

Математическое моделирование температурных полей при отверждении толстостенной плиты стеклопластика

**Д. Я. Баринов, И. А. Майорова, П. С. Мараховский,
А. В. Зуев, К. Е. Куцевич, Н. Ф. Лукина**

Предложена физическая модель отверждения полимерных композиционных материалов (ПКМ). С использованием численных методов построена математическая модель, описывающая протекающие при отверждении процессы. Проведено исследование теплофизических свойств (теплоемкость, мощность тепловыделений, температуропроводность и теплопроводность, плотность, коэффициент линейного расширения) препрега стеклопластика при отверждении методами термического анализа, построены температурные зависимости. С использованием полученной математической модели проведен расчет температурных полей, возникающих в плите стеклопластика при его отверждении в прессе, получены значения перегревов срединного слоя плиты по отношению к поверхностному. Выполнено сравнение значений температур, полученных при моделировании, и полученных при отверждении образцов. Определены модуль упругости и температуры стеклования стеклопластика и установлено влияние перегрева слоев на механические характеристики стеклопластика.

Ключевые слова: математическая модель, полимеры, отверждение, теплофизические свойства.

Введение

Полимерные композиционные материалы (ПКМ) на основе термореактивных связующих находят широкое применение в авиа- и ракетостроении [1]. Благодаря низкой плотности и высокой удельной прочности и жесткости, эти материалы используют наравне со сталями, алюминиевыми и титановыми сплавами, а в некоторых областях и превосходят их по свойствам [2, 3].

Процесс отверждения ПКМ протекает с интенсивными выделениями теплоты вследствие реакции полимеризации. В совокупности с низкой теплопроводностью полимера это приводит к значительному росту температуры в толстостенных изделиях. Перепады температуры, возникающие по толщине заготовки, приводят к образованию неоднородной структуры материала, короблению, зарождению и развитию трещин. Распределение температурных полей в изделии определяется совокупностью кинетических свойств материала и температурно-временным режимом отверждения [4, 5].

Для тонкостенных заготовок возможен экспериментальный подбор режима отверждения, связанный с проведением множества исследований. В случае толстостенных деталей экспериментальное определение режима становится значительно более трудоемким и дорогостоящим. В связи с этим возникает необходимость математического моделирования процесса отверждения ПКМ для дальнейшей оптимизации температурно-временных режимов отверждения.

Поставленная задача решалась рядом исследователей, как в нашей стране, так и за рубежом. В [4 – 8] проведено математическое моделирование режимов отверждения стекло-, угле- и органо-пластиков. В [9] рассмотрено моделирование отверждения плиты с элементами жесткости. Для решения поставленной задачи авторами был применен метод конечных элементов.

Цель работы — математическое моделирование температурных полей, возникающих в плите стеклопластика на основе клеевого эпоксидного связующего и стеклянной ткани марки Т-10 толщиной 20 мм при его отверждении в прессе [10 – 12].

**Обоснование математической модели
отверждения ПКМ**

Для анализа нестационарных процессов теплообмена в телах любой геометрической формы используется метод элементарных балансов [13]. Объект исследования разбивается на ячейки, в пределах которых теплофизические характеристики материала (теплопроводность, удельная теплоемкость, плотность) и температура постоянны.

В основу метода элементарных балансов заложено решение нестационарного уравнения теплового баланса для элементарной ячейки (1). Уравнение содержит компоненты, определяющие различные виды передачи тепловой энергии: теплопроводность, конвекция, излучение, объемные и поверхностные распределенные источники и стоки теплоты

$$C(T)\rho(T)V \frac{dT}{d\tau} = q_\alpha + q_\varepsilon + \sum_i q_{\lambda_i} + q_V + q_S, \quad (1)$$

где $q_\alpha = \alpha(T_c - T)S_\alpha$ — конвективный поток к свободной поверхности ячейки, Вт; $q_\varepsilon = \sigma \varepsilon (T_c^4 - T^4)S_\varepsilon$ — тепловой поток излучением к свободной поверхности ячейки, Вт; $q_{\lambda_i} = \lambda_i \frac{S_i}{\Delta L_i} (T_i - T)$ — тепловой поток теплопроводностью из i -й смежной ячейки, Вт; $q_V = W_V V$ — внутреннее объемное тепловыделение, Вт; $q_S = W_S S_W$ — поверхностное тепловыделение, Вт; $C(T)$ — удельная теплоемкость, Дж/(кг·К); $\rho(T)$ — плотность, кг/м³; V — объем ячейки, м³; T — температура рассматриваемой ячейки, К; α — коэффициент теплоотдачи, Вт/(м²·К); T_c — температура окружающей среды, К; S_α — площадь действия конвективного потока для рассматриваемой ячейки, м²; σ — постоянная Стефана – Больцмана, Вт/(м²·К⁴); ε — степень черноты поверхности ячейки; S_ε — площадь поверхности излучения рассматриваемой ячейки, м²; λ_i — теплопроводность между рассматриваемой и i -й смежной ячейками, Вт/(м·К); ΔL_i — расстояние между центрами рассматриваемой и i -й смежной ячеек, м; T_i — температура i -й смежной ячейки, К; S_i — площадь контакта с i -й смежной ячейкой, м²; W_V — мощность объемных тепловыделений, Вт/м³; W_S — мощность поверхностных тепловыделений, Вт/м²; S_W — площадь действия поверхностных тепловыделений для рассматриваемой ячейки, м²; τ — время, с.

Результатирующее уравнение теплового баланса в общем виде следующее:

$$C(T)\rho(T)V \frac{dT}{d\tau} = \alpha(T_c - T)S_\alpha + \sigma \varepsilon (T_c^4 - T^4)S_\varepsilon + \sum_i \lambda_i \frac{S_i}{\Delta L_i} (T_i - T) + W_V V + W_S S_W. \quad (2)$$

Вводится преобразование

$$\frac{dT}{d\tau} = \frac{T_{k+1} - T_k}{\Delta \tau_k}, \quad (3)$$

где $\Delta \tau_k$ — приращение времени между $(k + 1)$ -й и k -й итерациями.

