

*Е. Селахи**

Department of Mechanical Engineering, Marvdasht Branch, Islamic Azad University, Marvdasht, Iran

**АНАЛИЗ РАЗРУШЕНИЯ ГИБРИДНЫХ КЛЕЕБОЛТОВЫХ
ВЕРТИКАЛЬНЫХ Т- И L-ОБРАЗНЫХ КОМПОЗИТНЫХ
СОЕДИНЕНИЙ, ПОДВЕРЖЕННЫХ ОСЕВЫМ
И ИЗГИБАЮЩИМ НАГРУЗКАМ¹**

*E. Selahi**

**A FAILURE ANALYSIS OF HYBRID BOLTED-BONDED VERTICAL
T AND L JOINTS WITH COMPOSITE ADHERENDS SUBJECTED
TO AXIAL AND BENDING LOADS**

Keywords: bonded-bolted joint, delamination, failure criterion, finite-element analysis, vertical T and L joints.

Employing the ANSYS Workbench software and a 3D finite-element simulation, a failure analysis of hybrid bonded-bolted vertical T and L joints, with laminated composite adherends, subjected to axial and bending loads is performed. First, the convergence behavior of the joints are examined to select an appropriate and optimized number of elements and then the failure study of each T and L hybrid composite joint for three quasi-static loading cases are performed in three steps, to determine the failure load and failure mode in each case. To demonstrate the validity and precision of the simulations presented, the results obtained are compared with the numerical and experimental data available in the literature. Results indicated that the effectiveness of replacing a bonded joint with a vertical hybrid joint depended on the failure mode. Generally, if the damage mode was delamination of adherend layers or failure of the adhesive layer, this replacement led to significant saving in the cost of raw materials and production.

*Автор, с которым следует вести переписку: selahi@miau.ac.ir
Corresponding author: selahi@miau.ac.ir

¹Перевод с англ.

Ключевые слова: соединение клееболтовое, расслоение, критерий разрушения, анализ конечно-элементный, соединения вертикальные Т- и L-образные

С помощью программного обеспечения ANSYS Workbench и трехмерного моделирования методом конечных элементов (МКЭ) выполнен анализ разрушения гибридных клееболтовых вертикальных Т- и L-образных соединений из слоистых композитов, подверженных осевым и изгибающим нагрузкам. Сначала с целью выбора надлежащего количества конечных элементов исследовали сходимость решений МКЭ, а затем анализ разрушения каждого гибридного Т- и L-образного композитного соединения выполнили для трех случаев квазистатического нагружения для определения разрушающей нагрузки и моды разрушения. Для демонстрации достоверности и точности представленного моделирования полученные результаты сравнили с численными и экспериментальными данными, доступными в литературе. Результаты показали, что эффективность замены вертикального клеевого соединения на гибридное клееболтовое зависит от моды разрушения. Как правило, если мода повреждения — расслоение слоев адгерентов или разрушение клеевого слоя, то такая замена приводит к значительной экономии затрат на сырье и изготовление.

Введение

Одна из основных задач при проектировании и изготовлении композитных конструкций — их соединение друг с другом. Соединения снижают несущую способность. В большинстве конструкций в силу ограничений на размер компонентов, накладываемых производственным процессом и транспортировкой, изготовление монолитных конструкций невозможно. Поэтому конструкции часто изготавливают из более мелких деталей, которые затем соединяют на месте монтажа. Создание клеевых соединений — самый распространенный метод соединения композитных конструкций. Эти соединения обладают высокой прочностью при сдвиге, но низкой при отрыве. Создание гибридных клееболтовых соединений позволит обеспечить одновременное сопротивление сдвигу и отрыву.

На анализ клеевых соединений были направлены значительные усилия. Первая попытка анализа клеевых соединений предпринята в работе [1], где клеевой слой соединения с односторонней нахлесткой смоделировали в виде непрерывных сдвиговых пружин. В этой модели не учитывали эффекты изгибающего момента, обусловленные эксцентриситетом осей приложения нагрузки. В [2] модель модифицировали, описав клеевой слой как равномерно распределенные поперечные нормальные и сдвиговые пружины. В [3] для анализа распределения напряжений в клеевых соединениях с двойным скосом и одно- и двухсторонней нахлесткой использовали метод конечных элементов (МКЭ). В [4] для моделирования композитных соеди-

нений с двухсторонней нахлесткой применили трехмерный анализ МКЭ. Математическая модель для анализа композитных клеевых соединений внахлестку с линейным и нелинейным поведением представлена в [5, 6].

