

УДК 539.3:624.074.433

А.А. Кожухарь, магистр, Одес. нац. политехн. ун-т

ОСОБЕННОСТИ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОГО ИЗГИБА КОРПУСА МНОГООПОРНОГО АВТОКЛАВА

А.А. Кожухарь. Особливості термомеханічного згину корпусу багатоопорного автоклава. Досліджується характер зігнутої осі корпусу багатоопорного автоклава у випадку дії на нього системи силових і температурних навантажень із урахуванням піддатливості опор. Отримано вирази для функції прогину відповідної оболонки-балки і для температурного перепаду по висоті перерізу корпусу, при якому відбувається його відхід від проміжних опор. Проаналізовано можливі типи цього відходу для жорсткого та пружнопіддатливого варіантів опорної системи.

Ключеві слова: автоклав, корпус, опори, зігнута вісь, температурний перепад.

А.А. Кожухарь. Особенности термомеханического изгиба корпуса многоопорного автоклава. Исследуется характер изогнутой оси корпуса многоопорного автоклава в случае действия на него системы силовых и температурных нагрузок с учетом податливости опор. Получены выражения для функции прогиба соответствующей оболочки-балки и для температурного перепада по высоте сечения корпуса, при котором происходит его отход от промежуточных опор. Проанализированы возможные типы этого отхода для жесткого и упругоподатливого вариантов опорной системы.

Ключевые слова: автоклав, корпус, опоры, изогнутая ось, температурный перепад.

A.A. Kozhuchar. Features of termomechanical bending of multisupported autoclave body. The character of the bent axis of the multisupported autoclave body is researched in case of its being acted upon by the system of force and temperature loads in view of support compliance. The expressions for the function of a deflection of the corresponding shell-beam and for temperature gradient on the height of the body section, at which it deviates from intermediate supports, are obtained. The possible types of this deviation for rigid and elastic variants of support system are analyzed.

Keywords: autoclave, body, supports, bent axis, temperature gradient.

Опыт эксплуатации многоопорных горизонтальных автоклавов строительной индустрии показывает, что в рабочих условиях при наличии температурного перепада ΔT по высоте поперечного сечения его корпуса автоклав изгибается со стелой прогиба, направленной вверх [1]. При этом следует ожидать, что отход корпуса загруженного автоклава от опор односторонних связей будет происходить по-разному для жесткой и упругоподатливой опорных систем, а возможные варианты контактных опор могут принципиально отличаться для автоклавов с разными конструктивными характеристиками.

Целью настоящей работы является анализ характера изогнутой оси корпуса автоклава при его термомеханическом изгибе с последующим установлением последовательности его отхода от опор в зависимости от жесткости опорной системы. Подобные исследования для автоклавов строительной индустрии имеют важное практическое значение, т.к. позволят для заданного перепада температур определять соответствующий вариант контактных опор и, далее, сами реакции опор, необходимые для получения полной картины нагружения корпуса автоклава, определяющей его напряженно-деформированное состояние.

Обечайка корпуса загруженного автоклава, вес которого G_A , рассматривалась как цилиндрическая оболочка длиной L с внутренним радиусом R и толщиной стенки h , расположенная на S упругоподатливых опорах с жесткостью c_s ($s = 1, \dots, S$), материал которой имеет коэффициент линейного температурного расширения α_r , модуль упругости E и коэффициент Пуассона μ (рис. 1). Оболочка находится под действием торцевых сосредоточенных сил G_0 и G_S , соответствующих суммарному весу байонетных затворов и крышек корпуса, равномерно распреде-

ленной вдоль оси нагрузки интенсивностью $q_z = (G_A - G_0 - G_S) / L$, вертикальных реакций опор односторонних связей R_s ($s = 1, \dots, S$), а также температурного поля T , удовлетворяющего условиям

$$T = T(X, Y, Z) = T(X, -Y, Z); \quad \int_F T dF = 0,$$

где $F = 2\pi R h$ — площадь кольцевого поперечного сечения корпуса автоклава.