Выражение (2) с учетом (3) преобразуется к результирующему уравнению теплового баланса

$$T_{k+1} = T_k + \frac{\alpha(T_c - T_k)S_\alpha \Delta \tau_k}{C(T)\rho(T)V} + \frac{\sigma \varepsilon (T_c^4 - T_k^4)S_\varepsilon \Delta \tau_k}{C(T)\rho(T)V} + \frac{\sum_i \lambda_i \frac{S_i}{\Delta L_i} (T_i - T_k) \Delta \tau_k}{C(T)\rho(T)V} + \frac{W_V \Delta \tau_k}{C(T)\rho(T)} + \frac{W_S S_W \Delta \tau_k}{C(T)\rho(T)V}. \quad (4)$$

Для упрощения вводятся коэффициенты

$$C_\alpha = \frac{\alpha S_\alpha \Delta \tau_k}{C\rho V}, \quad C_\varepsilon = \frac{\sigma \varepsilon S_\varepsilon \Delta \tau_k}{C\rho V}, \quad C_{\lambda_i} = \frac{\lambda_i S_i \Delta \tau_k}{\Delta L_i C\rho V}, \quad C_{W_V} = \frac{W_V \Delta \tau_k}{C\rho}, \quad C_{W_S} = \frac{W_S S_W \Delta \tau_k}{C\rho V}. \quad (5)$$

Тогда (5) с учетом (4) преобразуется к виду

$$T_{k+1} = T_k + C_\alpha (T_c - T_k) + C_\varepsilon (T_c^4 - T_k^4) + \sum_i C_{\lambda_i} (T_i - T_k) + C_{W_V} + C_{W_S}. \quad (6)$$

Уравнение (6) является основным при анализе температурных полей. Необходимо уточнить, что коэффициенты C_α , C_ε , C_{λ_i} , C_{W_V} , C_{W_S} являются переменными, зависящими от расположения элементарной ячейки в модели, момента времени и ее теплофизических и геометрических свойств. Температурное поле в объекте исследования определяется уравнением (6) для каждой ячейки.

Уравнение (6) преобразуется к виду:

$$T_{k+1} = T_k \left(1 - C_\alpha - C_{\lambda_i} - C_\varepsilon T_k^3 \right) + C_\alpha T_c + C_\varepsilon T_c^4 + \sum_i C_{\lambda_i} T_i + C_{W_V} + C_{W_S}, \quad (7)$$

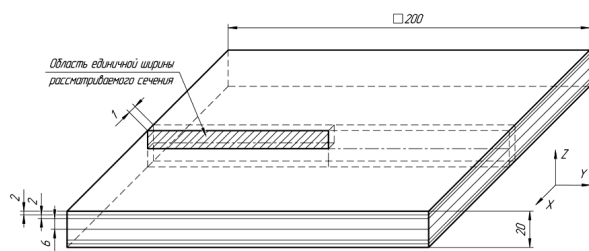


Рис. 1. Схема плиты исследуемого стеклопластика.

при этом $(1 - C_\alpha - C_{\lambda_i} - C_\epsilon T_k^3) \geq 0$. (8)

Максимальное допустимое приращение времени $\Delta\tau_{\text{доп}}$ определяется из условия сходимости метода (8).

Плита исследуемого стеклопластика представляет собой тело простой геометрической формы без отверстий и утолщений (рис. 1).

Рассматривается квазиодномерная задача моделирования температурных полей в плите при ее отверждении. Это обуславливается низким термическим сопротивлением контакта отверждаемой заготовки и нагревателей пресса, а также предположением о незначительности потерь тепла через торцы плиты. Уравнение (6) в этом случае примет вид:

$$T_{k+1} = T_k + \sum_i C_{\lambda_i} (T_i - T_k) + C_{W_V}. \quad (9)$$

Основные допущения при анализе плиты:

1. Тепловой контакт нагревателей пресса и заготовки идеальный.
2. Плиты нагревателей пресса не обладают тепловой инерцией.
3. Отсутствует теплообмен верхней и нижней поверхностей, температура определяется температурно-временным режимом.
4. Отсутствует теплообмен на торцах плиты. Эти поверхности считаются теплоизолированными.
5. Особенности области контакта матрицы и наполнителя не рассматриваются.
6. Теплофизические свойства материала являются осредненными и одинаковыми для всех точек плиты.

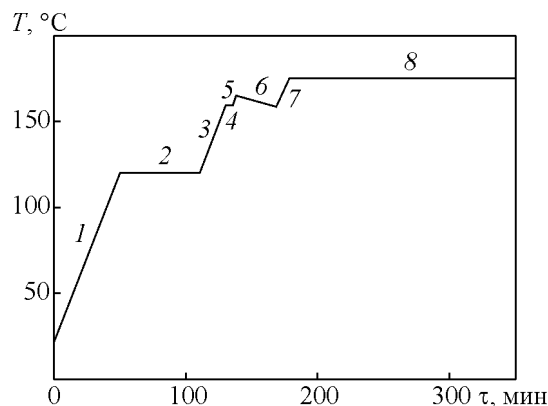


Рис. 2. Температурная программа нагрева.

Так как теплообмен на торцах не учитывается и теплофизические свойства материала плиты одинаковы, то температурное поле в любом сечении, ортогональном плоскости плиты, идентично. Для дальнейшего анализа выбрана область единичной ширины, содержащая срединное сечение плиты (элемент). При этом следует заметить, что геометрия плиты и ее температурное нагружение являются симметричными относительно центральной точки выбранного элемента. В связи с этим дальнейшее моделирование относится к четверти элемента.