В [7] исследовали разрушение Т-образных соединений из слоистого углепластика на основе углеволокон T700 и бисмалеимидного связующего под действием растягивающей нагрузки, используя конечно-элементную модель и эксперимент. Поведение Т-образного соединения из тканого эпоксидного углепластика рассмотрено в [8]. В [9] экспериментально и численно определили распределение напряжений, эволюцию повреждений, прочность и моды разрушения односторонних клеевых L-образных алюминий/композитных соединений. Методы экспериментального проектирования для изучения прочности клеевых Т-образных соединений представлены в [10]. В [11] использовали модель когезионной зоны для оценки влияния геометрии на прочность клеевых соединений с односторонней нахлесткой с адгерентами из слоистых композитов при одноосных растягивающих нагрузках.

В области гибридных клееболтовых соединений проведено лишь несколько исследований, в которых рассматривали гибридные соединения внахлестку. В [12] для изучения распределения напряжений в болтовых, клеевых и гибридных соединениях из слоистых композитов использовали анализ МКЭ. В [13] определили прочность и усталостную долговечность гибридных клееболтовых соединений из углепластика. Анализ свойств клееболтовых стальных соединений встык представлен в [14]. В [15] разработали полуаналитический метод решения для анализа напряжений в гибридных клееболтовых соединениях слоистых композитов внахлестку под действием плоскостных и поперечных нагрузок. В [16] на основе анализа МКЭ смоделировали клеевые соединения внахлестку и гибридные соединения с помощью эластичных адгезивов.

В [17] изучали конструкционное поведение клееболтовых соединений с двухсторонней нахлесткой из стальных пластин и гибридного слоистого угле- и стеклопластика. В [18] для анализа гибридных композитных соединений использовали программное обеспечение ANSYS. В [19] исследовали распределение нагрузки в клееболтовых композитных соединениях с односторонней нахлесткой. В [20] поведение болтовых, клеевых и гибридных ступенчатых соединений внахлестку толстых панелей из эпоксидного углепластика изучали как численно, так и экспериментально. В [21] программное обеспечение ABAQUS [22] применили при изучении свойств гибридных соединений с односторонней нахлесткой стальных и композитных адгерентов.

Вертикальные соединения находят широкое применение в судостроительной, аэрокосмической и многих других отраслях промышленности. Т-образные соединения — традиционные вертикальные соединения шпангоута с боковыми, нижними и палубными панелями; L-образные соединения используют для соединения боковых панелей с днищем и панелями палубы морских и аэрокосмических конструкций. Вертикальные соединения обладают значительным плечом момента, способным существенно

увеличивать перемещения и напряжения, снижающие несущую способность вертикальных соединений по сравнению с соединениями внахлестку.

Цель настоящего исследования — изучение влияния на несущую способность замены традиционных вертикальных клеевых соединений на гибридные клееболтовые. Насколько известно автору, в настоящее время нет опубликованных исследований по разрушению гибридных клееболтовых вертикальных Т- и L-образных соединений с композитными адгерентами. Настоящее исследование посвящено анализу разрушения гибридных вертикальных клееболтовых Т- и L-образных соединений с адгерентами из слоистых композитов.

1. Постановка задачи

На рис. 1 показаны конфигурации образцов гибридных клееболтовых вертикальных L- (*a*) и Т-образных (*b*) соединений. В обоих соединениях основные адгеренты — комбинации слоев однонаправленного эпоксидного стеклопластика (UD GFRP), однонаправленного эпоксидного углепластика (UD CFRP) и тканого эпоксидного углепластика (W CFRP) с последовательностью укладки [UD GFRP/W CFRP/UD CFRP]. Последовательность укладки слоев в накладках — [UD GFRP/W CFRP/UD GFRP].

Табл. 1

Механические свойства слоистых композитов, адгезива, болта и гайки [22]

