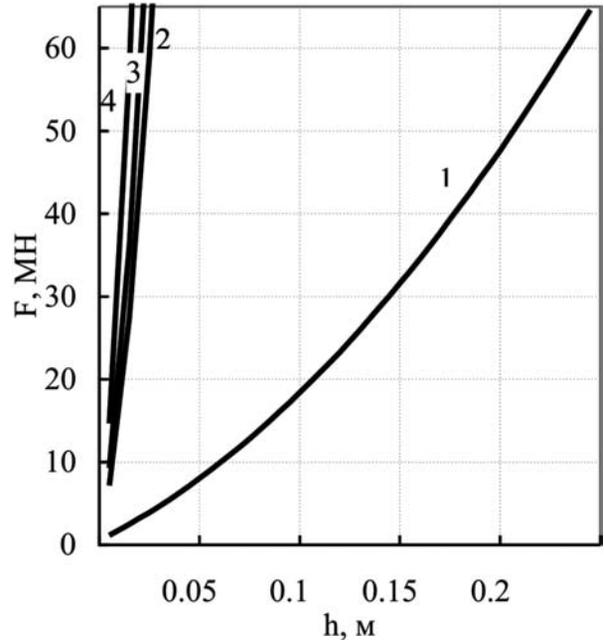


Рисунок 3 — Зависимость ДОС от толщины оболочки ($r_1 = 0,1$ м): 1 — по условию прочности; 2, 3, 4 — по условию отклонения размеров для 10, 12 и 14 квалитетов соответственно

при расчетах напряжений была принята гипотеза плоских сечений, то длина оболочки не оказывает влияния на величину ДОС. Расчеты показывают, что зависимость ДОС от внутреннего радиуса цилиндра при постоянной толщине стенки h имеет характер, близкий к линейному. Зависимость ДОС от угловой скорости ω имеет вид параболы, а от изменения температуры — линейный характер, однако влияние этих параметров в рассматриваемых диапазонах ($\omega = 0 \div 10$ рад/с; $\Delta t = 0 \div 300$ °С) на величину осевой силы незначительно и составляет не более $1 \cdot 10^{-4}$ %.

Найденная ДОС должна быть проверена по условию отклонения размеров (14). Для исследуе-

Таблица — Сводные данные к экспериментальному измерению деформаций литейных форм

Тип оболочки	тонкостенная	толстостенная
Материал	Сталь 3	Сталь 10
Габариты $d_1 \times d_2 \times l$, мм	96,8×106,7×115	355×395×85
Нагрузки:		
частота вращения, об/мин	2000	800
осевая сила $F_{пр}$, Н	1000	1000
температура нагрева, °С	1020	1000
внутреннее давление p , Па	6466	3607
Средняя величина необратимых деформаций, мм (по измерению 10 образцов)	0,02	0,10
Поправочный коэффициент k	1,031	1,042

мых цилиндрических форм допускаемые отклонения размеров определяются в соответствии с [16]. На рисунке 3 ($r_1 = 0,1$ м) показано изменение ДОС по условию (14) в зависимости от наружного радиуса для деталей, выполненных по 10, 12 и 14 квалитетам.

Таким образом, при расчетах величина ДОС выбирается минимальной, исходя из условий прочности и отклонения размеров. При этом с увеличением толстостенности литейной формы величина ДОС возрастает и ограничивается в рассматриваемом случае условием прочности (см. рисунок 3).

Метод расчета на прочность литейных форм с учетом необратимых деформаций. Первоначально следует проводить анализ напряжено-деформированного состояния оболочки по формулам (1) и (2) от действия только силовой нагрузки и затем по (3) от термосилового воздействия с окончательным выполнением проверки условия IV теории прочности (13). В случае удовлетворения эквивалентных напряжений условию прочности необходимо осуществить дальнейший расчет радиальных перемещений, используя формулы (6)–(9). Для получения качественных изделий, особенно в условиях, когда литейная форма является в последующем частью готового изделия, например, в случае изготовления биметаллических элементов, отклонения геометрических размеров литейных форм следует ограничивать в пределах полей стандартных допусков и посадок:

$$[\Delta] \geq k \Delta, \quad (15)$$

где k — поправочный коэффициент, полученный при проведении полномасштабных экспериментов; Δ — суммарное перемещение по (9); $[\Delta]$ — допускаемое перемещение оболочки в радиальном направлении, определяемое полем допуска соответствующего квалитета.

Общий вид центробежной экспериментальной установки и нагретой токами высокой частоты литейной формы при выполнении полномасштабного эксперимента показан на рисунке 4.

Обработанные результаты эксперимента по измерению необратимых деформаций цилиндрических литейных форм приведены в таблице.

