

УДК 539.3: 621.7-97: 666.1.001.5

РЕЛАКСАЦИЯ НАПРЯЖЕНИЙ В ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ СПЯХ СТЕКЛА С МЕТАЛЛОМ С УЧЕТОМ КАЧЕСТВА ЗОНЫ СОЕДИНЕНИЯ

А. А. Буренин^{*,**}, О. Н. Любимова^{*}, Э. П. Солоненко^{*}

^{*} Дальневосточный федеральный университет, 690950 Владивосток, Россия

^{**} Институт машиноведения и металлургии ДВО РАН,

681005 Комсомольск-на-Амуре, Россия

E-mails: imimdvoran@rambler.ru, berms@mail.ru, el-solonenko@yandex.ru

С учетом сложного поведения стекла (явления стеклования) и степени сцепления слоев стекла и металла предложен численно-аналитический метод расчета эволюции напряженного состояния стеклометаллокомпозита при температурной обработке. Исследовано влияние релаксационных процессов в зоне соединения стекла и металла на технологические и остаточные напряжения в композите.

Ключевые слова: технологические напряжения, стеклование, релаксационные процессы.

DOI: 10.15372/PMTF20180615

Введение. Начиная с 60-х гг. XX в. в химической промышленности используются цельнотянутые стеклометаллические трубы с толстым внутренним стеклянным покрытием. В последнее время стеклометаллический материал применяется при изготовлении оболочек корпусов глубоководных аппаратов. Заметим, что технология изготовления этого материала существенно менялась. В настоящее время он получил название стеклометаллокомпозита. Технология его изготовления разработана В. В. Пикулем [1, 2]. Стеклометаллокомпозит (СМК) — новый слоистый композиционный материал, в котором слой металла чередуются со слоями стекла. Получены экспериментальные образцы трехслойной цилиндрической трубы (АМг — алюмосиликат — АМг) [2] и двухслойного стержня (сталь (Ст.Зсп, Ст.10, Ст.20) — стекло (С-49, СН-1)) [3], исследуются технологические режимы изготовления образцов и их свойства.

Технология изготовления и режимы эксплуатации спаев стекла с металлом основаны на изменении температуры, теплофизических, механических характеристик материалов и их структуры, что обуславливает появление технологических и остаточных напряжений, а следовательно, и дефектов, разупрочняющих спай. В Институте химии силикатов им. И. В. Гребенщикова РАН (Санкт-Петербург) разработаны релаксационная теория отжига спаев стекла с другими материалами и алгоритмы расчета напряжений при температурной обработке плоских вакуумно-плотных двухслойных спаев стекла с металлом [4]. Эти алгоритмы используются при расчетах напряжений в аморфных покрытиях [5]. Следует отметить, что во всех расчетах, проводимых с помощью релаксационной теории от-

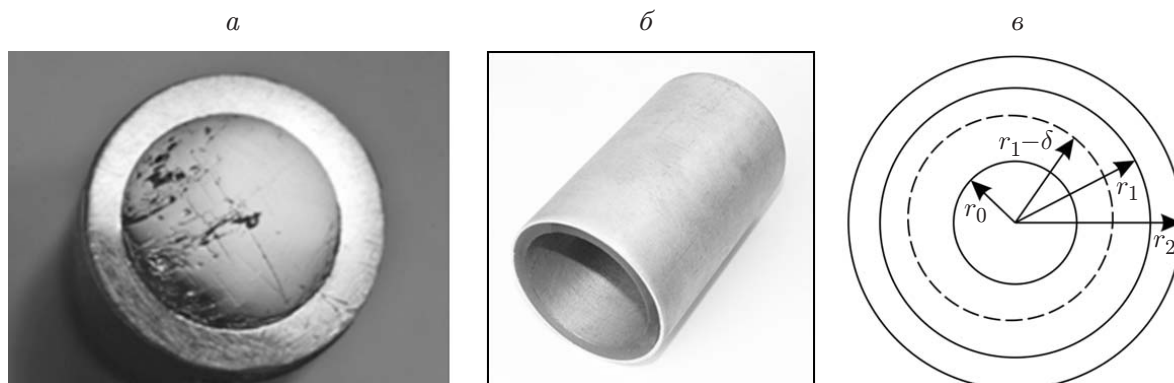


Рис. 1. Стеклометаллокомпозитные образцы и расчетная область:
 а — поперечное сечение стержня из СМК, б — образец трубы из СМК, в — расчетная область исследуемого образца; $r_0 \leq r \leq r_1$ — стекло, $r_1 \leq r \leq r_2$ — металл; δ — ширина зоны диффузии

жиги спаев, не учитывается влияние краевых эффектов. Это не позволяет получить оценку напряженно-деформированного состояния в зависимости от степени сцепления компонентов спаев и диффузионных процессов на их границе.

Целью данной работы является теоретическое исследование технологических и остаточных напряжений при отжиге стеклометаллокомпозитных стержней и двухслойных труб с учетом реологических особенностей стекла, степени сцепления стекла и стали и свойств зоны соединения в случае наличия химической реакции и диффузии в области контакта стекла и металла.