Материал	Механические свойства
Однонаправленный эпоксидный углепластик	$E_1 = 123,3 \text{ ГПа}, E_2 = E_3 = 7,78 \text{ ГПа}, G_{12} = G_{13} = 5,0 \text{ ГПа}, G_{23} = 3,08 \text{ ГПа}, \nu_{12} = \nu_{13} = 0,27, \nu_{23} = 0,42, S_{ut-1} = 1632 \text{ МПа}, S_{ut-2} = S_{ut-3} = 34 \text{ МПа}, S_{12} = S_{13} = 80 \text{ МПа}, S_{23} = 55 \text{ МПа}, \rho = 1518 \text{ кг/м}^3, h = 0,5 \text{ мм}$
Тканый эпоксидный углепластик	$E_1 = E_2 = 59,16 \text{ ГПа}, E_3 = 7,5 \text{ ГПа}, G_{12} = 17,5 \text{ ГПа}, G_{13} = G_{23} = 2,7 \text{ ГПа}, \nu_{12} = 0,04, \nu_{13} = \nu_{23} = 0,3, S_{ut-1} = S_{ut-2} = 513 \text{ МПа}, S_{ut-3} = 50 \text{ МПа}, S_{uc-1} = S_{uc-2} = -437 \text{ МПа}, S_{uc-3} = -150 \text{ МПа}, S_{us-12} = 120 \text{ МПа}, S_{us-13} = S_{us-23} = 55 \text{ МПа}, \rho = 1451 \text{ кг/м}^3, h = 1,0 \text{ мм}$
Однонаправленный эпоксидный стеклопластик	$E_1 = 45 \text{ ГПа}, E_2 = E_3 = 10 \text{ ГПа}, G_{12} = G_{13} = 5,0 \text{ ГПа}, G_{23} = 3,85 \text{ ГПа}, \nu_{12} = \nu_{13} = 0,3, \nu_{23} = 0,4, X_T = 1100 \text{ МПа}, Y_T = Z_T = 35 \text{ МПа}, X_C = -675 \text{ МПа}, Y_C = Z_C = -120 \text{ МПа}, S_{12} = S_{13} = 80 \text{ МПа}, S_{23} = 46 \text{ МПа}, \rho = 2000 \text{ кг/м}^3, h = 0,5 \text{ мм}$
Эпоксидный адгезив	$E = 3780 \text{ МПа}, G = 1400 \text{ МПа}, \nu = 0,35, S_{ut} = 54,6 \text{ МПа}, \rho = 1160 \text{ кг/м}^3, h = 0,5 \text{ мм}$
Болты и гайки	$E = 200 \text{ ГПа}, G = 77 \text{ ГПа}, \nu = 0,3, S_{ut} = 460 \text{ МПа}, S_y = 250 \text{ МПа}, \rho = 7850 \text{ кг/м}^3, D_b = 8 \text{ мм}$

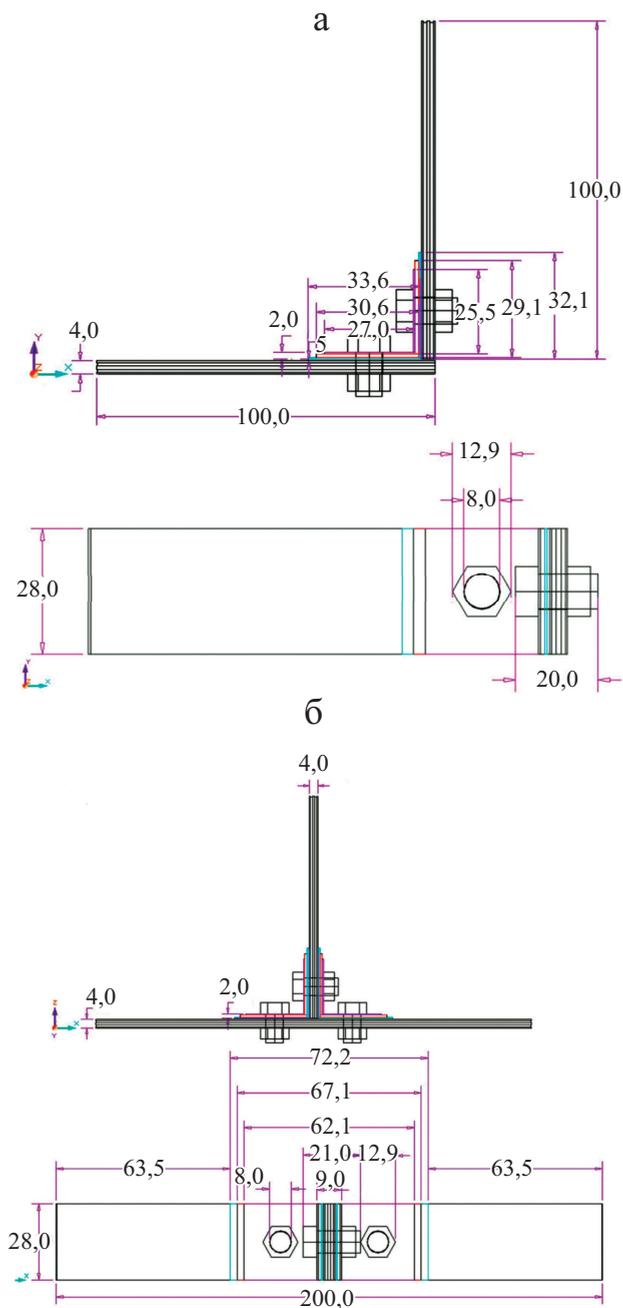


Рис. 1. Конфигурация гибридных клееболтовых вертикальных L- (а) и Т-образных (б) соединений. Все размеры указаны в миллиметрах.