Основные допущения при построении математической модели:

1. Теплофизические свойства материала зависят только от температуры.
 2. Мощность тепловыделений зависит только от времени.
 3. Отсутствует теплообмен на внутренних поверхностях элемента сечения в силу симметрии. Эти поверхности считаются теплоизолированными.
- Указанные допущения, принятые для поверхностей элемента являются граничными условиями для модели.

Рассматриваемая плита состоит из шести слоев (рис. 1). Внешний слой толщиной 2 мм обозначен №1, средний — №2, внутренний толщиной 6 мм — №3. Разбиение выбранного элемента плиты на элементы

Таблица 1

Температурная программа отверждения стеклопластика

№ участка на рис. 2	Тип сегмента	Температура, °C	Скорость нагрева, К/мин	Время выдержки, мин
1	Динамический	25 – 120	2	—
2	Изотермический	120	—	60
3	Динамический	120 – 160	2	—
4	Изотермический	160	—	5
5	Динамический	160 – 165	2	—
6	Динамический	165 – 158	-0,2	—
7	Динамический	158 – 175	2	—
8	Изотермический	175	—	180

было выполнено в соответствии со схемой расположения слоев при формовании. Для контроля температур между слоями размещались термопары. Значения температур выводились на самописец.

Начальную температуру всех точек плиты принимали равной 25 °С.

Температура верхней поверхности элемента соответствует использованной при отверждении плиты программе нагрева, которая задается ступенчатым режимом (рис. 2, табл. 1).

Сегмент охлаждения связан с отключением нагрева в связи с регистрацией роста температуры внутренних слоев плиты вследствие активной экзотермической реакции.

Методика эксперимента

Для моделирования отверждения необходимо определить зависимости плотности, удельной теплоемкости и теплопроводности от температуры, а также значение мощности тепловыделения реакции отверждения. Экспериментальное исследование проводили на оборудовании фирмы Netzsch Gerätebau GmbH., Германия.

Определение теплоемкости и мощности тепловыделения реакции отверждения

Изменение теплоемкости и мощностей тепловыделения было получено с использованием метода дифференциальной сканирующей калориметрии (ДСК) на приборе DSC 204 F1 Phoenix [14 – 18]. Исследование проводили в алюминиевых тиглях. Образцы представляли собой диски диаметром 5 мм и толщиной 2 мм, массой 14 мг.

Экспериментальное исследование состояло из 3-х этапов. На первом тигель с образцом препрега линейно нагревали со скоростью 10 К/мин до температуры 300 °С в среде аргона, при этом регистрировали сигнал ДСК [14]. На следующем этапе по этой же температурной программе исследовали образец отвержденного стеклопластика. В обоих случаях была определена теплоемкость методом отношений [15]. В случае исследования препрега значение теплоемкости является эффективным, содержащим слагаемое, характеризующее мощность тепловыделения согласно [4]

$$C(T) \frac{dT}{d\tau} = W(\tau) + \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right), \quad (10)$$

$$\left(C(T) - \frac{W(\tau)}{\frac{dT}{d\tau}} \right) \frac{dT}{d\tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right), \quad (11)$$

$$\left(C(T) - \frac{W(\tau)}{\frac{dT}{d\tau}} \right) = C_w, \quad (12)$$

где $W(\tau)$ — значение удельной мощности тепловыделения, Вт/м³.

Третий этап состоял в отверждении образца препрега в приборе DSC 204 F1 в соответствии с температурной программой отверждения стеклопластика в прессе для оценки мощности тепловыделений при отверждении [16, 17].

Определение температуропроводности и теплопроводности

Зависимость температуропроводности от температуры была получена методом лазерной вспышки на установке LFA 457 MicroFlash [19]. Измерение проводили в среде гелия при нагреве до 220 °С со скоростью 1 К/мин. Образцы имели форму диска диаметром 12,7 мм и толщиной 1,5 мм, покрыты слоем графита толщиной 3 мкм с целью создания однородных оптических свойств поверхности образца.

Температурная зависимость теплопроводности препрега при отверждении была получена расчетным методом на основании зависимости

$$\lambda(T) = a(T) C(T) \rho(T), \quad (13)$$

где $a(T)$ — температуропроводность, м²/с.

Определение плотности и относительного удлинения

Температурная зависимость плотности препрега при линейном нагреве была определена по результатам экспериментального исследования изменения массы препрега при термогравиметрическом анализе на синхронном термоанализаторе STA 449 F1 Jupiter и относительного удлинения на термомеханическом анализаторе ТМА 202 [20, 21]. Плотность определяли как отношение массы образца к его объему:

$$\rho(T) = \frac{m_0 TG(T)}{L_0 \left(1 + \frac{\Delta L}{L_0}(T) \right)} = \rho_0 \frac{TG(T)}{\left(1 + \frac{\Delta L}{L_0}(T) \right)}, \quad (14)$$

где m_0 — начальная масса, кг; L_0 — начальная длина, м; ρ_0 — начальная плотность, кг/м³; $TG(T)$ — относительная масса; $\frac{\Delta L}{L_0}(T)$ — относительное удлинение.

Следующим этапом было определение области расстеклования стеклопластика. Для этого были проведены исследования образцов, вырезанных из слоев 1, 2, 3 отвержденного стеклопластика. Измерения проводили методом динамического механического анализа (ДМА) на установке DMA 242 C [22] на образцах в виде бруска $50 \times 10 \times 2$ мм при нагреве со скоростью 5 К/мин в температурном диапазоне 30–200 °С в среде аргона при частоте осциллирующей нагрузки 1 Гц.