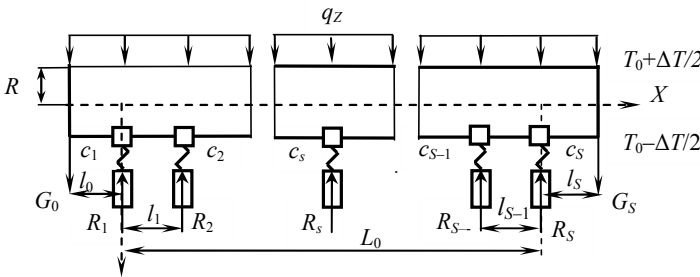


Рис. 1. Расчетная схема цилиндрической оболочки-балки корпуса автоклава

Поскольку приваренные к обечайке опорные ложементы охватывают практически треть соответствующего кругового контура, то для рассматриваемой цилиндрической оболочки в таких местах весь этот контур можно считать недеформируемым и полагать, что ее опорные сечения перемещаются как жесткое целое. Тогда для соответствующей оболочки-балки разрешающие соотношения для вертикального пере-

мещения поперечных сечений ω , изгибающего момента M и перерезывающей силы Q при температурно-механическом изгибе можно представить в виде [2]

$$-EI \frac{d^2 \omega}{dX^2} = M + \frac{4+3}{2} \mu R^2 q_z + \alpha_t E J_T; \quad \frac{dM}{dX} = -Q; \quad \frac{d^2 M}{dX^2} = -\frac{dQ}{dX} = -q_z, \quad (1)$$

где $I = \int_F Z^2 dF = \pi R^3 h$ — осевой момент инерции поперечного сечения;

$J_T = \int_F T Z dF$ — температурный момент.

Для получения уравнения изогнутой оси корпуса автоклава между крайними опорами, расстояние между которыми $L_0 = L - l_0 - l_S$, на основании зависимостей (1) можно сформулировать следующую краевую задачу:

$$EI \frac{d^4 \omega}{dX^4} = q_z - \alpha_t E \frac{d^2 J_T}{dX^2} - \sum_{s=2}^{S-1} R_s \delta(X - X_s), \quad (2)$$

$$EI \frac{d^2 \omega}{dX^2} \Big|_{X=0} = -M_1 - \frac{4+3}{2} \mu R^2 q_z - \alpha_t E J_T; \quad EI \frac{d^3 \omega}{dX^3} \Big|_{X=0} = Q_1 - \alpha_t E \frac{dJ_T}{dX} - c_1 \omega \Big|_{X=0}, \quad (3)$$

$$EI \frac{d^2 \omega}{dX^2} \Big|_{X=L_0} = -M_S - \frac{4+3}{2} \mu R^2 q_z - \alpha_t E J_T; \quad EI \frac{d^3 \omega}{dX^3} \Big|_{X=L_0} = Q_S - \alpha_t E \frac{dJ_T}{dX} + c_S \omega \Big|_{X=L_0}, \quad (4)$$

где $\delta(X - X_s)$ — дельта функция;

X_s — координата центра s -й опоры;

$M_1 = -G_0 l_0 - q_z l_0^2 / 2$ и $M_S = -G_S l_S - q_z l_S^2 / 2$;

$Q_1 = G_0 + q_z l_0$; и $Q_S = -G_S - q_z l_S$.

Реакции контактных опор односторонних связей

$$R_s = c_s \omega_s \text{ при } \omega_s > 0 \text{ (} s = 1, \dots, S \text{)}. \quad (5)$$

При отходе оболочки-балки от промежуточных опор их реакции обращаются в нуль, т.е.

$$R_s = 0 \text{ при } \omega_s \leq 0 \quad (s = 2, \dots, S-1). \quad (6)$$

После четырехкратного интегрирования уравнения (2) и удовлетворения краевым условиям (3), (4) при равномерном вдоль оси оболочки температурном поле T функция прогибов

$$\begin{aligned} \omega(X) = & \frac{q_Z}{24EI} (X^4 - 2 L_0 X^3 + L_0^3 X) + \left[\frac{q_Z}{2} \left(\frac{L_0 - X}{c_1} + \frac{X}{c_S} \right) + \frac{Q_1}{c_1} \frac{L_0 - X}{L_0} - \frac{Q_S}{c_S} \frac{X}{L_0} - \right. \\ & \left. - \frac{1}{c_1} \left(\sum_{s=2}^{S-1} \frac{L_0 - X}{L_0} R_s - \sum_{s=2}^{S-1} \frac{(L_0 - X_s) X}{L_0^2} R_s \right) + \frac{1}{c_S} \left(\sum_{s=2}^{S-1} \frac{(L_0 - X_s) X}{L_0^2} R_s - \sum_{s=2}^{S-1} \frac{X}{L_0} R_s \right) - \right. \\ & \left. - \frac{M_1 - M_S}{c_1 L_0} \frac{L_0 - X}{L_0} + \frac{M_1 - M_S}{c_S L_0} \frac{X}{L_0} \right] + \\ & + \frac{1}{6EI} \left[- \sum_{s=2}^{S-1} (X - X_s)^3 R_s + \sum_{s=2}^{S-1} \frac{(L_0 - X_s)^3 X}{L_0} R_s - \sum_{s=2}^{S-1} (L_0 - X_s) L_0 X R_s + \sum_{s=2}^{S-1} \frac{(L_0 - X_s) X^3}{L_0} R_s \right] + \\ & + \left[- \frac{1}{6EI} (M_1 - M_S) \frac{(L_0^2 - X^2) X}{L_0} + \frac{1}{2EI} \left(M_1 + \frac{4 + 3\mu}{2} R^2 q_Z + \alpha_t E J_T \right) (L_0 - X) X \right]. \end{aligned} \quad (7)$$

