

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ИЗМЕНЕНИЯ ФОРМЫ КОМПОЗИТНОГО УГОЛКОВОГО ЭЛЕМЕНТА ЗА СЧЕТ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ НАПРЯЖЕНИЙ*

Представлены результаты экспериментальных исследований и численного анализа напряженно-деформированного состояния, возникающего при изготовлении детали, выполненной из композитного материала.

Ключевые слова: технологические напряжения, численный анализ, пружинение, полимерный композит.

Остаточные напряжения, возникающие при изготовлении изделий из полимерных волокнистых композитов, обусловлены морфологическими изменениями на стадии охлаждения и различием термоупругих свойств армирующего элемента и матрицы. При охлаждении от температуры формования до комнатной температуры изделия из ортотропного композита, содержащего цилиндрический сегмент, помимо изменения в размерах может возникать искажение сечения, вызванное величиной и распределением остаточных напряжений [1]. Последнее, известное как «пружинение», происходит, в основном, за счет анизотропии термоупругих свойств материала.

Одна из первых моделей, объясняющих природу искажения формы элементов из однонаправленных композитов, содержащих U-образный сегмент, была предложена в работе [2]. Принималось, что изменение сечения не зависит от упругих характеристик материала, а определяется лишь отличием коэффициента линейного расширения в радиальном и окружном направлениях и интервалом изменения температуры. Учитывая простоту данного подхода, хорошее соответствие расчетных значений экспериментальным данным – скорее совпадение, чем закономерность. Об этом свидетельствуют результаты работы [3], в которой данная модель была использована для описания пружинения деталей из стеклопластика. Существенное расхождение теории с экспериментом привело авторов к выводу, что данный эффект определяется напряженно-деформированным состоянием (НДС), формируемым в процессе охлаждения. Следует отметить, что гораздо раньше [1] искажение формы незамкнутого контура было объяснено остаточными напряжениями, возникающими из-за цилиндрической анизотропии свойств материала. Более сложный термоупругий анализ был использован в работе [4]. Рассматривался только цилиндрический сегмент детали. Обоснованность модели была подтверждена большим объемом экспериментальных результатов, полученных на углепластиках. Однако термоупругая постановка задачи не всегда может быть достаточной, так как не учитывает зависимость деформирования полимерных материалов от скорости нагружения.

Результаты исследований [4–6] показывают, что величина угла пружинения зависит не только от физико-механических свойств материала, но и от ряда

других параметров: скорости охлаждения, последовательности укладки слоев по толщине, взаимодействия с инструментом, химической или кристаллизационной усадки, геометрии изделия. Сложность и многофакторность задачи прогнозирования остаточных напряжений и их влияния на стабильность формы изделий из композитов определяет необходимость ее решения численными методами [5–7].

В данной работе представлены результаты численного моделирования и экспериментальных исследований эффекта пружинения детали V-образного поперечного сечения из волокнистого углепластика на основе полиамида 12 (ПА 12). Анализ НДС детали выполнен на основе линейной вязкоупругой модели, реализованной на базе метода конечных элементов.

Уголок размером 70×70×50 мм, толщиной 2,5 мм и внешним радиусом цилиндрического сегмента 5 мм изготавливали методом прямого прессования 8 слоев однонаправленной углеродной ткани фирмы Schappe Techniques (Франция). Было изготовлено 3 уголка. Ткань состоит из жгутов смешанных углеродных и полиамидных волокон, сшитых стеклянной нитью. Массовые доли компонентов составляют, соответственно, 68,25:30,25:1,5 (объемное содержание волокна 56 %). Степень кристалличности связующего, которая практически не меняется при скоростях охлаждения 1–100 °С/мин, составляет 41 %. Температура стеклования ПА 12 около 42 °С. Значения коэффициентов линейного расширения и теплопроводности композита в исследуемом диапазоне температур получены экспериментально и приведены в таблице. Направление 1 соответствует направлению армирования.