В рассматриваемых гибридных клееболтовых соединениях прирост массы по сравнению с клеевыми составил 33% для вертикального Т-образного соединения и 34% — для вертикального L-образного. Для повышения устойчивости к старению в наружных слоях использовали стеклопластик,

а в остальных — высокопрочный углепластик, а для обеспечения необходимой прочности в поперечном направлении использовали слои из тканого углепластика. Значения механических свойств слоистых композитов, эпоксидного адгезива и металлических болтов и гаек приведены в табл. 1: E_i , G_{ij} и ν_{ij} ($i, j = 1, 2, 3$) — модули упругости, модули сдвига и коэффициенты Пуассона соответственно; ρ и h — плотность и толщина слоистого композита соответственно; S_{ut} , S_{uc} , S_{us} , S_y — прочности при растяжении, сжатии, сдвиге и предел текучести при растяжении соответственно. Нижние индексы 1, 2, 3 означают направление продольное, поперечное и по толщине.

2. Методы и алгоритм решения

В настоящем исследовании рассматривали состояние клеевого контакта на поверхности раздела двух слоев слоистых композитов, а также клеевого слоя и адгерентов. Контакт моделировали, используя опцию многоточечного ограничения (multi-point constraint). На поверхностях раздела болтов и стенок отверстий, а также композитных слоев с гайками или головками болтов предполагали условие фрикционного контакта, для описания которого выбрали опцию чистого штрафа. Допуская большие деформации, анализ проводили в три этапа [23]:

1) приложение силы предварительного растяжения F и предварительного крутящего момента T , как показано в уравнении (1);

2) определение перемещений, обусловленных предварительным нагружением;

3) постепенное приложение возрастающих осевых или изгибающих нагрузок вплоть до разрушения.

Нагрузку предварительного крутящего момента определяли как

$$T = \mu F D_b, \quad (1)$$

где μ — коэффициент трения скольжения; D_b — диаметр болта. Выбрали значения силы $F = 1000$ Н и коэффициента пары трения (адгерент и болт или гайка) $\mu = 0,2$ [17]. На горизонтальных концах адгерентов задавали условия неподвижной границы. На третьем этапе нагрузку прикладывали к вертикальному свободному концу адгерентов, как показано на рис. 2. Зависящие от времени выражения сил третьего этапа нагружения имеют следующий вид: в случае вертикального L-образного соединения

$$F_a = 50t \text{ (Н)}, \quad (2)$$

$$F_{sh} = 10t \text{ (Н)}, \quad (3)$$

$$F_b = 5t \text{ (Н)} \quad (4)$$

и вертикального T-соединения

$$F_a = 100t \text{ (Н)}, \quad (5)$$

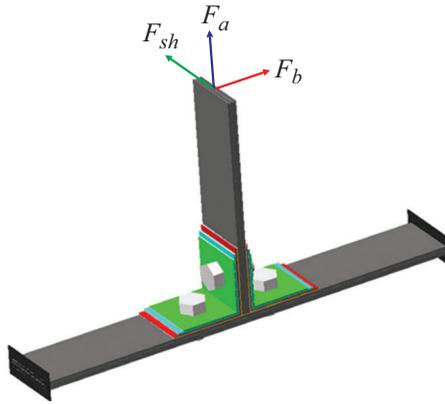


Рис. 2. Нагружение и граничные условия гибридного вертикального Т-образного соединения.

$$F_{sh} = 50t \text{ (Н)}, \tag{6}$$

$$F_b = 5t \text{ (Н)}. \tag{7}$$

Разрушение гибридных болтовых соединений разделили на три типа — разрушение адгерента, адгезива и болтов. Каждый из этих типов разрушения подразделили на следующие моды разрушения.

i. Разрушение адгерента:

- разрушение волокон при растяжении;
- разрушение волокон при сжатии;
- разрушение матрицы при растяжении;
- разрушение матрицы при сжатии;
- расслоение.

ii. Разрушение адгезива:

- при сдвиге;
- при отрыве.

iii. Разрушение болта.