Для симметричной конструкции $G_0 = G_S$, $l_0 = l_s$, $Q_1 = -Q_S = Q_0$, $M_1 = M_S = M_0$, $R_1 = R_S = R_0$, $\sum_{s=2}^{S-1} (L_0 - X_s) R_s = \sum_{s=2}^{S-1} X_s R_s$, $G_A = q_Z L_0 + 2Q_0$. Тогда при одинаковых жесткостях $c_1 = c_s = c_S = c_0$ согласно зависимости (7) прогиб

$$\begin{aligned} \omega(X) = & \frac{q_Z}{24EI} (L_0 - X) X (L_0^2 + L_0 X - X^2) + \left(M_0 + \frac{4 + 3\mu}{2} R^2 q_Z + \alpha_t E J_T \right) \frac{(L_0 - X) X}{2EI} + \\ & + \frac{G_A}{2c_0} - \frac{1}{c_0} \sum_{s=2}^{S-1} R_s - \frac{1}{6EI} \sum_{s=2}^{S-1} \left[(X - X_s)^3 - \frac{(L_0 - X_s) X^3}{L_0} - \frac{(L_0 - X_s)^3 X}{L_0} + (L_0 - X_s) L_0 X \right] R_s. \end{aligned} \quad (8)$$

Для температурного поля

$$T(Z) = T_0 - \frac{\Delta T Z}{2R} \quad (T_0 = T(0); -R \leq Z \leq R)$$

температурный момент

$$J_T = \int_F T Z dF = \frac{-\Delta T I}{2R} = -\pi R^2 h \frac{\Delta T}{2}.$$

В этом случае для промежуточного сечения оболочки-балки с координатой $X = X_*$ зависимость (8) при $\omega(X_*) \leq 0$ определяет следующее условие для температурного перепада ΔT , при котором это сечение отходит от опоры

$$\begin{aligned} \Delta T \geq & \frac{2}{\alpha_t E \pi R^2 h} \left\{ \frac{q_Z}{12} (L_0^2 + L_0 X_* - X_*^2) + M_0 + \frac{4 + 3\mu}{2} R^2 q_Z - \right. \\ & \left. - \frac{1}{3L_0 (L_0 - X_*)} \sum_{s=2}^{S-1} (L_0 - X_s) [(L_0^2 - X_*^2) + (L_0 - X_s)^2] R_s \right\} + \frac{2R}{\alpha_t c_0} \frac{1}{(L_0 - X_*) X_*} \left(G_A - \sum_{s=2}^{S-1} R_s \right). \end{aligned} \quad (9)$$

Это позволяет определить перепад в ситуации, когда автоклав отходит вверх от всех промежуточных опор и опирается только на две крайние. Для этого в нем необходимо положить все промежуточные реакции $R_s = 0$ ($s = 2, \dots, S-1$), а затем, если опоры расставленными рав-

номерно, найти значения $\Delta T_{(1)}$ при $X_* = L_0 / 2$ (неконтактной становится средняя опора) и $\Delta T_{(2)}$ при $X_* = X_1 = L_0 - X_s = L_0 / (S - 1)$ (неконтактными становятся вторая и предпоследняя опоры):

$$\Delta T_{(1)} = \frac{2}{\alpha_t E \pi R^2 h} \left[\frac{5}{48} q_Z L_0^2 + M_0 + \frac{4 + 3\mu}{2} q_Z R^2 \right] + \frac{2R}{\alpha_t c_0} \frac{4G_A}{L_0^2}, \quad (10)$$

$$\Delta T_{(2)} = \frac{2}{\alpha_t E \pi R^2 h} \left[\frac{(S-1)^3 + 2S-1}{12(S-2)(S-1)^2} q_Z L_0^2 + M + \frac{4 + 3\mu}{2} q_Z R^2 \right] + \frac{2R}{\alpha_t c_0} \frac{(S-1)^2 G_A}{(S-2)L_0^2}. \quad (11)$$

Сравнение этих значений позволяет определить два типа отхода корпуса автоклава от опор при возрастании температурного перепада ΔT :

— отход при $\Delta T_{(2)} > \Delta T_{(1)}$, когда опоры последовательно становятся неконтактными от середины корпуса к его краям;

— отход при $\Delta T_{(1)} > \Delta T_{(2)}$, когда опоры последовательно становятся неконтактными от краев к середине корпуса.