Введение поправочного коэффициента в формулу (15) позволяет повысить точность расчета радиальных перемещений литейных форм на 3–5 %.

Заключение. Предложено рассматривать цилиндрическую литейную форму в виде круговой оболочки. Показано, что для обеспечения безопасных условий работы с литейными формами и качества получаемой продукции при расчете оболочки необходимо учитывать комплексное одновременное действие внутреннего давления, нагрева, центробежных и осевой сил.

Проанализированы закономерности изменения эквивалентного напряжения оболочки в зависимости от внутреннего давления, осевой силы и скорости ее вращения. Установлено, что при нагружении литейной формы осевой (продольной) силой или внутренним давлением эквивалентное напряжение изменяется по линейному закону; при нагружении полем центробежных сил зависимость эквивалентных напряжений от угловой скорости вращения принимает параболический вид.

На основе принципа суперпозиции, положений теории толстостенных цилиндров и быстро-вращающихся дисков, разработанных В.И. Фео-

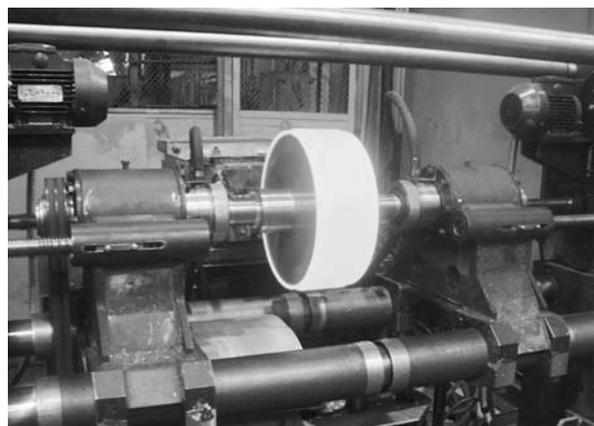


Рисунок 4 — Общий вид центробежной экспериментальной установки и нагретой токами высокой частоты литейной формы

досевым, теории расчета коротких (функции А.Н. Крылова) и длинных оболочек получены зависимости для определения радиальных перемещений и допускаемой осевой силы при комплексном силовом нагружении и нагреве цилиндрической оболочки.

Проведен анализ зависимости допускаемой осевой силы от технологических параметров и геометрических размеров оболочки. Построены графики изменения допускаемой осевой силы от толщины стенки оболочки при комплексном термосиловом нагружении. Исследованы стальные литейные формы с наружным диаметром от 30 до 500 мм с запасом прочности 1,2. Установлено, что в рассматриваемых диапазонах значения нагрузок ($\omega = 0 \div 10$ рад/с; $\Delta t = 0 \div 300$ °С) не оказывают существенного влияния на допускаемую осевую силу, в то время как увеличение толщины стенки в 25 раз позволяет ее повысить до 35 раз.

Сформулированы основы расчета прочности цилиндрических оболочек для упруго-пластической области нагружения с использованием зависимостей для определения напряжений, полученных В.М. Соболевским. Предложен расчетно-экспериментальный метод определения прочности оболочек при нагреве до температур 800–1200 °С и сложном силовом нагружении, учитывающий изменение физико-механических характеристик материалов путем использования поправочного коэффициента, полученного на основе экспериментальных данных о необратимых деформациях материала оболочки. Проведен полномасштабный эксперимент в процессе центробежной индукционной наплавки по определению необратимых деформаций и поправочного коэффициента в стальных литейных формах. Введение поправочного коэффициента позволяет повысить точность расчета радиальных перемещений литейных форм на 3–5 %.

Предложенные зависимости рекомендуются для определения прочностных и геометрических параметров цилиндрических литейных форм, например, при изготовлении биметаллических элементов методами коаксиальной сварки, спекания, центробежного литья и наплавки.