В силу критерия разрушения Хашина [24] адгерент разрушается при выполнении хотя бы одного из пяти уравнений (8)—(12), описывающих соответствующую моду разрушения:

i) разрушение волокна при растяжении ($\sigma_1 \geq 0$)

$$\left(\frac{\sigma_1}{X_T} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}} \right)^2 \geq 1; \tag{8}$$

ii) разрушение волокна при сжатии ($\sigma_1 < 0$)

$$\left(\frac{\sigma_1}{X_C} \right)^2 \geq 1; \tag{9}$$

iii) разрушение матрицы при растяжении ($\sigma_2 \geq 0$)

$$\left(\frac{\sigma_2}{Y_T}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}}{S_{23}}\right)^2 \geq 1; \quad (10)$$

iv) разрушение матрицы при сжатии ($\sigma_2 < 0$)

$$\left(\frac{\sigma_2}{2S_{23}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left[\left(\frac{Y_C}{2S_{23}}\right)^2 - 1\right] \left(\frac{\sigma_2}{Y_C}\right) + \left(\frac{\tau_{23}}{S_{23}}\right)^2 \geq 1; \quad (11)$$

v) расслоение ($\sigma_2 \geq 0$)

$$\left(\frac{\sigma_3}{Z_T}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}}{S_{23}}\right)^2 \geq 1. \quad (12)$$

3. Обсуждение и примеры

3.1. Проверка достоверности. Для демонстрации достоверности и точности представленного моделирования полученные результаты сравнили с экспериментальными и численными, доступными в литературе. Примечательно, что несмотря на отсутствие в доступной литературе аналогичных моделей для рассматриваемой проблемы, решения могут быть проверены путем сравнения с решениями для гибридной односторонней нахлестки и клеевых вертикальных Т-образных соединений, как будет показано далее.

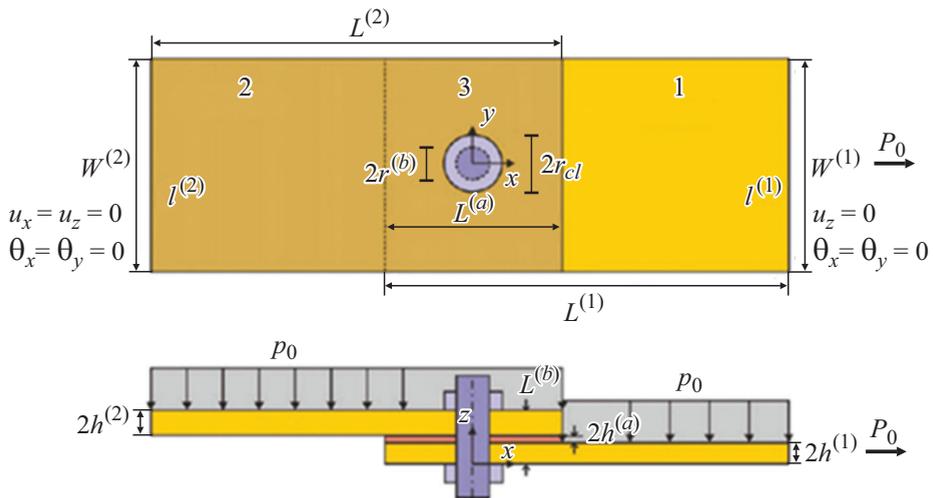


Рис. 3. Схема гибридного соединения внахлестку [15] адгерентов слоистых композитов 1 (I) и 2 (2). 3 — область нахлестки.

Табл. 2

Размеры гибридного соединения внахлестку [15]

Деталь	Размер
Композитный адгерент	$L_1 = L_2 = 84$ мм, $W_1 = W_2 = 24$ мм, $h_1 = h_2 = 2$ мм
Слой адгезива	$L_a = W_a = 24$ мм, $t_a = 0,2$ мм
Болт и гайка	$r_b = 2$ мм, $r_{cl} = 3$ мм

Табл. 3

Механические свойства компонентов гибридного соединения [15]

Деталь	Механические свойства
Композитный адгерент	$E_L = 180$ ГПа, $E_T = 10,3$ ГПа, $G_{LT} = 7,17$ ГПа, $\nu_{LT} = 0,28$
Адгезив	$G = 414$ МПа, $\nu = 0,34$
Болт и гайка	$E = 193$ ГПа, $\nu = 0,3$

Во-первых, сравнили распределения поперечных сдвиговых и отрывных напряжений на средней линии клевого слоя гибридного соединения с односторонней нахлесткой, рассчитанные с помощью конечно-элементного моделирования и представленные в [15]. На рис. 3 показана схема гибридного соединения внахлестку. Поведение адгерентов из слоистых композитов трансверсально-изотропное, а болтов, гаек и адгезива — изотропное. В табл. 2 и 3 представлены геометрия и механические свойства соединения. Нижние индексы L и T относятся к величинам, характеризующим свойства в продольном и поперечном направлениях. Соединение подвергали действию осевой силы $P_0 = 24$ кН и поперечного давления $p_0 = 500$ кПа. Данные рис. 4 демонстрируют хорошее согласование распределений от-