Отход от всех промежуточных опор происходит при наибольшем из этих значений ΔT .

Для исследования характера изогнутой оси корпуса автоклава использовалась производная функции прогиба (8)

$$\frac{d\omega(X)}{dX} = -\frac{q_Z}{6} \left(X^2 - L_0 X - \frac{L_0^2}{2} \right) \frac{L_0 - 2X}{2EI} + \left(M_0 + \frac{4 + 3\mu}{2} R^2 q_Z + \alpha_t E J_T \right) \frac{L_0 - 2X}{2EI} - \frac{\bar{R}(X)}{6EI},$$

$$\text{где } \bar{R}(X) = \sum_{s=2}^{S-1} \left[3(X - X_s)^2 - \frac{3(L_0 - X_s)X^2}{L_0} + \frac{(L_0 - X_s)(2L_0 X_s - X_s^2)}{L_0} \right] R_s.$$

Полагая эту производную равной нулю и учитывая, что при отсутствии промежуточных опор $\bar{R}(X) = 0$, получено уравнение

$$\left(X - \frac{L_0}{2} \right) \left[\left(X - \frac{L_0}{2} \right)^2 - \frac{3L_0^2}{4} - \frac{6}{q_Z} \left(M_0 + \frac{4 + 3\mu}{2} R^2 q_Z + \alpha_t E J_T \right) \right] = 0,$$

корни которого имеют вид

$$X_{(1)} = \frac{L_0}{2} \left(1 - \sqrt{3 + \Delta_a - \frac{\Delta T}{T_M}} \right); \quad X_{(2)} = \frac{L_0}{2}; \quad X_{(3)} = \frac{L_0}{2} \left(1 + \sqrt{3 + \Delta_a - \frac{\Delta T}{T_M}} \right), \quad (13)$$

где $0 \leq X_{(1)} < X_{(2)} < X_{(3)} \leq L_0$;

$$T_M = \frac{q_Z}{12\pi\alpha_t E} \frac{L_0^2}{h R^2};$$

$$\Delta_a = \frac{24}{q_Z L_0^2} \left(M_0 + \frac{4 + 3\mu}{2} R^2 q_Z \right).$$

На основании анализа выражений (13) для различных значений температурного перепада ΔT можно установить три основные формы изогнутой оси корпуса автоклава при отходе от всех промежуточных опор (рис. 2), которые имеют место при:

— $0 \leq \Delta T / T_M < (2 + \Delta_a)$, когда функция $\omega(X)$ имеет один локальный максимум при $X_{(2)} = L_0 / 2$ (рис. 2, а);

— $(2 + \Delta_a) < \Delta T / T_M \leq (3 + \Delta_a)$, когда функция $\omega(X)$ имеет два локальных минимума при $0 \leq X_{(1)} < L_0 / 2$ и $L_0 / 2 < X_{(3)} = L_0 - X_{(1)} \leq L_0$, а также один локальный максимум при $X_{(2)} = L_0 / 2$ (рис. 2, б);

— $\Delta T / T_M > (3 + \Delta_a)$, когда функция $\omega(X)$ имеет один локальный минимум при $X_{(2)} = L_0 / 2$ (рис. 2, в).

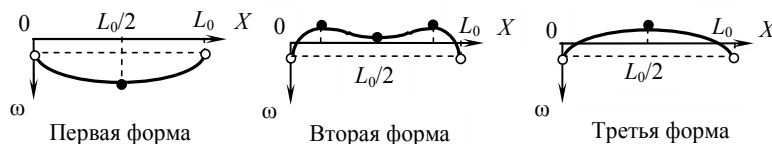


Рис. 2. Основные формы изогнутой оси корпуса автоклава при отходе от всех промежуточных опор