Коэффициенты линейного расширения однонаправленного слоя композита

Температура, °С	$\alpha_1 \cdot 10^{-6}, 1/^\circ\text{C}$	$\alpha_2 \cdot 10^{-6}, 1/^\circ\text{C}$	$\alpha_3 \cdot 10^{-6}, 1/^\circ\text{C}$
< 50	0,6	61,0	78,0
50	1,8	76,0	104,0
150	2,0	81,0	111,0

Стальную пресс-форму, с уложенными в ней слоями ткани, нагревали до 210 °С и выдерживали при удельном давлении 1,5 МПа в течение 10 мин, а затем охлаждали до комнатной температуры.

*Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (проект 11-08-00945).

На рис. 1 представлено изменение температуры в течение цикла охлаждения, регистрируемое с помощью термопар, спаи которых помещались в непосредственной близости от рабочих поверхностей пресс-формы. После извлечения детали измерялись ее геометрические параметры. Величина угла между полками уголка составила $88,4^\circ \pm 0,2$; $88,3^\circ \pm 0,3$ и $88,1^\circ \pm 0,2$. Интервалы показывают различие в значениях, определенных по внешним и внутренним поверхностям полков.

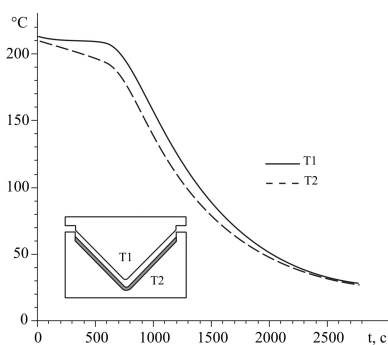


Рис. 1. Температура на нижней и верхней поверхностях детали

Релаксационные свойства ПА 12 определяли при кручении образцов прямоугольного сечения размером $10 \times 1,5$ мм. Для снятия возможных остаточных напряжений образцы перед испытаниями выдерживали при температуре 50°C в течение двух дней. Временные зависимости модуля сдвига получены при постоянной 0,5 % деформации образцов в течение 100 с в температурном диапазоне от 25 до 150°C с шагом 5°C (рис. 2). Обобщенная кривая релаксации была построена согласно принципу температурно-временной суперпозиции для температуры приведения 45°C . Экспериментальная функция температурно-временного смещения a_T в диапазоне температур 25 – 150°C аппроксимирована уравнением Вильямса–Ландела–Ферри [8]:

$$\log a_T = -\frac{C_1(T-T_0)}{C_2 + (T-T_0)}, \quad (1)$$

где эмпирические константы C_1 , C_2 , равны, соответственно, 30,8 и 180,5.

Подобная зависимость получена также методом динамического механического анализа для динамического модуля сдвига G' в интервале 30 – 110°C ($C_1 = 28,4$; $C_2 = 165,6$).

Вязкоупругое поведение связующего представлялось с помощью обобщенной модели Максвелла:

$$G(t) = G_0 + \sum_1^N G_i \exp\left(-\frac{t}{\lambda_i}\right), \quad (2)$$

где G_i – модули сдвига и соответствующие времена релаксации.

Учитывая, что получить экспериментально все компоненты тензора функций релаксации затруднительно даже для трансверсально-изотропного мате-

риала, для их определения использовалась микромеханическая модель [9], предполагая, что свойства углеродных волокон не изменяются. Вязкоупругие характеристики однонаправленного слоя были получены из упругого решения с помощью преобразования Лапласа–Карсона [8].

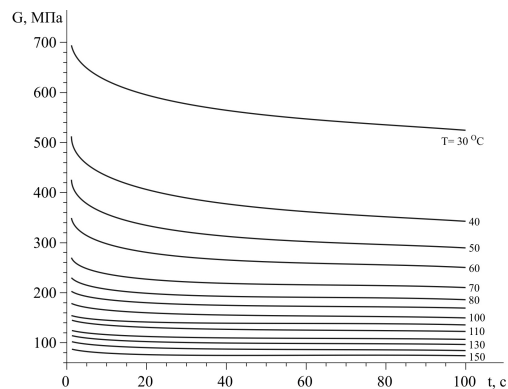


Рис. 2. Экспериментальные зависимости модуля упругости при сдвиге ПА12 от времени при различных температурах

Помимо изменения температуры, усадка полукристаллических полимеров является следствием формирования кристаллической фазы. Однако при реализованных скоростях охлаждения (порядка $10^\circ\text{C}/\text{мин}$) кристаллизация ПА 12 происходит в интервале 150 – 160°C , т. е. значительно выше температуры отверждения и когда модуль упругости материала имеет низкое значение. Следовательно, влияние кристаллизационной усадки на величину остаточных напряжений незначительно и в расчете не учитывалось.