Результаты эксперимента

Результаты определения теплоемкости неотвержденного и отвержденного образцов стеклопластика приведены на рис. 3 (зависимости 1, 2). Относительная погрешность измерения — $\pm 3\%$.

Теплоемкость препрега вычисляли по правилу аддитивности на основании эффективной тепло-

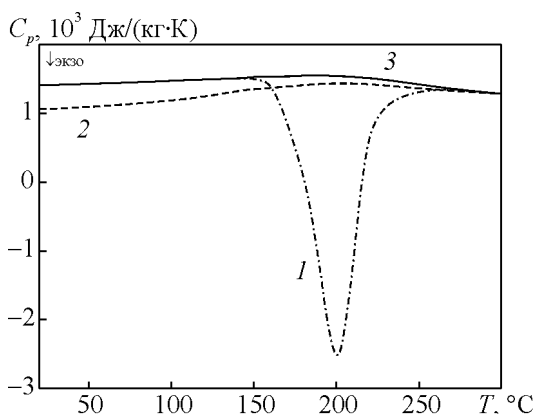


Рис. 3. Результаты измерения удельной теплоемкости: 1 — эффективная теплоемкость препрега, 2 — теплоемкость отвержденного стеклопластика, 3 — теплоемкость препрега.

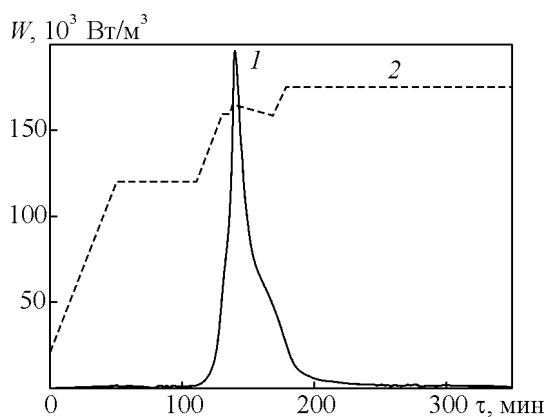


Рис. 4. Мощность внутреннего тепловыделения при отверждении: 1 — мощность тепловыделения, 2 — температурно-временной режим.

емкости препрега и теплоемкости отвержденного материала [4–8]. Предполагается, что теплоемкости линейно зависят от степени превращения ПКМ. Степень превращения принимается линейно изменяющейся от 0 до 1 и интервале температур от начала до конца экзотермического эффекта (рис. 3). Следует заметить, что теплоемкости неотвержденного и отвержденного образцов до температуры начала экзотермического эффекта отличаются на постоянную величину. Можно записать:

$$C(T) = C_{HO}(T)(1-\beta) + C_{OT}(T)\beta = C_{HO}(T) + (C_{OT}(T) - C_{HO}(T))\beta, \quad (15)$$

где $C_{HO}(T)$ — теплоемкость неотвержденного материала, Дж/(кг·К); $C_{OT}(T)$ — теплоемкость отвержденного материала, Дж/(кг·К); β — степень превращения ПКМ.

Таким образом, при линейном изменении степени превращения ПКМ в области экзотермического эффекта, зависимость теплоемкости препрега при линейном нагреве имеет вид зависимости 1 на рис. 3.

Результаты определения мощности внутреннего тепловыделения представлены на рис. 4.

Зависимость мощности внутреннего тепловыделения от времени при отверждении (рис. 4, кривая 1) имеет три наложенных друг на друга пика. Первый пик приходится на 4-й сегмент, второй — на границу 5 и 6 сегментов, третий — на 6 сегмент. Начало интенсивного роста тепловыделения приходится на сегмент нагрева от 120 до 160 °С. Максимальное значение мощности (~ 195 Вт/м³) расположено в конце сегмента нагрева до 165 °С (рис. 2).

Результат определения температуропроводности препрега представлен на рис. 5.

Результаты определения относительного удлинения образца препрега представлены на рис. 6.

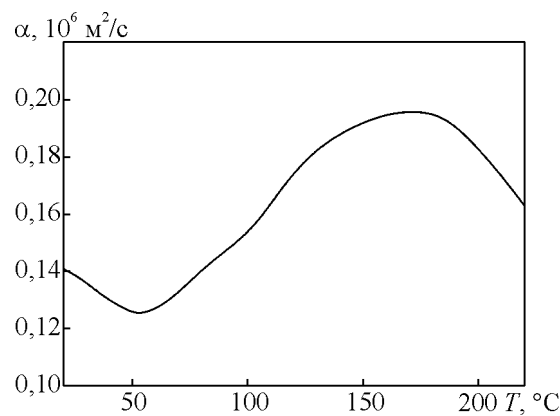


Рис. 5. Температурная зависимость температуропроводности препрега.

Относительная погрешность измерения составляет $\pm 3\%$.

До температуры $50\text{ }^\circ\text{C}$ имеет место линейное расширение препрега как твердого тела. После происходит снижение вязкости связующего, его размягчение и частичное вытекание. При этом относительное удлинение образца резко уменьшается (рис. 6, участок зависимости от 60 до $100\text{ }^\circ\text{C}$). На участке от 110 до $160\text{ }^\circ\text{C}$ относительное удлинение препрега изменяется с постоянной скоростью. При температурах выше $160\text{ }^\circ\text{C}$ происходит полимеризация образца, что характеризуется подъемом зависимости относительного удлинения от температуры.

Плотность препрега при отверждении считается постоянной вследствие постоянства массы и объема образца в интервале температур $20 - 220\text{ }^\circ\text{C}$.

Результат расчета теплопроводности представлен на рис. 7.

Результаты измерения комплексного динамического модуля упругости при трехточечном изгибе представлены в табл. 2. Относительная погрешность измерения составляет $\pm 3\%$.