Постановка задачи и математическая модель. Температурный режим изготовления цилиндрических стержней и труб из СМК (рис. 1) включает нагрев от температуры окружающей среды T_0 до температуры размягчения стекла T_{liq}^g ; выдержку при температуре T_{liq}^g и отжиг со скоростью, не превышающей $3 \text{ }^\circ\text{C}/\text{мин}$, до верхней температуры отжига T_1^g ; выдержку при температуре T_1^g , при которой происходит релаксация напряжений; охлаждение со скоростью, не превышающей $15 \text{ }^\circ\text{C}/\text{мин}$, до нижней температуры отжига T_2^g и последующее охлаждение со скоростью более $15 \text{ }^\circ\text{C}/\text{мин}$ до температуры T_0 .

В процессе охлаждения от температуры T_{liq}^g , совпадающей с температурой плавления стекла, происходит стеклование, при этом свойства стекла значительно изменяются. Известно, что стеклообразующие жидкости как в состоянии расплава (при $T > T_{liq}^g$), так и в состоянии переохлаждения имеют повышенную вязкость. Разработано более 10 моделей кинетики стеклования [6]. В данной работе для описания кинетики стеклования и релаксации напряжений в стекле используется метод Тула — Нарайанасвами — Мойнихана — Мазурина [4, 7–9].

При построении математической модели для описания рассматриваемого технологического процесса приняты следующие допущения.

1. Напряженно-деформированное состояние в цилиндрических СМК определяется с учетом того, что температурное распределение известно, одинаково во всей расчетной области и совпадает с температурой в режиме охлаждения. Это допущение справедливо при равномерном охлаждении со скоростью, не превышающей $15 \text{ }^\circ\text{C}/\text{мин}$, для стержней из СМК диаметром не более 8 см и труб с толщиной стенки не более 4 см.

2. Степень сцепления и свойства зоны диффузии одинаковы во всех точках поверхности соединения стекла и металла и не меняются при отжиге.

3. Рассматриваются спаи в виде цилиндрической поверхности с отношением диаметра к длине не менее 1 : 10, торцы образца свободны от нагрузок, используется гипотеза обобщенного плоского деформированного состояния (поперечные сечения каждого материала в спае при деформации остаются плоскими и перпендикулярными оси). Осевая деформация для каждого материала в спае не изменяется по радиусу и длине [10].

4. Зависимость между объемной деформацией и объемным напряжением в стекле такая же, как для термоупругого тела, поскольку в стеклообразных материалах практически отсутствует релаксация объемных деформаций и напряжений [4].

В данной работе рассматриваются два случая сцепления стекла и металла по контактной поверхности: идеальное проскальзывание в осевом направлении (соединение цилиндров внатяг, вследствие чего зона диффузии отсутствует) и полное сцепление стекла с металлом (вакуумно-плотный спай) с развитой зоной диффузии.

В результате принятых предположений ненулевыми являются компоненты напряжений, деформаций и перемещения $\sigma_r, \sigma_\varphi, \sigma_z, \varepsilon_r, \varepsilon_\varphi, \varepsilon_z, u_r$, представляющие собой функции двух переменных: радиуса r и времени t .

В линейной теории вязкоупругости [11] в стеклянном цилиндрическом слое напряжения связаны с деформациями соотношениями Больцмана — Вольтерры. С учетом принятых допущений эти соотношения имеют вид

$$\begin{aligned} \sigma_r^g &= (\lambda_g + 2\mu_g)\varepsilon_r^g + \lambda_g(\varepsilon_\varphi^g + \varepsilon_z^g) - 3K_g\tilde{\alpha}_g - 2\mu_g \int_0^t M_g(t, t') \left(\frac{2}{3}\varepsilon_r^g - \frac{1}{3}(\varepsilon_\varphi^g + \varepsilon_z^g) \right) dt', \\ \sigma_\varphi^g &= (\lambda_g + 2\mu_g)\varepsilon_\varphi^g + \lambda_g(\varepsilon_r^g + \varepsilon_z^g) - 3K_g\tilde{\alpha}_g - 2\mu_g \int_0^t M_g(t, t') \left(\frac{2}{3}\varepsilon_\varphi^g - \frac{1}{3}(\varepsilon_r^g + \varepsilon_z^g) \right) dt', \quad (1) \\ \sigma_z^g &= \lambda_g(\varepsilon_r^g + \varepsilon_\varphi^g) + (\lambda_g + 2\mu_g)\varepsilon_z^g - 3K_g\tilde{\alpha}_g - 2\mu_g \int_0^t M_g(t, t') \left(\frac{2}{3}\varepsilon_z^g - \frac{1}{3}(\varepsilon_r^g + \varepsilon_\varphi^g) \right) dt', \end{aligned}$$

где λ_g, μ_g, K_g — параметры Ламе и коэффициент объемного расширения; $\tilde{\alpha}_g = \int_{T_0}^T \alpha_g(T) dT$;