При изменении температуры деформируется не только композит, но и оснастка. Как правило, термомеханические характеристики материала оснастки и композита различны, что препятствует свободному деформированию последнего. Как показано в работе [10], угол пружинения может изменяться до 90 % в зависимости от материала оснастки. Естественно предположить два предельных случая взаимодействия контактирующих поверхностей: совместное деформирование и свободное (без трения) проскальзывание изделия по плоскости контакта. Очевидно, что в реальности граничные условия соответствуют промежуточному состоянию и зависят от конфигурации и свойств элементов. Для оценки влияния механического взаимодействия на границе «инструмент–изделие» на формирование остаточных напряжений в модели предусмотрен граничный слой конечных элементов. Идеальный контакт моделируется, если модуль сдвига равен модулю материала инструмента (сталь), тогда как значение близкое к нулю определяет свободное скольжение. Промежуточные соотношения сдвиговой жесткости слоя и материала пресс-формы определяет степень взаимодействия инструмента и изделия.

Учитывая симметрию детали, расчет выполнялся для 1/2 части сечения уголка и пресс-формы в условиях плоского деформированного состояния. Конечно-

элементная модель, состоящая из 3 200 четырехугольных восьмиузловых элементов, и граничные условия представлены на рис. 3.

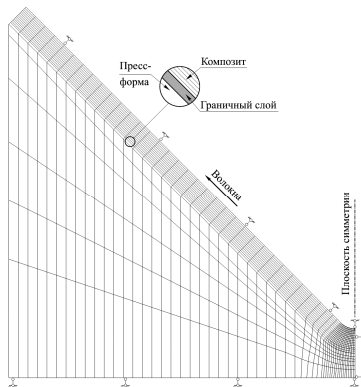


Рис. 3. Конечно-элементная модель

Анализ проводился в три этапа.

1. Предполагая, что влияние деформаций на теплопроводность композита незначительно, тепловой анализ и расчет НДС выполнялись раздельно. Задача нестационарного теплообмена решалась с помощью программного комплекса ANSYS (см. URL: <http://www.ansys.com>), граничными условиями для которой являлись экспериментальные значения температуры на поверхностях образца. Предварительно были выполнены расчеты для определения оптимальной дискретизации времени цикла охлаждения с точки зрения стабильности решения и времени расчета. Наименьший шаг расчета был выбран для интервалов температур отвердевания (140–150 °С) и стеклования (40–50 °С), для которых характерно резкое изменение свойств материала.

2. Длительность каждого шага нагружения, значения температуры в каждом элементе, определенные на этапе 1, и расчетные релаксационные модули использовались как исходные данные для определения НДС композита. ANSYS не обладает возможностями вязкоупругого анализа для ортотропных материалов. Для этих целей выполнялась пользовательская процедура, реализующая метод решения задачи деформирования анизотропного материала под действием температурной и/или механической нагрузки, представленный в работе [11]. Алгоритм основан на численном решении интегрального уравнения Больцмана–Вольтерра:

$$\sigma_i = \int_{-\infty}^t C_{ij}(T, t - \tau) \frac{\partial(\varepsilon_j - \varepsilon_j^T)}{\partial \tau} d\tau, \quad (i, j = 1, 2 \dots 6), \quad (3)$$

где C_{ij} – функции релаксации; T – температура; t – время; ε_j – общие деформации; ε_j^T – термические деформации в ненапряженном состоянии.

Для термореологически простого материала уравнение (3) может быть записано в виде:

$$\sigma_i = \int_0^t C_{ij}(T_0, \xi - \xi') \frac{\partial(\varepsilon_j - \varepsilon_j^T)}{\partial \tau} d\tau, \quad (4)$$

где ξ, ξ' – приведенное время, определяемое следующим образом:

$$\xi = \int_0^t \frac{1}{a_T} d\tau, \quad \xi' = \int_0^t \frac{1}{a_T} d\tau. \quad (5)$$

Значение параметра a_T , в (5) определяется согласно (1).