Таблица 2

Результаты измерения температуры стеклования и модуля упругости материала слоев 1 – 3 на установке DMA 242 C

№ слоя	Температура стеклования, $^\circ\text{C}$	Модуль упругости (при 40°C), ГПа
1	131	25,5
2	129	16,4
3	135	13,8

Результаты моделирования

В результате моделирования были получены зависимости температуры слоев по толщине плиты в процессе отверждения, разности температур наружного и серединного слоев плиты и градиенты температуры по толщине плиты для слоев (рис. 8 – 10). Максимальное значение температуры в центре плиты достигается на 144 минуте выполнения режима отверждения (в момент достижения максимального тепловыделения экзотермической реакции отверж-

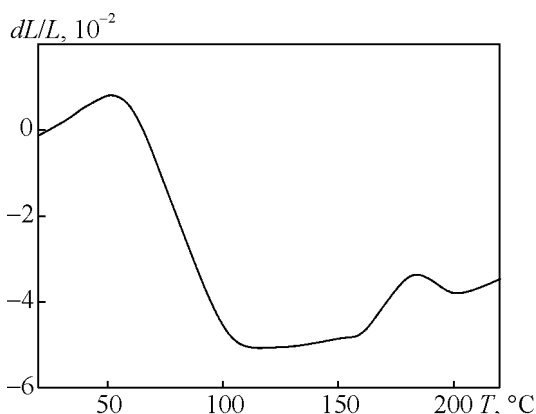


Рис. 6. Температурная зависимость относительного удлинения препрега.

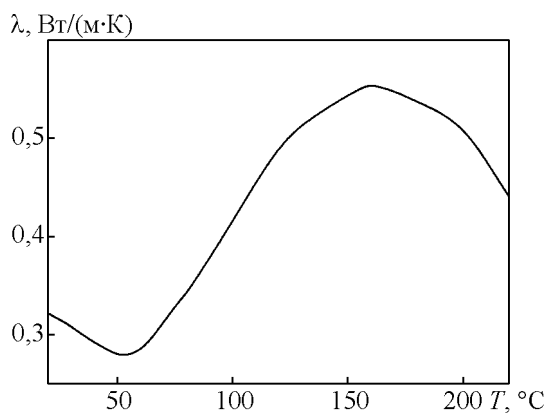


Рис. 7. Температурная зависимость теплопроводности препрега.

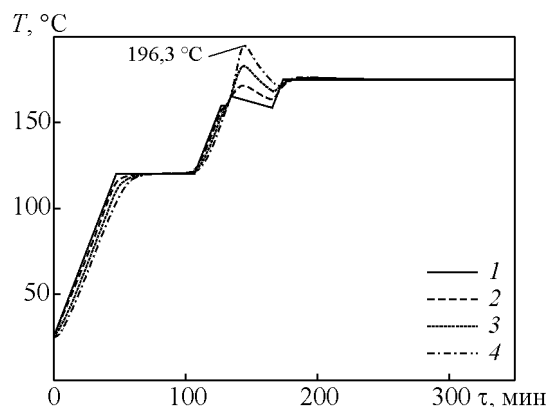


Рис. 8. Изменение температур в плите при отверждении препрега: 1 – на внешней поверхности; 2 – между слоями 1 и 2; 3 – между слоями 2 и 3; 4 – в середине сечения плиты.

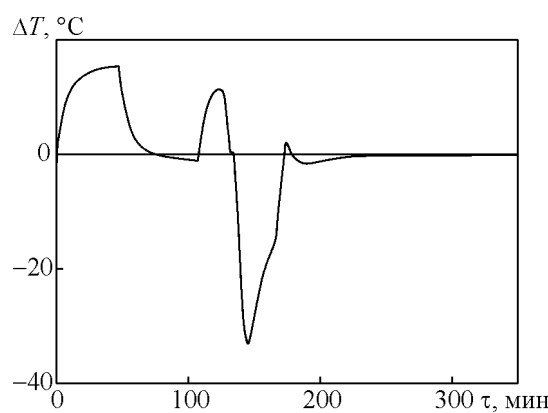


Рис. 9. Разность температур поверхностного и серединного слоев плиты.

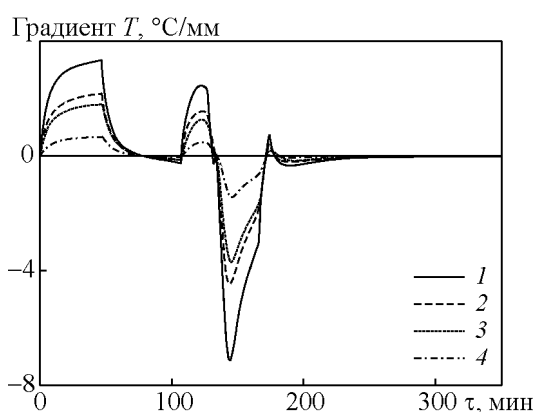


Рис. 10. Градиенты температур в слоях плиты: 1 — максимальные градиенты температуры; 2 — в слое 1; 3 — в слое 2; 4 — в слое 3.

дения), при этом температура составила 196,3 °С. Также в этой области имеют место большие разности температур поверхностного и срединного слоев плиты (33,8 °С, рис. 9) и градиенты температуры слоев (7,2 К/мм, рис. 10).

Обсуждение результатов

В результате расчета была получена максимальная температура срединного слоя, которая составила 196,3 °С. В процессе отверждения температуры внутренних слоев контролировали термопарами с выводом данных на самописец. Максимальная температура по результатам анализа термограмм составляла 195 °С. Кривые распределения температур внутренних слоев коррелируют друг с другом с погрешностью менее 0,7 %.