$\alpha_g(T)$ — функция, характеризующая коэффициент линейного температурного расширения; T_0 — начальная температура нагрева или охлаждения (в данной задаче $T_0 = T_{liq}^g$); $M_g(t, t')$ — функция сдвиговой релаксации для случая, когда температура одинакова во всей расчетной области и не зависит от радиуса r ; индекс g соответствует стеклянно-му слою. В результате экспериментальных исследований доказано, что зона диффузии находится в стекле, т. е. является стеклом, насыщенным катионами железа [3], поэтому вязкоупругое поведение слоя диффузии толщиной δ также описывается уравнениями (1), в которых индекс g у параметров и неизвестных функций напряжений и деформаций заменяется на индекс d .

Для описания физико-механических явлений, связанных со стеклованием и структурной релаксацией, используется фиктивная температура T_f , введенная в модели Тула — Нарайанасвами — Мойнихана — Мазурина [4, 7–9]. Зависимость между изменением температуры процесса и фиктивной температурой описывается с использованием функции

приведенного времени ξ на основе принципа суперпозиции Больцмана [8]:

$$T_f(t) = T_0 + \int_0^t (1 - M_g(\xi(t), \xi(t'))) \frac{dT}{dt'} dt'; \quad (2)$$

$$\xi(t) = \int_0^t \frac{\eta_g}{\eta(T(t''))} dt''. \quad (3)$$

Здесь $\eta(T)$ — функция динамической вязкости; η_g — вязкость при произвольно выбранной температуре сравнения T_g . В случае неизотермического процесса релаксация стекол достаточно точно описывается функцией Кольрауша [4, 6], которая с учетом (3) имеет вид

$$M_g(\xi(t), \xi(t')) = \exp \left(- \left(\frac{1}{t_b} \int_{t'}^t \frac{\eta_g}{\eta(t'')} dt'' \right)^b \right), \quad (4)$$

где $0,35 < b < 0,75$; $t_b = \eta_g/K'_g$ — время релаксации (например, время релаксации напряжений); K'_g — коэффициент пропорциональности (для большинства стекол $\ln K'_g = 10,7 \pm 0,2$) [4].

Изменение фиктивной температуры приводит к изменению вязкости и коэффициента линейного температурного расширения стекла [8]:

$$\lg \eta(t) = \lg \eta_0 + (T_f^{-1} - T_0^{-1})B_e + (T^{-1} - T_f^{-1})B_f, \quad \alpha_g(t) = \alpha_e + (\alpha_f - \alpha_e) \frac{dT_f}{dT}. \quad (5)$$

Здесь η_0 — вязкость при температуре T_0 ; $\alpha_e, B_e, \alpha_f, B_f$ — коэффициенты, соответствующие равновесной и “замороженной” структурам.

Термоупругое поведение металлического слоя может быть описано уравнениями Дюамеля — Неймана

$$\begin{aligned} \sigma_r^m &= (\lambda_m + 2\mu_m)\varepsilon_r^m + \lambda_m(\varepsilon_\varphi^m + \varepsilon_z^m) - 3K_m\tilde{\alpha}_m, \\ \sigma_\varphi^m &= (\lambda_m + 2\mu_m)\varepsilon_\varphi^m + \lambda_m(\varepsilon_r^m + \varepsilon_z^m) - 3K_m\tilde{\alpha}_m, \\ \sigma_z^m &= \lambda_m(\varepsilon_r^m + \varepsilon_\varphi^m) + (\lambda_m + 2\mu_m)\varepsilon_z^m - 3K_m\tilde{\alpha}_m, \end{aligned}$$

где индекс m соответствует металлическому слою. С учетом всех предположений и уравнений состояния (1) уравнение равновесия для стеклянного и диффузионного слоя в цилиндрической системе координат принимает вид

$$\frac{\partial^2 u_r^g}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial u_r^g}{\partial r} - \frac{u_r^g}{r^2} - \frac{4}{3} \frac{\mu_g}{\lambda_g + 2\mu_g} \int_0^t M_g(t, t') \left(\frac{\partial^2 u_r^g}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial u_r^g}{\partial r} - \frac{u_r^g}{r^2} \right) dt' = 0.$$

В случае наличия диффузионного слоя индекс g у параметров и неизвестной функции перемещения необходимо заменить на индекс d . Решение данного уравнения, как и решение уравнения равновесия для металлического слоя

$$\frac{\partial^2 u_r^m}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial u_r^m}{\partial r} - \frac{u_r^m}{r^2} = 0,$$