Рассматривался автоклав строительной индустрии АП 12-3,6x27 со следующими параметрами: $S = 10$, $R = 1,8$ м, $L = 26,4$ м, $h = 0,028$ м, $l_0 = l_s = 0,6$ м, $l_s = 2,8$ м, $L_0 = 25,2$ м, $G_A = 4520$ кН, $G_0 = G_s = 163,4$ кН, $M_0 = 208,4$ кНм, $q_z = 158,8$ кН/м, $\alpha_t = 1,2 \cdot 10^{-5}$ $1/^\circ\text{C}$, $E = 2 \cdot 10^5$ МПа (сталь 15К). Считалось, что жесткость опор c_0 равна жесткости опорного лжементу, имеющего периметр a и высоту b , и что $c_0 = Eh \cdot a / b$. При конструктивном отношении $a / b = 4$ $c_0 = 2 \cdot 10^7$ кН/м. В таблице приведены результаты расчета опорных реакций $R_s = c_0 \cdot \omega(X_s)$ при разном количестве контактных промежуточных опор. При уменьшении их числа с увеличением температурного перепада ΔT наблюдается значительная перегрузка крайних опор, что крайне нежелательно для нормальной эксплуатации многоопорных автоклавов.

Результаты расчета опорных реакций для автоклава АП 12-3,6x27

Температурный перепад ΔT , $^\circ\text{C}$	Опорная реакция R_s , кН				
	1	2	3	4	5
0	500	440	440	440	440
10	850	0	560	420	430
15	1170	0	0	680	410
22	1520	0	0	0	740
33,5	2260	0	0	0	0

Кроме, того определены величины температурного перепада ΔT по формулам (10) и (11), при котором корпус автоклава отходит от всех промежуточных опор в случае жестких опор ($c_0 = 2 \cdot 10^7$ кН/м), а также когда они имеют существенную податливость ($c_0 = 2 \cdot 10^5$ кН/м).

При этом установлено следующее.

Для автоклава АП 12-3,6x27 на жестких опорах было получено $\Delta T_{(1)} = 33,5$ $^\circ\text{C}$, $\Delta T_{(2)} = 30,5$ $^\circ\text{C}$ и $\Delta T_{(1)} > \Delta T_{(2)}$ (отход происходит по второму типу), а на податливых опорах — $\Delta T_{(1)} = 75$ $^\circ\text{C}$, $\Delta T_{(2)} = 126$ $^\circ\text{C}$ и $\Delta T_{(2)} > \Delta T_{(1)}$ (отход происходит по первому типу). Для автоклава АП 16-2x40,4 на жестких опорах было получено $\Delta T_{(1)} = 72$ $^\circ\text{C}$, $\Delta T_{(2)} = 50,5$ $^\circ\text{C}$ и $\Delta T_{(1)} > \Delta T_{(2)}$, а на податливых опорах — $\Delta T_{(1)} = 127$ $^\circ\text{C}$, $\Delta T_{(2)} = 104,5$ $^\circ\text{C}$ и также $\Delta T_{(1)} > \Delta T_{(2)}$ (отход всегда происходит по второму типу).

Эти результаты позволяют констатировать, что на тип отхода корпуса автоклава от опор существенно влияет жесткость опорной системы, с уменьшением которой регламентируемый для автоклавов строительной индустрии температурный перепад $\Delta T = 45$ $^\circ\text{C}$ может быть значи-

тельно увеличен. В этой связи для таких систем в дальнейшем целесообразны конструкторские разработки, направленные на повышение их податливости, например, за счет установки тарельчатых пружин.

Литература

1. Кожухарь, А.А. Оценка температурных напряжений в корпусах автоклавов стройиндустрии / А.А. Кожухарь, В.А. Белоус, П.А. Белоус // Тр. Одес. политехн. ун-та. — Одесса, 2009. — Вып. 2(32). — С. 27 — 30.
2. Новожилов, В.В. Линейная теория тонких оболочек / В.В. Новожилов, К.Ф. Черных, Е.И. Михайловский. — Л.: Политехника, 1991. — 656 с.

References

1. Kozhukhar', A.A. Otsenka temperaturnykh napryazheniy v korpusakh avtoklavov stroyindustrii [Estimation of Temperature Stress in the Bodies of Building Industry Autoclaves //] / A.A. Kozhukhar', V.A. Belous, P.A. Belous // Tr. Odes. politekhn. un-ta. [Transactions of the Odessa Polytech. Univ.] — Odessa, 2009. — Issue 2(32). — PP. 27 — 30.
2. Novozhilov, V.V. Lineynaya teoriya tonkikh obolochek [Linear Theory of Thin Shells] / V.V. Novozhilov, K.F. Chernykh, E.I. Mikhaylovskiy. — Leningrad, 1991. — 656 p.

Рецензент канд. техн. наук, доц. Одес. нац. политехн. ун-та Хомяк Ю.М.

Поступила в редакцию 26 июня 2011 г.