Температура стеклования образцов, вырезанных из разных слоев, отличается незначительно (± 3 °С), в то время как значение модуля упругости слоя 3 в два раза ниже значения модуля слоя 1 (табл. 2). По абсолютной величине отличие составляет 11,7 ГПа. Такое значительное отклонение результатов связано с интенсивным ростом температуры в слоях 2 и 3 при отверждении. Перегрев внутренних слоев оказал влияние на формирование внутренней структуры материала при полимеризации, и, как следствие, падение механических характеристик материала. Для более детального описания процессов формирования структуры необходимо проведение дополнительных исследований.

Влияние перегрева внутренних слоев на механические свойства ПКМ показываем важность расчета температурно-временных режимов отверждения с целью минимизации разности температур по толщине толстостенной плиты.

Выводы

Предложена физическая модель отверждения препрега, учитывающая протекающие в нем процессы.

Разработана математическая модель, описывающая температурные поля в плите при ее отверждении.

Проведено экспериментальное исследование теплофизических характеристик препрега. Получены температурные зависимости эффективной теплоемкости неотвержденного препрега и теплоемкость отвержденного стеклопластика, зависимость теплоемкости препрега от температуры при линейном нагреве. Определена мощность внутренних тепловыделений вследствие экзотермической реакции отверждения препрега при отверждении по предложенному режиму. Получены зависимости массы, относительного удлинения и плотности препрега от температуры при нагреве. Исследована температуропроводность и теплопроводность препрега при линейном нагреве.

Рассчитаны температурные зависимости слоев стеклопластика от времени в ходе отверждения.

Показано влияние перегрева внутренних слоев на механические свойства материала.

Работа выполнена при финансовой поддержке Минобрнауки РФ в рамках Соглашения о предоставлении субсидии №14.595.21.0002 от 22.08.2014 г., уникальный идентификатор № RFMEFI59514X0002, с использованием оборудования ЦКП "Климатические испытания ФГУП "ВИАМ".

Литература

1. Глава 11. Композиционные материалы. В кн.: История авиационного материаловедения. ВИАМ — 80 лет: годы и люди. Под. общ. ред. Е.Н. Каблова. М.: ВИАМ, 2012, с. 349 – 380.
2. Каблов Е.Н. Стратегические направления развития материалов и технологий их переработки на период до 2030 года. Авиационные материалы и технологии, 2012, № S, с. 7 – 17.
3. Каблов Е.Н. Материалы для изделия "Буран" — инновационные решения формирования шестого технологического уклада. Авиационные материалы и технологии, 2013, № S1, с. 3 – 9.
4. Дмитриев О.С., Кириллов В.Н., Мищенко С.В., Дмитриев С.О. Оптимизация режима отверждения изделий из полимерных композитов на основе клеевых препрегов. Клеи, герметики, технологии, 2009, № 5, с. 17 – 24.
5. Дмитриев О.С., Мищенко С.В., Дмитриев А.О., Кириллов В.Н. Тепломассоперенос и кинетика

- отверждения полимерного композиционного материала при автоклавном вакуумном формовании изделий. Инженерная физика, 2010, № 9, с. 3 – 12.
6. Дмитриев О.С., Мищенко С.В., Шаповалов А.В., Кириллов В.Н. Математическое моделирование процесса отверждения изделий из полимерных композиционных материалов методом вакуумного автоклавного формования в технологическом пакете. Вестник ТГТУ, 2001, т. 7, № 1, с. 7 – 19.
 7. Дмитриев О.С., Кириллов В.Н., Кавун Н.С., Зуев А.В. Определение оптимальных режимов отверждения толстостенных изделий из полимерных композитов. Тепловые процессы в технике, 2013, № 10, с. 467 – 475.
 8. Дмитриев О.С., Мищенко С.В., Дмитриев А.О., Кириллов В.Н. Измерительно-вычислительная система для исследования свойств клеевых препрегов и расчета режимов отверждения ПКМ на их основе. Клеи, герметики, технологии, 2009, № 6, с. 22 – 28.
 9. Guangquan Yue, Boming Zhang, Fuhong Dai, Shanyi Du. Three-dimensional cure simulation of stiffened thermosetting composite panels. Journal of materials science and technology, 2010, v. 26, no. 5, p. 467 – 471.
 10. Дементьева Л.А., Сереженков А.А., Лукина Н.Ф., Куцевич К.Е. Свойства и назначение композиционных материалов на основе клеевых препрегов. Труды ВИАМ, 2014, № 8, Ст. 06 (viam-works.ru).
 11. Вавилова М.И., Кавун Н.С. Свойства и особенности армирующих стеклянных наполнителей, используемых для изготовления конструкционных стеклопластиков. Авиационные материалы и технологии, 2014, № 3, с. 33 – 37.
 12. Дементьева Л.А., Сереженков А.А., Лукина Н.Ф., Куцевич К.Е. Клеевые препреги и слоистые материалы на их основе. Авиационные материалы и технологии, 2013, № 2, с. 19 – 21.
 13. Исаченко В.П., Осипова В.А., Сукомел А.С. Теплопередача. М.: Энергоиздат, 1981, 416 с.
 14. ISO 11357-1:2009 Plastics. Differential scanning calorimetry (DSC). Part 1: General principles.
 15. ISO 11357-4:2014 Plastics. Differential scanning calorimetry (DSC). Part4: Determination of specific heat capacity.
 16. ISO 11357-5:2013 Plastics. Differential scanning calorimetry (DSC). Part 5: Determination of characteristic reaction-curve temperatures and times, enthalpy of reaction and degree of conversion.
 17. ASTM E 2160-04 (2012). Standard Test Method for Heat of Reaction of Thermally Reactive Materials by Differential Scanning Calorimetry (DSC).
 18. Антюфеева Н.В., Комарова О.А., Павловский К.А., Алексашин В.М. Опыт применения калориметрического контроля реакционной способности препрега КМУ-11ТР. Труды ВИАМ, 2014, № 2. Ст. 06 (viam-works.ru).
 19. ASTM E1461-13 Standard Test Method for Thermal Diffusivity by the Flash Method.
 20. ASTM E228-11 Standard Test Method for Linear Thermal Expansion of Solid Materials With a Push-Rod Dilatometer.
 21. ISO 11358-1:2014 Plastics. Thermogravimetry (TG) of polymers. Part 1: General principles.
 22. ASTM D7028-07e1 Standard Test Method for Glass Transition Temperature of Polymer Matrix Composites by Dynamic Mechanical Analysis (DMA).