является решением уравнения Эйлера

$$u_r^{g,d,m} = C_1^{g,d,m}(t)r + C_2^{g,d,m}(t)/r.$$

Переменные интегрирования $C_1^g(t)$, $C_2^g(t)$, $C_1^d(t)$, $C_2^d(t)$, $C_1^m(t)$, $C_2^m(t)$ определяются из условий отсутствия нагрузки на внешних поверхностях и равенства радиальных напряжений и перемещений при переходе через слои в случае идеального контакта на границе стекла и зоны диффузии и в случае идеального контакта на границе зоны диффузии и металла (вакуумно-плотный спай):

$$\begin{aligned} \sigma_r^g(r_0, t) &= 0, & \sigma_r^m(r_2, t) &= 0, \\ \sigma_r^g(r_1 - \delta, t) &= \sigma_r^d(r_1 - \delta, t), & u_r^g(r_1 - \delta, t) &= u_r^d(r_1 - \delta, t), \\ \sigma_r^d(r_1, t) &= \sigma_r^m(r_1, t), & u_r^d(r_1, t) &= u_r^m(r_1, t). \end{aligned} \quad (6)$$

При соединении реальных материалов в зависимости от температурного режима (отжига) возможна неидеальная адгезия стекла и металла. В этом случае напряженно-деформированное состояние соединяемых материалов отличается от предельных случаев соединения цилиндров внатяг и полного сцепления стекла и металла. Разность осевых деформаций соединяемых материалов $\varepsilon_z^g - \varepsilon_z^m$ принимает промежуточное значение между разностями осевых деформаций в указанных двух предельных случаях. При этом условия (6) необходимо дополнить условием, которое позволяет учесть различие деформирования слоев стекла и металла на границе их контакта вследствие различия осевой деформации в них. Для этого гипотезу о плоском деформированном состоянии предлагается использовать в обобщенном виде

$$\varepsilon_z^g = C_3^g(t), \quad \varepsilon_z^d = C_3^d(t), \quad \varepsilon_z^m = C_3^m(t).$$

В случае неидеальной адгезии стекла и металла изгибающий момент тождественно равен нулю. Для того чтобы определить переменные $C_3^g(t)$, $C_3^d(t)$, $C_3^m(t)$, в условия (6) необходимо добавить условие отсутствия нагрузки на торцах

$$\int_{r_0}^{r_1-\delta} \sigma_z^g r dr + \int_{r_1-\delta}^{r_1} \sigma_z^d r dr + \int_{r_1}^{r_2} \sigma_z^m r dr = 0. \quad (7)$$

При этом предполагается, что на границе между стеклом и зоной диффузии имеет место идеальное соединение:

$$\varepsilon_z^g - \varepsilon_z^d = 0. \quad (8)$$

Для того чтобы учесть степень сцепления на границе диффузионная зона (стекло) — металл, нужно определить зависимость между осевыми деформациями [12]

$$\varepsilon_z^d - \varepsilon_z^m = (1 - \chi) \Delta\varepsilon_z, \quad (9)$$

где $0 \leq \chi \leq 1$ — степень сцепления цилиндров; $\Delta\varepsilon_z$ — разность осевых деформаций в случае отсутствия сцепления цилиндров ($\chi = 0$). При отсутствии сцепления цилиндров ($\chi = 0$) условия (7), (8) заменяются условиями

$$\int_{r_0}^{r_1-\delta} \sigma_z^g r dr + \int_{r_1-\delta}^{r_1} \sigma_z^d r dr = 0, \quad \int_{r_1}^{r_2} \sigma_z^m r dr = 0. \quad (10)$$

Система (6)–(10) является системой интегрально-алгебраических уравнений. Поскольку релаксационное ядро (2)–(5) имеет сложный вид, найти аналитическое решение такой системы не представляется возможным. Поэтому в данной работе используется численно-аналитический метод расчета релаксаций напряжений в рассматриваемых сопряженных цилиндрических системах.

Метод расчета. При расчете температурных напряжений учитывается, что в модели Тула — Нарайанасвами — Мойнихана — Мазурина [4] равновесная функция отклика системы не зависит от данной температуры. Напряжения $\sigma_e(t_n, r)$, появившиеся в момент времени t_n , релаксируют на последующих временных шагах.

На каждом временном слое $\omega_t = t_n = t_{n-1} + \Delta t$, $n = 1, \dots, N$ релаксация каждой компоненты тензора напряжений $\sigma_{rel}^{g,d}[n]$ определяется на основе принципа суперпозиции Больцмана как суммарная релаксация напряжений $\Delta\sigma_e^{g,d}$ с учетом релаксационного ядра (4):

$$\sigma_{rel}^{g,d}[n] = \sum_{k=0}^{n-1} \left(\left(1 - \exp \left(- \left(\frac{(\xi[n] - \xi[k])K'_g}{\eta_g} \right)^{b_g} \right) \right) \Delta\sigma_e^{g,d}[k] \right),$$

где $\Delta\sigma_e^{g,d}[0] = 0$; $\Delta\sigma_e^{g,d}[n] = \sigma_e^{g,d}[n] - \sigma_e^{g,d}[n-1]$. Релаксационные процессы в металле отсутствуют, поэтому $\sigma_{rel}^m[n] = 0$.