Напряжения во времени $t + \Delta t$ вычисляются по формуле

$$\sigma_i(t + \Delta t) = \sigma_i(t) + \Delta \sigma_i(t). \quad (6)$$

Приращение напряжений аппроксимируется следующим выражением:

$$\Delta \sigma_i(t) = C_{ij}(\Delta \xi) \Delta(\varepsilon_j - \varepsilon_j^T) + \Delta \sigma_i^R(t), \quad (7)$$

где $C_{ij}(\Delta \xi)$ вычисляются по формулам (2) и (5); $\Delta \sigma_i^R(t)$ – функция, которая отражает историю нагружения и определяется рекуррентной процедурой.

3. На заключительном этапе анализа моделировалось извлечение изделия из пресс-формы – из расчетной схемы удалялись все кинематические ограничения, накладываемые инструментом. Величину угла пружинения определяли путем сравнения начальной формы уголка, обусловленной геометрией инструмента, с контуром детали, полученным в результате расчета.

Для сравнения был также выполнен термоупругий анализ, учитывающий зависимость механических свойств материала от температуры.

Пока связующее композита находится в жидком состоянии, в композите практически отсутствуют внутренние напряжения. При снижении температуры ниже температуры отверждения начинают возникать напряжения, обусловленные анизотропией термомеханических свойств, а также ограничений со стороны пресс-формы. При этом формируется ассиметричное распределение окружных (вдоль армирования) напряжений по толщине: сжимающие напряжения на нижней части, растягивающие – на верхней части детали (рис. 4). Однако приращение напряжений не прямо пропорционально изменению температуры и определяется двумя основными факторами: релаксацией, скоростью которой больше при более высоких температурах, и изменением значений коэффициента линейного расширения. Поэтому, несмотря на то, что основная усадка композита происходит выше 100 °С, большая часть напряжений формируется при более низких температурах.

Другим фактором, влияющим на формирование внутренних напряжений, является возникающий при охлаждении температурный градиент. Слои материала, находящиеся ближе к поверхности пресс-формы, охлаждаются быстрее, чем внутренние. Кроме того, вследствие особенностей конструкции пресс-формы скорости охлаждения верхней и нижней частей пресс-формы отличаются. Это в свою очередь приводит к возникновению градиента свойств материала.

Следует отметить, что термоупругий анализ, не учитывающий временной фактор, прогнозирует распределение напряжений, которое отличается более

высоким максимальным значениям и, в меньшей степени, формой. Различие в максимальных значениях составляет порядка 10 %.

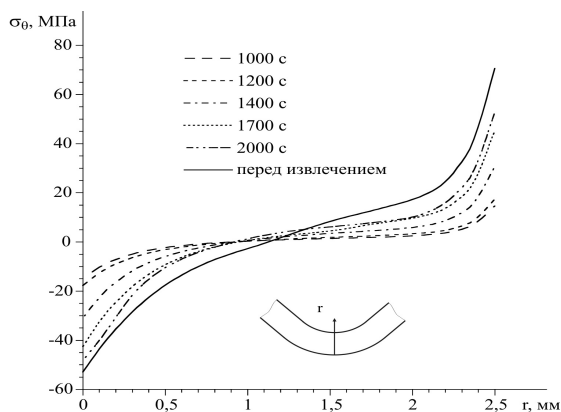


Рис. 4. Кинетика изменения окружных напряжений в цилиндрической части детали при идеальном контакте по поверхности форма-композит

При снятии ограничений, накладываемых инструментом, происходит существенное снижение уровня и перераспределение внутренних напряжений. Остаточные окружные напряжения в цилиндрическом сегменте характеризуются симметричным распределением по толщине с отрицательными значениями на внешних поверхностях и положительными – во внутренних слоях (рис. 5, значения в Па).