Список литературы

1. Дэвис, Е. Текучесть и разрушение стали со средним содержанием углерода при сложном напряженном состоянии / Е. Дэвис // Теория пластичности. — М.: Изд-во иностр. лит., 1948. — С. 364–374.
2. Лоде, В. Влияние среднего главного напряжения на текучесть металлов / В. Лоде // Теория пластичности. — М.: Изд-во иностр. лит., 1948. — С. 20–23.
3. Taylor, G. The plastic distortion of metals / G. Taylor, H. Quinney // Philosophical Transactions of the Royal Society. — 1931. — А. 230. — Рр. 323–362.
4. Жуков, А.М. Пластические свойства и разрушение стали при двухосном напряженном состоянии / А.М. Жуков // Инженерный сб. — 1954. — Т. XX. — С. 37–48.
5. Жуков, А.М. Пластические деформации стали при сложном нагружении / А.М. Жуков // Изв. АН СССР. Отд. техн. наук. — 1954. — № 11. — С. 53–61.
6. Праведников, И.С. Определение напряжений в пластически деформируемых деталях [Электронный ресурс] / И.С. Праведников // Нефтегазовое дело. — 2005. — № 1. — Режим доступа: <http://www.ogbus.ru>. — Дата доступа: 09.01.2017.
7. Litvinov, S.V. Flat Axisymmetrical Problem of Thermal Creepage for Thick-Walled Cylinder Made of Recyclable PVC [Electronic resource] / S.V. Litvinov, L.I. Trush, S.B. Yazyev // Procedia Engineering. — 2016. — Vol. 150. — Pp. 1686–1693. — Mode of access: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S187705816314734>. — Date of access: 16.01.2017.
8. Малинин, Н.Н. Прикладная теория пластичности и ползучести / Н.Н. Малинин. — М.: Машиностроение, 1975. — 400 с.
9. Сопротивление материалов / А.Ф. Смирнов [и др.]. — М.: Высш. шк., 1969. — 595 с.
10. Масленков, С.Б. Стали и сплавы для высоких температур: в 2-х кн. / С.Б. Масленков, Е.А. Масленкова. — М.: Металлургия, 1991. — Кн. 1. — 383 с.
11. Справочник по машиностроительным материалам: в 4-х т. / под ред. Г.И. Погодина-Алексеева. — М.: МАШГИЗ, 1959. — Т. 1. — 907 с.
12. Александров, А.В. Сопротивление материалов. Основы теории упругости и пластичности / А.В. Александров, В.Д. Потапов. — М.: Высш. школа, 2002. — 400 с.
13. Chudoba, R. A strain-hardening microplane damage model for thin-walled textile-reinforced concrete shells, calibration procedure, and experimental validation / R. Chudoba, E. Sharei, A. Scholzen // Composite Structures. — 2016. — Vol. 152. — Pp. 913–928.
14. Соболевский, В.М. Упругое и упруго-пластическое состояния неравномерно нагретой вращающейся круговой цилиндрической трубы / В.М. Соболевский // Инженерно-физический журнал. — 1959. — Т. II, № 3. — С. 52–62.
15. Худолей, А.Л. Расчет радиальных перемещений цилиндрической оболочки при термосиловом нагружении / А.Л. Худолей, О.А. Баран, А.М. Гоман // Вестн. БрГТУ. Машиностроение. — 2006. — № 4 (40). — С. 9–13.
16. Общетехнический справочник / под общ. ред. Е.А. Скоорохова. — М.: Машиностроение, 1990. — 496 с.

KHUDOLEY Andrei L., Ph. D. in Eng.

Head of High-precision Surfacing Laboratory

E-mail: khudoley@hmti.ac.by

A.V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Republic of Belarus

BARAN Volha A.

Senior Researcher of the Laboratory of Agricultural Engineering Science

E-mail: baran_olga@yahoo.com

Joint Institute of Mechanical Engineering of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Republic of Belarus

Received 05 April 2017.

CALCULATION OF CYLINDRICAL MOLDS UNDER COMPLEX LOAD

Strength calculation of steel cylindrical molds under complex load (internal represented, heating and centrifugal forces and axes load) that are heated to 800–1200 °C temperature is utilized. Application of this method allows avoiding a geometry changing and prevents the defects in the manufactured product by limitation of the technological parameters of manufacturing processes. Dependences for calculation of tension and deformations of casting molds with the correction coefficient are utilized on the basis of the principles of superposition, the principles of thick-walled cylinder theory and rapidly rotating disk developed by V. Feodosyev, calculation theories of short (Krylov's function) and long shells. The correction coefficient should be defined on the basis of experimental data about molds irreversible deformations. Utilizing the correction coefficient allows increasing by 3–5 % the accuracy of calculations of radial displacement for casting molds. The method for calculation of the limited axial load of cylindrical molds that are loaded by internal pressure, heating and centrifugal forces is offered. The received dependences allow estimating influence of geometrical and technological parameters on the limited axial load. The example of calculation of the limited axial load for the cylindrical shell with an external diameter from 30 to 500 mm under complex load is given. It is established that 25 times increasing shell thickness caused 35 times magnification limits of axial load in a predetermined range of loads. The full-scale experiment for steel molds at the process of centrifugal induction surfacing is performed. Analytical dependences are recommended for determination of strength and geometrical parameters of the cylindrical molds for manufacturing bimetallic parts used at industrial processes of coaxial welding, sintering, heat treatment, centrifugal casting and surfacing.