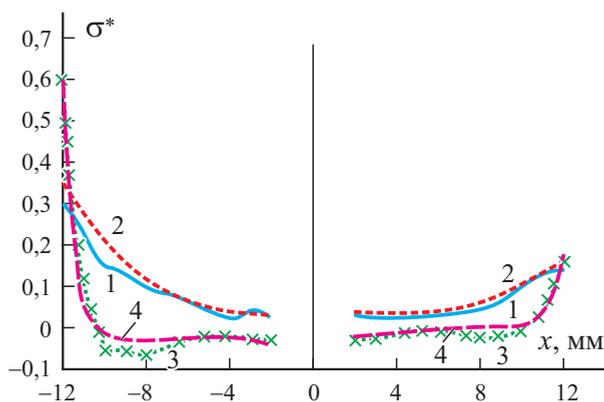


Рис. 4. Сравнение распределений сдвиговых τ_{xz}^* (1, 2) и отрывных σ_z^* (3, 4) напряжений, рассчитанных в настоящей работе (1, 4) и [15] (2, 3).

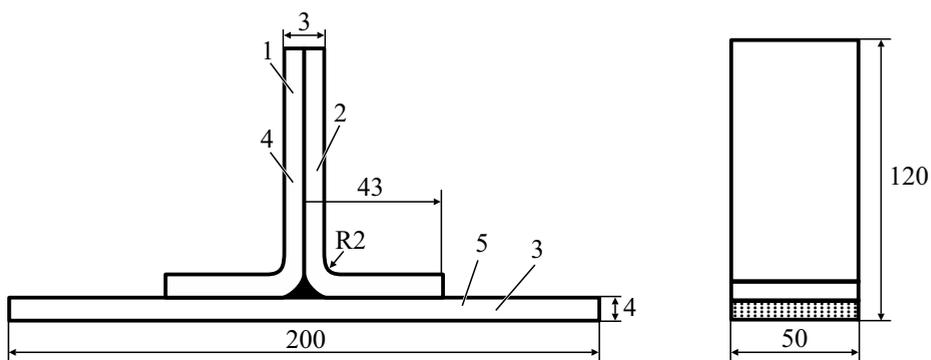


Рис. 5. Схема клеевого вертикального Т-образного соединения [7]: 1, 2, 3 — слои 1, 2, 3; 4 — стойка; 5 — опорная плита.

рывных и сдвиговых напряжений в клеевом слое, рассчитанных с помощью представленного решения МКЭ и приведенных в [15].

Во-вторых, смоделировали разрушение композитных клеевых вертикальных Т-образных соединений, подвергнутых растягивающим нагрузкам, и сравнили их разрушающую нагрузку с экспериментальными результатами, представленными в [7]. На рис. 5 схематически показана конфигурация клеевого вертикального Т-образного соединения, адгеренты которого изготовлены из углепластика на основе волокон Т700 и бисмалеимидной смолы QY8911. Механические свойства композитных адгерентов и бисмалеимидной смолы приведены в табл. 4. Последовательность укладки слоистых композитов 1 и 2 $[-45^\circ/0^\circ/45^\circ/90^\circ/-45^\circ/0^\circ/90^\circ/0^\circ/45^\circ/90^\circ/-45^\circ/0^\circ/45^\circ]$, а слоистого композита 3 — $[45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ/0^\circ/45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ/0^\circ/45^\circ/0^\circ/-45^\circ/0^\circ/45^\circ/-45^\circ]$.

Разрушающие нагрузки при разных модах, рассчитанные с помощью МКЭ, хорошо согласуются с экспериментальными результатами, представленными в [7] (табл. 5).

3.2. Гибридные L-образные соединения. Прежде всего провели анализ сходимости решения МКЭ для выбора оптимального количества конечных элементов. Для этой цели, уменьшая размер элемента, исследовали чувствительность вертикальных гибридных L-образных соединений к

Табл. 4

Механические свойства композитных адгерентов и смолы [7]

Материал	Механические свойства
Эпоксидный углепластик Т700- QY8911	$E_1 = 131$ ГПа, $E_{22} = E_{33} = 10,4$ ГПа, $G_{12} = G_{13} = 6,09$ ГПа, $G_{23} = 3,4$ ГПа, $\nu_{12} = \nu_{13} = 0,31$, $t = 0,12$ мм, $S_{ut-1} = 2920$ МПа, $S_{ut-2} = S_{ut-3} = 63$ МПа, $S_{uc-1} = -1392$ МПа, $S_{uc-2} = S_{uc-3} = -240$ МПа, $S_{12} = S_{13} = 150$ МПа, $S_{23} = 133$ МПа
Эпоксидная смола	$E = 3$ ГПа, $G = 1,15$ ГПа