В предположении, что релаксационное изменение компонент тензора напряжений не приводит к изменению компонент тензора деформаций, полные, или результирующие, напряжения определяются суммой добавочных напряжений $\Delta\sigma_e^{g,d}$ и релаксированных напряжений $\sigma_{rel}^{g,d}[n]$ следующим образом [4]:

$$\sigma_{res}^{g,d,m}[n] = \sigma_e^{g,d,m}[n] - \sigma_{rel}^{g,d,m}[n].$$

Здесь

$$\sum_{k=1}^n \Delta\sigma_e^{g,d}[k] = \sigma_e^{g,d}[n].$$

Следовательно, суммарные технологические напряжения $\sigma_{res}(t_n, r)$ представляют собой сумму упругих напряжений $\sigma_e(t_n, r)$ и релаксированных напряжений $\sigma_{rel}(t_n, r)$ с противоположным знаком. Выражения для перемещений в каждом слое в любой момент времени t_n принимают вид

$$u_r^{g,d,m}[n] = C_1^{g,d,m}[n]r + C_2^{g,d,m}[n]/r.$$

Для расчета значений результирующих напряжений на каждом временном слое необходимо определить переменные $C_1^{g,d,m}[n]$, $C_2^{g,d,m}[n]$, $C_3^{g,d,m}[n]$, которые определяются из граничных условий (6)–(8) в случае вакуумно-плотного спая с диффузионной зоной и условий (6)–(10) в случае соединения при наличии осевого проскальзывания. При соединении с учетом проскальзывания переменные $C_1^{g,m}[n]$, $C_2^{g,m}[n]$ и $C_3^{g,m}[n]$ при $\chi \neq 0$ на каждом временном слое определяются последовательно: сначала — при $\chi = 0$ из условий (6), (10) с целью определения $\Delta\varepsilon_{zz}$, а затем — при $\chi \neq 0$ из условий (6), (7), (9). После этого определяются напряжения $\sigma_{res}^{g,d,m}(C_1^{g,m}[n], C_2^{g,m}[n], C_3^{g,m}[n], r)$.

Результаты расчетов. На рис. 2 приведены зависимости $\sigma_r(t)$, полученные в результате аналитического и численного решений термовязкоупругой задачи для двухслойного сплошного стержня с ядром релаксации типа ядра Максвелла ($b = 1$ в формуле (4)). Расчеты проводились для двухслойного сплошного стержня из материала на основе стекла марки С 52-1 [4] и стали марки 40Х с большим пределом текучести. Использовались следующие значения параметров: $r_1 = 4$ мм, $r_2 = 5$ мм, $\lambda_g = 26\,800$ МПа, $\mu_g = 26\,800$ МПа, $\lambda_m = 85\,978$ МПа, $\mu_m = 79\,365$ МПа, $K'_g = 10^{10,7}$, $B_e = 28\,726,85$ °С, $B_f = 12\,726,85$ °С, $\eta_0 = 10^{10,25}$ Па·с, $\eta_g = 10^9$ Па·с, $b_g = 0,5$, $b = 0,65$, $\alpha_e = 52 \cdot 10^{-7}$ 1/°С, $\alpha_f = 210 \cdot 10^{-7}$ 1/°С, $\alpha_m = 5 \cdot 10^{-12}T^2 + 6 \cdot 10^{-9}T + 10^{-5}$. Температурный режим, используемый в расчете, —

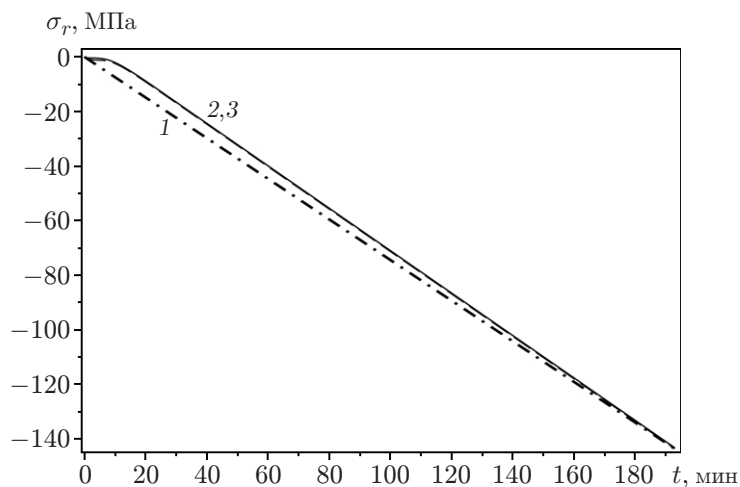


Рис. 2. Распределение напряжений в стекле ($r_0 \leq r \leq r_1$) при температурной обработке двухслойного стержня:
 1 — аналитическое решение, 2, 3 — численное решение (2 — $\Delta t = 10$ с, 3 — $\Delta t = 30$ с)