References

1. Kablov E.N. *Glava 11. Kompozicionnye materialy. V kn.: Istorija aviacionnogo materialovedenija. VIAM – 80 let: gody i ljudi* [Chapter 11. Composite Materials. In book: The history of aviation materials. VIAM – 80 years: the years and people]. Moscow, VIAM Publ., 2012, pp. 349 – 380.
2. Kablov E.N. Strategicheskie napravlenija razvitija materialov i tehnologij ih pererabotki na period do 2030 goda [Strategic directions of development of materials and technologies to process them for the period up to 2030]. *Aviacionnye materialy i tehnologii – Aviation Materials and Technologies*, 2012, no. S, pp. 7 – 17.
3. Kablov E.N. Materialy dlja izdelija “Buran” – innovacionnye reshenija formirovaniya shestogo tehnologicheskogo uklada [Materials for the product “Buran” — innovative solutions forming the sixth technological order]. *Aviacionnye materialy i tehnologii – Aviation Materials and Technologies*, 2013, no. S1, pp. 3 – 9.
4. Dmitriev O.S., Kirillov V.N., Mishhenko S.V., Dmitriev S.O. Optimizacija rezhima otverzhenija izdelij iz polimernyh kompozitov na osnove kleevyh prepregov [Optimization of curing products from polymeric composites based adhesive prepreg]. *Klei, germetiki, tehnologii — Adhesives. Sealants*, 2009, no. 5, pp. 17–24.
5. Dmitriev O.S., Mishhenko S.V., Dmitriev A.O., Kirillov V.N. Teplomassoperenos i kinetika otverzhenija polimernogo kompozicionnogo materiala pri avtoklavnom vakuumnom formovanii izdelij [Heat and mass transfer kinetics and curing the polymer composite material in a vacuum autoclave molding products]. *Inzhenernaja fizika — Engineering physics*, 2010, no. 9, pp. 3 – 12.
6. Dmitriev O.S., Mishhenko S.V., Shapovalov A.V., Kirillov V.N. Matematicheskoje modelirovanie processa otverzhenija izdelij iz polimernyh kompozicionnyh materialov metodom vakuumnogo avtoklavnogo formovanija v tehnologi-cheskom pakete [Mathematical modeling of the curing process of products from polymeric composite materials using a vacuum autoclave molding in the technological package]. *Vestnik TGTU – Herald of State University*, 2001, vol. 7, no. 1, pp. 7 – 19.
7. Dmitriev O.C., Kirillov V.N., Kavun N.S., Zuev A.V. Opredelenie optimal’-nyh rezhimov otverzhenija tolstostennyh izdelij iz polimernyh kompozitov [Determination of optimal curing of thick-walled products from polymeric composites]. *Teplovyje processy v tehnikе — Thermal processes in engineering*, 2013, no. 10, pp. 467 – 475.
8. Dmitriev O.S., Mishhenko S.V., Dmitriev A.O., Kirillov V.N. Izmeritel’no-vychislitel’naja sistema dlja issledovanija svojstv kleevyh prepregov i rascheta rezhimov otver-

- zhenija PKM na ih osnove [Measuring and computing system for the study of the properties of the adhesive prepreg and the operating conditions of curing RMB based on them]. *Klei, germetiki, tehnologii — Adhesives. Sealants*, 2009, no. 6, pp. 22 – 28.
9. Guangquan Yue, Boming Zhang, Fuhong Dai and Shanyi Du. Three-dimensional cure simulation of stiffened thermosetting composite panels. *Journal of materials science and technology*, 2010, v. 26, no. 5, p. 467 – 471.
 10. Dement'eva L. A., Serezhenkov A. A., Lukina N. F., Kucevich K. E. Svoystva i naznachenie kompozitsionnykh materialov na osnove kleevykh prepregov [Properties and application of composite materials based on the adhesive prepreg]. *Trudy VIAM — Proceedings of VIAM*, VIAM Publ., 2014, no. 8, Art. 06 (viam-works.ru).
 11. Vavilova M.I., Kavun N.S. Svoystva i osobennosti armirujushchih stekljannykh napolnitelej, ispol'zuemykh dlja izgotovlenija konstruktsionnykh stekloplastikov [Properties and characteristics of reinforcing glass fillers used for the manufacture of constructional fibreglasses]. *Aviacionnye materialy i tehnologii — Aviation materials and technologies*, 2014, no. 3, pp. 33 – 37.
 12. Dement'eva L.A., Serezhenkov A.A., Lukina N.F., Kucevich K.E. Kleevyje prepregi i sloistye materialy na ih osnove [The adhesive prepreg and laminate materials based on them]. *Aviacionnye materialy i tehnologii — Aviation materials and technologies*, 2013, no. 2, pp. 19 – 21.
 13. Isachenko V.P., Osipova V.A., Sukomel A.S. *Teploperedacha: Uchebnik dlja vuzov*. [Heat transfer: A textbook for high schools. 4th ed.]. Moscow, Energoizdat Publ., 1981, 416 p.
 14. ISO 11357-1:2009 Plastics. Differential scanning calorimetry (DSC). Part 1: General principles.
 15. ISO 11357-4:2014 Plastics. Differential scanning calorimetry (DSC). Part 4: Determination of specific heat capacity.
 16. ISO 11357-5:2013 Plastics. Differential scanning calorimetry (DSC). Part 5: Determination of characteristic reaction-curve temperatures and times, enthalpy of reaction and degree of conversion.
 17. ASTM E 2160-04 (2012). Standard Test Method for Heat of Reaction of Thermally Reactive Materials by Differential Scanning Calorimetry (DSC).
 18. Antjufeeva N.V, Komarova O.A., Pavlovskij K.A., Aleksashin V.M. Opyt pri-menenija kalorimetriceskogo kontrolja reakcionnoj sposobnosti preprega KMu-11TR [Experience of using calorimetric control of reaction of prepreg KMu-11TR]. *Trudy VIAM — Proceedings of VIAM*, 2014, no. 2, Art. 06 (viam-works.ru).
 19. ASTM E1461-13 Standard Test Method for Thermal Diffusivity by the Flash Method.
 20. ASTM E228-11 Standard Test Method for Linear Thermal Expansion of Solid Materials With a Push-Rod Dilatometer.
 21. ISO 11358-1:2014 Plastics. Thermogravimetry (TG) of polymers. Part 1: General principles.
 22. ASTM D7028-07e1 Standard Test Method for Glass Transition Temperature of Polymer Matrix Composites by Dynamic Mechanical Analysis (DMA).