Табл. 5

Сравнение разрушающих нагрузок F^{ult} (Н) в разных модах, определенных в ходе конечно-элементного моделирования и полученных экспериментально в [7]

Мода разрушения	МКЭ	Эксперимент	Различие, %
Расслоение адгерента	1228	1200	2,3
Разрушение адгерента	1287	1348	4,5
Потеря сцепления между адгерентом и заливкой	1564	1602	2,4

максимальному перемещению, сдвиговому напряжению в слое адгезива, напряжению болта по Мизесу и критериям разрушения. Результаты для гибридных L-образных соединений, нагруженных осевой силой 65 Н на свободной стороне, представлены в табл. 6. Видно, что результаты расчетов в четвертом и пятом случаях очень близки. Поэтому для дальнейшего исследования гибридного вертикального L-образного соединения выбрана конечно-элементная модель для четвертого случая с 13 751 элементом.

Затем проанализировали результаты разрушения гибридного L-образного соединения, полученные при тех же условиях нагружения, что и в предыдущем разделе. На рис. 6 показано изменение коэффициентов запаса прочности болтов, композитных адгерентов и клеевого слоя, обусловленное сдвиговыми и отрывными напряжениями в гибридном L-образном соединении, подверженном квазистатической осевой F_a (а), поперечной F_{sh} (б) и изгибающей F_b (в) нагрузке. Каждая мода разрушения начинается, когда соответствующий коэффициент запаса достигает единицы или становится меньше. Представленные диаграммы характеризуют запасы прочности только в гибридных соединениях.

Установлено, что в случае осевой нагрузки разрушение гибридного L-образного соединения происходило в слое однонаправленного эпоксидного углепластика при нагрузке 450 Н, а отрыв клеевого слоя — при нагрузке 1200 Н. Разрушение клеевого L-образного соединения (с такой же геоме-

Табл. 6

Результаты анализа сходимости решения МКЭ для гибридного L-образного соединения, подверженного осевой силе 65 Н

Случай	Количество элементов	δ_x^{max} , мм	σ_{shear}^{max} , МПа	σ_V^{M-max} , МПа	χ
1	2385	2,824	2,53	45,72	0,604
2	5775	2,820	2,42	45,70	0,603
3	9941	2,817	1,73	37,46	0,446
4	13 751	2,770	1,74	36,72	0,440
5	18 246	2,785	1,61	34,45	0,443

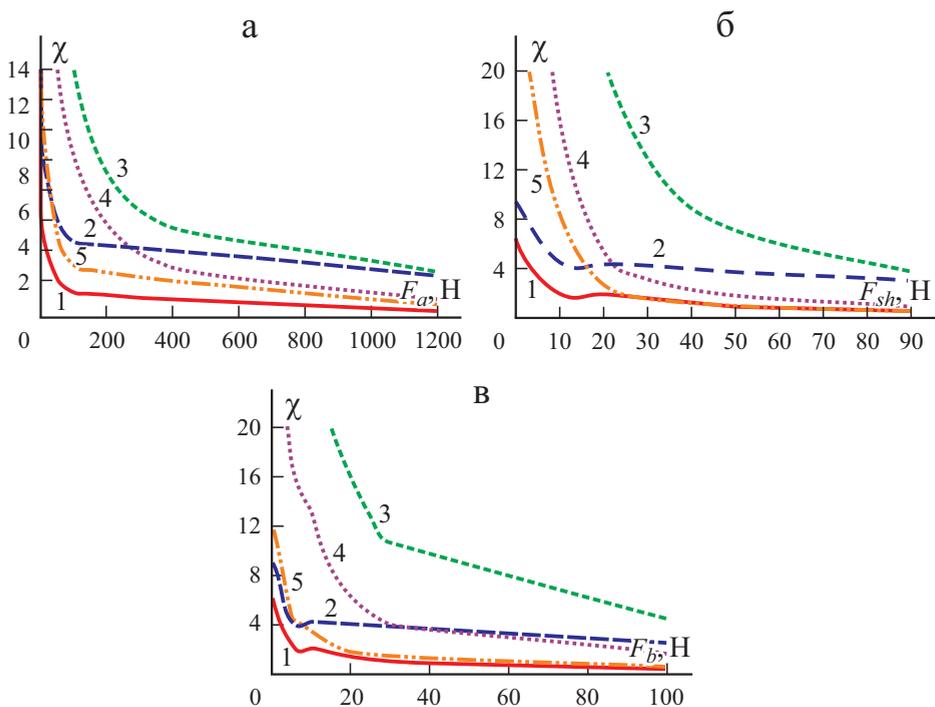


Рис. 6. Коэффициенты запаса χ для болта, композитных адгерентов и слоя адгезива, обусловленные сдвиговыми и отрывающими напряжениями в гибридных L-образных соединениях, подверженных квазистатической осевой F_a (а), поперечной F_{sh} (б) и изгибающей F_b (в) нагрузке: 1 — разрушение адгерента; 2 — разрушение болта; 3 и 4 — разрушение адгезива при сдвиге и отрыве; 5 — расслоение.