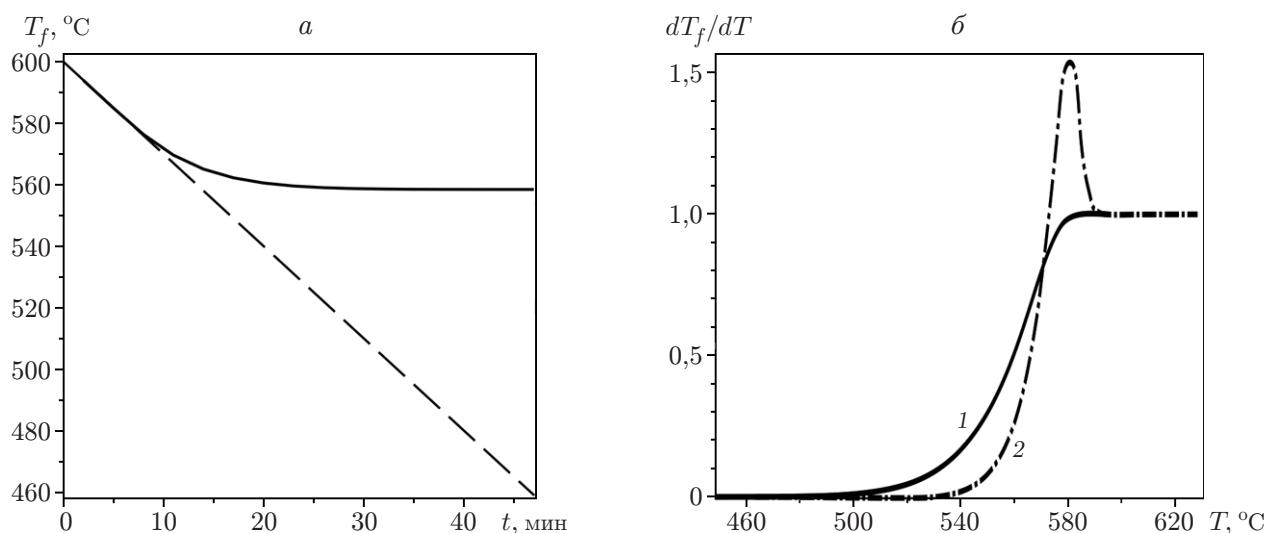


Рис. 3. Зависимости фиктивной температуры T_f от времени (а) и скорости ее изменения от температуры при охлаждении и нагреве стекла (б):
 штриховая линия — температура процесса, 1 — охлаждение, 2 — нагрев

охлаждение от температуры $T = 600$ °С со скоростью 3 °С/мин. При интенсивных термических воздействиях механические характеристики стали зависят от температуры, поэтому в расчетах при исследовании влияния диффузионной зоны и степени сцепления слоев на напряжения для определения механических характеристик стали (модуля Юнга и коэффициента Пуассона) использовались аппроксимации

$$\nu_m = 0,245 + 5,857 \cdot 10^{-5}T, \quad E_m = 2 \cdot 10^{-5}T^3 - 0,0286T^2 + 2,197T + 212\,848,16.$$

Зависимость ширины диффузионной зоны от технологии получения спая экспериментально исследована в [13], в данной работе толщина диффузионной зоны задавалась в соответствии с экспериментом.

На рис. 3 показано изменение параметров T_f и dT_f/dT , характеризующих механические свойства стекла, при охлаждении от температуры $T = 600$ °С со скоростью 3 °С/мин.

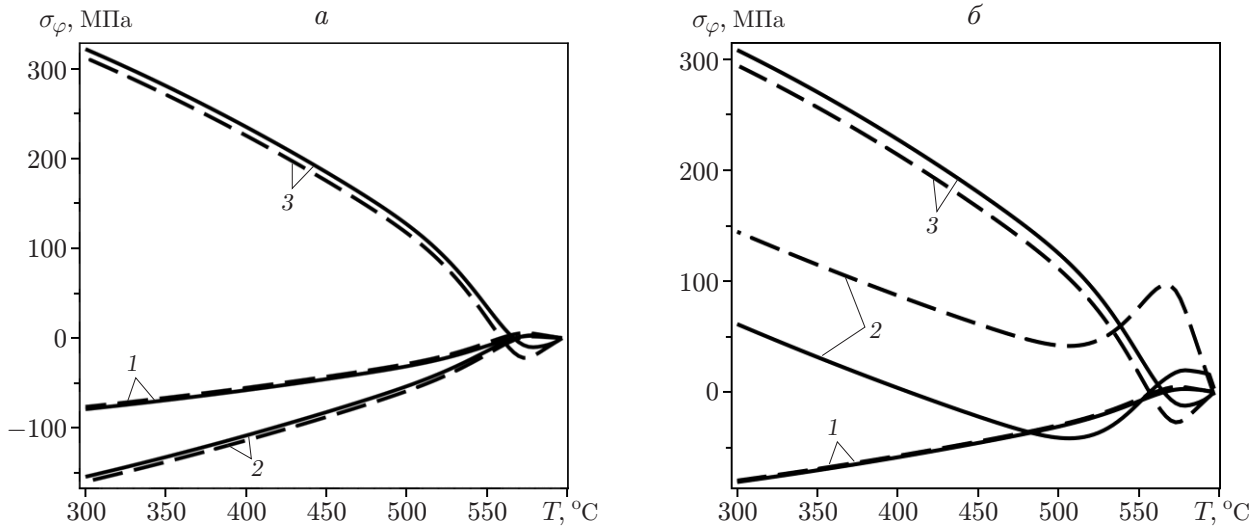


Рис. 4. Зависимости напряжения в компонентах сая от температуры при $\alpha_d = 0,9\alpha_g$ (а) и $\alpha_d = 2\alpha_g$ (б):