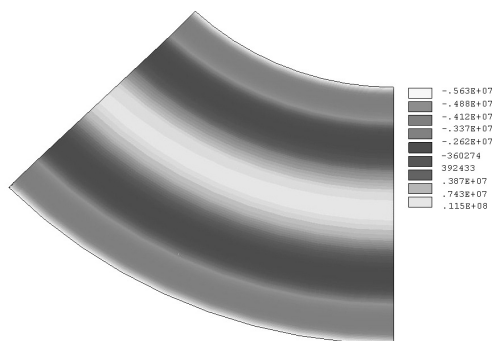


Рис. 5. Остаточные напряжения после снятия детали с оснастки

Начальный и деформируемый контуры детали и полученные значения угла пружинения в зависимости от жесткости граничного слоя представлены на рис. 6. Наилучшее соответствие между расчетными и экспериментальными данными наблюдается при больших соотношениях модулей сдвига граничного слоя и материала пресс-формы. Наименьшее искажение формы, которое в 2 раза меньше экспериментального значения, получено в предположении свободного деформирования композита вдоль поверхностей инструмента.

Следует отметить, что принятая модель материала и расчетная схема не прогнозируют искажение прямоугольного контура полки уголка, наблюдаемое в эксперименте. На готовых деталях полки имеют небольшую кривизну с выпуклой внешней поверхностью. Это можно объяснить неоднородностью струк-

туры композита по толщине, которая формируется в процессе изготовления сложных по геометрии деталей. Типичным примером может служить образование на внешних поверхностях детали утолщенного слоя полимера, что приводит к градиенту степени армирования и, следовательно, термомеханических свойств [1]. Тогда как в модели использовались характеристики композита, рассчитанные в предположении однородного ортотропного материала.

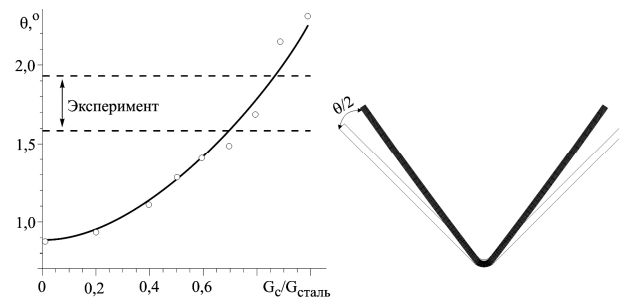


Рис. 6. Значение угла пружинения как функция отношения модулей сдвига граничного слоя и материала пресс-формы

Полученные результаты позволяют считать перспективным используемый алгоритм решения задачи определения остаточных напряжений, возникающих при изготовлении изделий из армированных материалов на полимерной основе и прогнозировать их форму. Однако в дальнейших расчетах следует учитывать неоднородность структуры материала, а также более точно моделировать взаимодействие «изделие–инструмент».

Библиографические ссылки

1. Виноградов В. М. Остаточные напряжения в деталях из пластических масс // Пластические массы. 1975. № 4. С. 20–31.
2. O'Neill J. M., Rogers T. G., Spencer A. J. M. Thermally induced distortions in the moulding of laminated channel sections // Mathematical Engineering in Industry. 1988. Vol. 2. P. 65–72.
3. Dykes R. J., Horrigan D. P. W., Bhattacharyya D. Numerical analysis of shape fixability of continuous fibre reinforced thermoplastics // Composites Processing and Microstructure. 1997. Vol. 4. ICCM-11. Cambridge, UK. P. 352–359.
4. Jain L. K., Mai Y.-W. Stress and deformation induced during manufacturing. Part II: A study of the spring-in phenomenon // Journal of Composite Materials. 1997. Vol. 31. P. 696–712.
5. Experimental and numerical study of the effect of cure cycle, tool surface, geometry, and lay-up on the dimensional fidelity of autoclave-processed composite parts / G. Fernlund, N. Rahman, R. Courdji [et al.] // Composites Part A. 2002. Vol. 33. P. 341–351.
6. Thermoviscoelastic anisotropic analysis of process induced residual stresses and dimensional stability in real polymer matrix composite components / S. Clifford, N. Jansson, W. Yu [et al.] // Composites Part A. 2006. Vol. 37. P. 538–545.