Keywords: casting mold, cylindrical shell, strength, heat treatment, complex loading, elastic-plastic state

References

- Devis E. Tekuchest i razrushenie stali so srednim soderzhaniiem ugleroda pri slozhnom napryazhennom sostoyanii [Fluidity and destruction of steel with an average carbon content under complex stress state]. *Teoriya plastichnosti* [Theory of Plasticity]. Moscow, Izdatelstvo inostrannoi literatury, 1948, pp. 364–374.
- Lode V. Vliyaniye srednego glavnogo napryazheniya na tekuchest metallov [Effect of average principal stress on the metal fluidity]. *Teoriya plastichnosti* [Theory of Plasticity]. Moscow, Izdatelstvo inostrannoi literatury, 1948, pp. 20–23.
- Taylor G., Quinney H. The plastic distortion of metals. *Philosophical transactions of the Royal Society*, 1931, vol. 230, pp. 323–362.
- Zhukov A.M. Plasticheskiye svoystva i razrusheniye stali pri dvuhosnom napryzhenom sostoyanii [Plastic properties and destruction of steel under biaxial stress state]. *Inzhenernyi sbornik* [Engineering Digest], 1954, vol. 20, pp. 37–48.
- Zhukov A.M. Plasticheskiye deformatsii stali pri slozhnom nagruzhenii [Plastic deformation of steel under complex loading]. *Izvestiya AN SSSR. Otdelenie tehnikeskikh nauk* [Bulletin of the Academy of Sciences of the USSR. Series of. Technical Sciences], 1954, no. 11, pp. 53–61.
- Pravednikov I.S. Opredeleniye napryazheniy v plasticheski deformiruemyyh detalayah [Determination of stress in the plastically deformable parts]. *Neftegazovoe delo* [Oil and Gas Business], 2005, no. 1. Available at: <http://ogbus.com/article/opredelenie-napryazhenij-v-plasticheski-deformiruemyyh-detalayah/> (accessed 8 November 2006).
- Litvinov S.V., Trush L.I., Yazyev S.B. Flat Axisymmetrical Problem of Thermal Creepage for Thick-Walled Cylinder Made Of Recyclable PVC. *Procedia Engineering*, 2016, vol. 150, pp. 1686–1693. Available at: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S187705816314734/> (accessed 16 January 2017).
- Malinin N.N. *Prikladnaya teoriya plastichnosti i polzuchesti* [Applied theory of plasticity and creep]. Moscow, Mashinostroenie, 1975, 400 p.
- Smirnov A.F., Aleksandrov A.V., Monahov N.I. *Soprotivleniye materialov* [Strength of materials]. Moscow, Vysshaya Shkola, 1969. 595 p.
- Maslenkov S.B., Maslenkova E.A. *Stali i splavy dlya vysokih temperatur* [Steels and alloys for high temperatures]. Moscow, Metallurgiya, 1991, vol. 1. 383 p.
- Pogodin-Alekseev G.I. *Spravochnik po mashinostroitelnym materialam* [Handbook of Engineering Materials]. Moscow, MASHGIZ, 1959, vol. 1. 907 p.
- Aleksandrov A.V., Potapov V.D. *Soprotivleniye materialov. Osnovy teorii uprugosti i plastichnosti* [Strength of materials. Fundamentals of the theory of elasticity and plasticity]. Moscow, Vysshaya Shkola, 2002. 400 p.
- Chudoba R., Sharei E., Scholzen A. A strain-hardening micro-plane damage model for thin-walled textile-reinforced concrete shells, calibration procedure, and experimental validation. *Composite Structures*, 2016, vol. 152, pp. 913–928.
- Sobolevskiy V.M. Uprugoye i uprugo-plasticheskoye sostoyaniya neravnomerno nagretoy vrashchayushchey krugovoy tsilindricheskoy trubyy [Elastic and elastic-plastic state non-uniformly heated rotating circular cylindrical tube]. *Inzhenerno-fizicheskij zhurnal* [Journal of Engineering Physics and Thermophysics], 1959, vol. 2, no. 3, pp. 52–62.
- Khudoley A.L., Baran V.A., Goman A.M. Raschet radialnyh peremeshcheniy tsilindricheskoy obolochki pri termosilovom nagruzhenii [The calculation of the radial displacements of the cylindrical shell with thermo-loading]. *Vestnik BrSTU. Mashinostroenie* [Bulletin of Brest State Technical University. Mechanical Engineering], 2006, vol. 4(40), pp. 9–13.
- Skorohodov E.A. *Obshchetechnicheskij spravochnik* [General Technical Handbook]. Moscow, Mashinostroenie, 1990. 496 p.