сплошные кривые — напряжения без учета релаксации, штриховые — с учетом релаксации; 1 — стекло, 2 — зона диффузии, 3 — металл

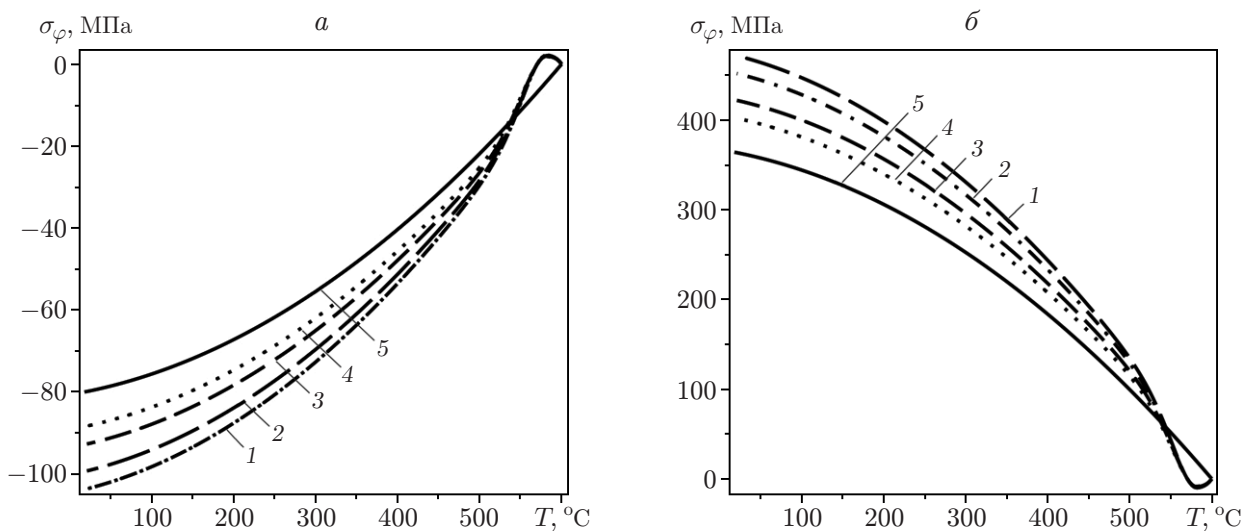


Рис. 5. Распределения напряжений $\sigma_\varphi^{g,m}$ на границе соединения $r = r_1$ в стекле (а) и металле (б) при различных значениях χ :

1 — $\chi = 1,0$, 2 — $\chi = 0,8$, 3 — $\chi = 0,5$, 4 — $\chi = 0,3$, 5 — $\chi = 0$

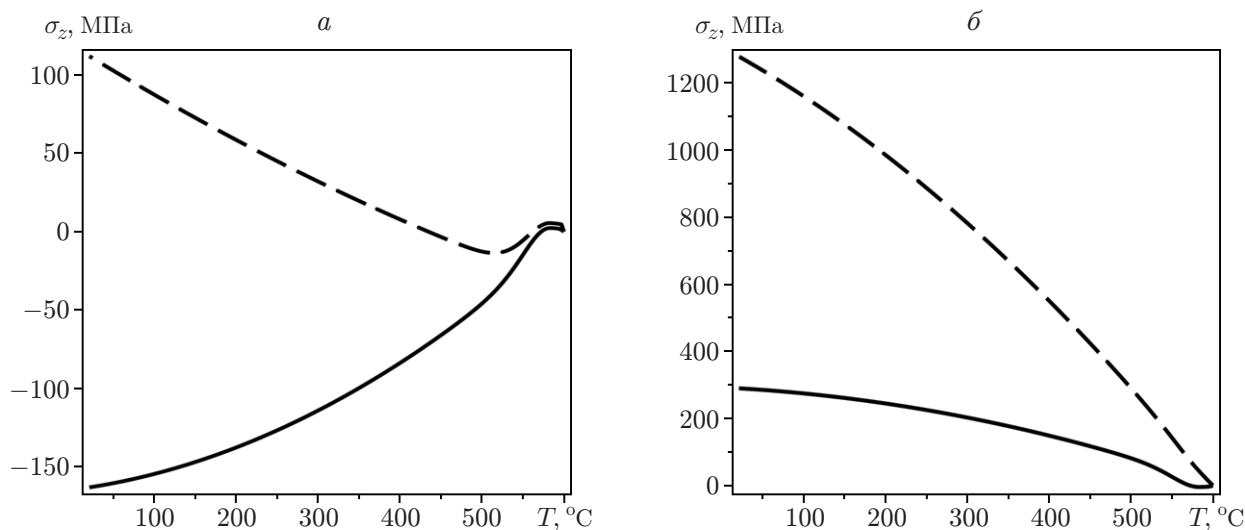


Рис. 6. Зависимости осевых напряжений от температуры в стекле (а) и металле (б) при $r = r_1$:
 сплошная линия — $\varepsilon_z = C(t)$, штриховая — $\varepsilon_z = 0$