7. Сметанников О. Ю., Труфанов Н. А. Численный анализ технологических и остаточных напряжений в стеклюющихся телах // Вычислительная механика сплошной среды. 2008. Т. 1. № 1. С. 92–108.

8. Ильюшин А. А. Труды. Т. 3. Теория термовязкоупругости. М.: Физматлит, 2007.

9. Кристенсен Р. Введение в механику композитов. М.: Мир, 1982.

10. Bapanapalli S. K., Smith L. V. A linear finite element model to predict processing-induced distortion in FRP laminates // Composites: Part A. 2005. Vol. 36. P. 1666–1674.

11. Zocher M. A., Groves S. E., Allen D. H. A three-dimensional finite element formulation for thermoviscoelastic orthotropic media // Int. J. Numer. Meth. Eng. 1997. Vol. 40. P. 2267–2288.

A. E. Burov

PREDICTING OF A COMPOSITE ANGLE ELEMENT WARPAGE DUE TO INDUCED STRESS PROCESS

The article presents experimental and numerical analysis results of induced stress-strain state in the process of manufacturing of a piece of composite material.

Keywords: process induced stress, numerical analysis, springforward, polymer composite material.

© Буров А. Е., 2011

УДК 621.924

В. А. Левко, П. А. Снетков, Е. Б. Пшенко

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА АБРАЗИВНО-ЭКСТРУЗИОННОЙ ОБРАБОТКИ КАНАЛОВ С ПЕРЕМЕННОЙ ФОРМОЙ СЕЧЕНИЯ*

Проведены исследования потока рабочей среды в кольцевой щели. Установлена степень влияния площади сечения щели и состава рабочей среды на параметры обработки. Разработаны рекомендации по применению выравнивающих устройств.

Ключевые слова: абразивно-экструзионная обработка, кольцевая щель, рабочая среда, площадь поперечного сечения, выравнивающее устройство.

В номенклатуре деталей машиностроительного производства встречаются детали, имеющие внутренние каналы с переменной формой поперечного сечения. Например, для внутреннего канала сопел-насадок характерно сочетание цилиндрической и конусной частях.

Практика экспериментальной абразивно-экструзионной обработки (АЭО) таких деталей без применения каких-либо выравнивающих устройств выявила неравномерность качества обработанной поверхности каналов в цилиндрической и конусной части.

Рабочая среда при АЭО представляет собой вязкоупругую среду, наполненную абразивными зернами. Свойства рабочей среды описаны в работах [1; 2]. При сдвиговом течении в обрабатываемом канале в потоке рабочей среды возникают как касательные, так и нормальные напряжения. Абразивные зерна при течении образуют вязкоупругие цепочки, деформация отдельных звеньев которых оказывает дополнительное влияние на общую деформацию рабочей среды [3]. Вид и характер деформации рабочей среды оказывает влияние на условия контакта микровыступов единичного абразивного зерна с микровыступами обрабатываемой поверхности и учитывается в модели контактных взаимодействий при АЭО [4].

Визуальные исследования течения рабочей среды в конусных каналах позволили уточнить качественную картину потока. Установлено, что равномерности обработки в конусном канале без применения специальных выравнивающих устройств добиться сложно, поскольку изменение профиля потока рабочей среды происходит непосредственно в обрабатываемом канале [5].

Для обеспечения равномерной обработки таких каналов нами предложено устройство, выравнивающее сечение канала по его длине. При этом происходит переход от течения среды через местное сопротивление (конус) к течению в кольцевом канале.

Исследования проведены в два этапа на установке УЭШ-25 с использованием устройства, которое имитирует течение в кольцевой щели (рис. 1). На первом этапе установлены эмпирические зависимости шероховатости обработанной поверхности Ra , а также величина ее изменения в ходе обработки ΔRa и величина изменения диаметра отверстия ΔD исследуемого образца в зависимости от дисперсности наполнителя $Вa'$ среды и площади зазора $S_{\text{зз}}$ между обрабатываемой поверхностью и внутренним телом.

*Работа выполнена в рамках ФЦП «Научные, научно-педагогические кадры инновационной России на 2009–2013 гг.». Грант № П 11 21.