Статья поступила в редакцию 2.12.2014 г.

Баринов Дмитрий Яковлевич — Федеральное государственное унитарное предприятие “Всероссийский научно-исследовательский институт авиационных материалов” (105005, Москва, ул. Радио, 17), инженер, специалист в области исследования теплофизических свойств, математического моделирования. E-mail: dybarinov@gmail.com.

Майорова Ирина Андреевна — Федеральное государственное унитарное предприятие “Всероссийский научно-исследовательский институт авиационных материалов” (105005, Москва, ул. Радио, 17), инженер 1-й категории, специалист в области исследования теплофизических свойств. E-mail: irina.mayorova01@gmail.com.

Мараховский Петр Сергеевич — Федеральное государственное унитарное предприятие “Всероссийский научно-исследовательский институт авиационных материалов” (105005, Москва, ул. Радио, 17), инженер, специалист в области исследования теплофизических свойств. E-mail: petrbmstu@mail.ru.

Зуев Андрей Владимирович — Федеральное государственное унитарное предприятие “Всероссийский научно-исследовательский институт авиационных материалов” (105005, Москва, ул. Радио, 17), начальник лаборатории, кандидат технических наук, специалист в области расчета теплопроводности. E-mail: zuev.andrey@list.ru.

Куцевич Кирилл Евгеньевич — Федеральное государственное унитарное предприятие “Всероссийский научно-исследовательский институт авиационных материалов” (105005, Москва, ул. Радио, 17), ведущий инженер, специалист в области создания ПКМ, E-mail: kucevichke@viam.ru.

Лукина Наталья Филипповна — Федеральное государственное унитарное предприятие “Всероссийский научно-исследовательский институт авиационных материалов” (105005, Москва, ул. Радио, 17), главный научный сотрудник, специалист в области создания клеев. E-mail: lukinanf@viam.ru.

Mathematical modeling of temperature fields during curing of thick-walled fiberglass plate

**D. Ya. Barinov, I. A. Mayorova, P. S. Marahovskij, A. V. Zuev,
K. E Kucevich, N. F. Lukina**

A physical model of curing of polymer composite materials (PCM) has been proposed. Using numerical methods, a mathematical model describing the processes during curing has been described. A study of thermal properties (heat capacity, power of heat, thermal diffusivity and thermal conductivity, density, coefficient of linear expansion) of fiberglass prepreg during curing by methods of thermal analysis has been investigated, temperature dependences has been built. Using the resulting mathematical model the temperature fields arising in fiberglass plate during curing in the press has been calculated, the overheating of the core layer of plate against the surface has been given. A comparison of temperature values obtained by the simulation and obtained by curing the samples has been given. A study of the elastic modulus and the glass transition temperature fiberglass was made and the influence of overheating layers on mechanical characteristics of fiberglass has been given.

Key words: mathematical model, polymers, curing, thermal properties.

Barinov Dmitrii — Federal State Unitary Enterprise “All-Russian Research Institute of Aviation Materials” (Russia, 105005, Moscow, Radio street, 17), engineer, specialist in thermo-physical properties researching, mathematical modeling, E-mail: dybarinov@gmail.com.

Mayorova Irina — Federal State Unitary Enterprise “All-Russian Research Institute of Aviation Materials” (Russia, 105005, Moscow, Radio street, 17), engineer of the 1st category, specialist in thermal properties researching, E-mail: irina.mayorova01@gmail.com.

Marahovskii Petr — Federal State Unitary Enterprise “All-Russian Research Institute of Aviation Materials” (Russia, 105005, Moscow, Radio street, 17), engineer, specialist in field of thermal properties researching, E-mail: petr@bmstu@mail.ru.

Zuev Andrey — Federal State Unitary Enterprise “All-Russian Research Institute of Aviation Materials” (Russia, 105005, Moscow, Radio street, 17), Head of Laboratory, PhD, a specialist in field of calculation the thermal conductivity, zuev.andrey@list.ru.

Kutsevich Kirill — Federal State Unitary Enterprise “All-Russian Research Institute of Aviation Materials” (Russia, 105005, Moscow, Radio street, 17), the chief engineer, a specialist field of creation of polymer composite materials, E-mail: kucevichke@viam.ru.

Lukina Natalia — Federal State Unitary Enterprise “All-Russian Research Institute of Aviation Materials” (Russia, 105005, Moscow, Radio street, 17), chief scientific officer, a specialist in field of adhesives, E-mail: ukinanf@viam.ru.