На рис. 4 приведены зависимости напряжений от температуры с учетом наличия диффузионной зоны для стержня из СМК при значении полярного радиуса r , соответствующем срединным слоям в материале, $r_1 = 4$ мм, $r_2 = 5$ мм, $\delta = 100$ мкм и различных значениях коэффициента линейного температурного расширения диффузионной зоны α_d . Заметим, что в зависимости от значения коэффициента линейного температурного расширения диффузионной зоны учет релаксационных процессов может быть как существенным (при $\alpha_d > \alpha_m$), так и несущественным (например, при $\alpha_d < \alpha_m$).

На рис. 5 представлены результаты расчета напряжений в сплошном стеклометаллическом цилиндре при различных значениях χ . В зависимости от степени сцепления χ разброс напряжений в стекле составляет в среднем 30 МПа, в металле — 140 МПа. Заметим, что при учете сцеплений, соответствующих граничным условиям (7)–(10), осевые напряжения существенно отличаются от осевых напряжений, полученных для случая идеального контакта (6).

На рис. 6 приведены зависимости осевых напряжений от температуры. Видно, что в случаях плоского деформированного состояния $\varepsilon_z = C(t)$ (длинные цилиндры (трубы), торцы которых свободны от нагрузки) и $\varepsilon_z = 0$ (бесконечно длинный цилиндр и длинный цилиндр, торцы которого не могут смещаться в осевом направлении) напряжения существенно различаются.

Заключение. Предложен численно-аналитический метод расчета эволюции напряженного состояния цилиндрического стеклометаллокомпозита при температурной обработке с учетом зависимости его физико-механических свойств от температуры, структуры стекла и степени сцепления слоев стекла и металла. Полученные результаты расчетов показывают, что учет степени сцепления слоев и свойств диффузионной зоны в спаяе стекло — металл оказывает влияние на технологические и остаточные напряжения.

ЛИТЕРАТУРА

1. Пиккуль В. В. Эффективность стеклометаллокомпозита // Перспективные материалы. 2000. № 6. С. 63–65.

2. **Pikul V. V., Goncharuk V. K., Maslennikova I. G.** A cylindrical shell made of glass-metal composite // *J. Appl. Materials*. 2015. V. 756. P. 230–235.
3. **Lyubimova O. N., Gridasova E. A., Gridasov A. A., et al.** Characterisation of mechanical and corrosion properties of newly developed glass-steel composites // *J. Materials Technol.* 2016. V. 50, N 1. P. 95–100.
4. **Мазурин О. В.** Отжиг спаев стекла с металлом. Л.: Энергия, 1980.
5. **Гончукова Н. О.** Расчет напряжений в плазменнонапыленных аморфных металлических покрытиях // *Физ. и хим. стекла*. 2003. Т. 29, № 3. С. 435–441.
6. **Тропин Т. В., Шмельцер Ю. В. П., Аксенов В. Л.** Современные аспекты кинетической теории стеклования // *Успехи физ. наук*. 2016. Т. 186. С. 47–73.
7. **Tool A. Q.** Relation between inelastic deformability and thermal expansion of glass in its annealing range // *J. Amer. Ceram. Soc.* 1946. V. 29, N 9. P. 240–253.
8. **Narayananaswamy O. S.** Model of structural relaxation in glass // *J. Amer. Ceram. Soc.* 1971. V. 54, N 10. P. 491–498.
9. **Moynihan C. T., Macedo P. B., Montrose C. J., et al.** Structural relaxation in vitreous materials // *Ann. NY Acad. Sci.* 1976. N 249. P. 15–35.
10. **Малинин Н. Н.** Прикладная теория пластичности и ползучести. М.: Машиностроение, 1968.
11. **Ильюшин А. А.** Основы математической теории термовязкоупругости / А. А. Ильюшин, Б. Е. Победря. М.: Наука, 1970.
12. **Жорник В. А., Прокопенко Ю. А.** Температурные напряжения в двухслойных цилиндрах // *Наука и технологии*. Т. 1. Тр. 28-й Рос. шк. М.: Изд-во РАН, 2008. С. 62–70.
13. **Любимова О. Н., Морковин А. В., Дрюк С. А.** Особенности структуры зоны соединения стекла и стали в технологии получения стекломаталлокомпозита // *Материаловедение*. 2017. № 4. С. 3–7.

*Поступила в редакцию 27/III 2017 г.,
в окончательном варианте — 21/III 2018 г.*