трией) произошло в слое однонаправленного эпоксидного углепластика при $F_a = 430$ Н, а отрыв клевого слоя — при 620 Н. Из данных рис. 6 также видно, что в гибридном L-образном соединении, подвергнутом поперечной нагрузке, расслоение адгерентов произошло при $F_{sh} = 50$ Н, а отрыв клевого слоя — при 90 Н. В аналогичном чисто клеевом соединении адгерент расслоился при $F_{sh} = 30$ Н, а отрыв клевого слоя имел место при 60 Н. Наконец, видно, что при изгибе разрушение гибридного L-образного соединения произошло в слое однонаправленного эпоксидного углепластика при $F_b = 30$ Н, а отрыв клевого слоя — при 120 Н. В аналогичном чисто клеевом L-образном соединении адгерент расслоился при нагрузке 13 Н, а слой адгезива оторвался при 40 Н. Таким образом, в случае изгибающей нагрузки несущая способность гибридного L-образного соединения при разрушении композитного адгерента только на 23% больше, чем при использовании чисто клевого L-образного соединения, тогда как при разрушении клевого слоя несущая способность гибридного L-образного соединения в три раза больше, чем клевого.

Табл. 7

Результаты анализа сходимости решения МКЭ для гибридного Т-образного соединения, подверженного осевой силе 100 Н

Случай	Количество элементов	δ_x^{\max} , МПа	$\sigma_{\text{shear}}^{\max}$, МПа	$\sigma_V^{M-\max}$, МПа	χ
1	2950	0,239	15,4	13,87	0,392
2	5022	0,228	13,5	12,46	0,341
3	8889	0,212	11,1	10,48	0,295
4	17 265	0,218	11,7	10,74	0,302

3.3. Гибридные Т-образные соединения. Сначала продемонстрируем сходимость решения МКЭ в случае гибридного Т-образного соединения. В табл. 7 представлены результаты анализа сходимости для гибридного Т-образного соединения, подвергнутого действию осевой силы 100 Н, приложенной на свободной стороне. Расчет по модели, содержащей 8889 конечных элементов (т.е. третий случай), оказался подходящим для определения максимальных перемещений, напряжений и мод разрушения. Эту модель МКЭ использовали в последующих расчетах.

Затем выполнили анализ разрушения гибридного Т-образного соединения при указанной нагрузке и граничных условиях. На рис. 7 проиллюстрированы изменения коэффициентов запаса прочности болтов, композитных адгерентов и клеевого слоя, обусловленные отрывными и сдвиговыми напряжениями, при квазистатической, осевой F_a , поперечной F_{sh} и изгибающей F_b нагрузке.

Полученные результаты продемонстрировали, что расслоение гибридного Т-образного соединения, подверженного осевой нагрузке, произошло при $F_a = 250$ Н, а отрыв клеевого слоя — при 550 Н. В чисто клеевом Т-образном соединении (с такой же геометрией) расслоение имело место при 130 Н, а отрыв клеевого слоя — при 410 Н. Таким образом, увеличение несущей способности гибридного соединения составило 92%. Результаты, представленные на рис. 7, свидетельствуют о том, что в гибридном Т-образном соединении, подвергнутом поперечной нагрузке, расслоение адгерентов началось при $F_{sh} = 60$ Н, а отрыв клеевого слоя — при 400 Н. В аналогичном чисто клеевом Т-образном соединении адгерент расслоился при 50 Н, а клеевой слой оторвался при 225 Н. При действии изгибающей нагрузки разрушение гибридного Т-образного соединения произошло в слое однонаправленного эпоксидного углепластика при $F_b = 30$ Н, а отрыв клеевого слоя — при 170 Н. Эта нагрузка для аналогичного клеевого Т-образного соединения равна 25 и 70 Н соответственно. Таким образом, при действии изгибающей нагрузки использование гибридного Т-образного соединения вместо чисто клеевого при разрушении композитного адгерента не привело к значительному увеличению несущей способности, тогда как при разрушении в моде отрыва клеевого слоя она возросла на 250%.

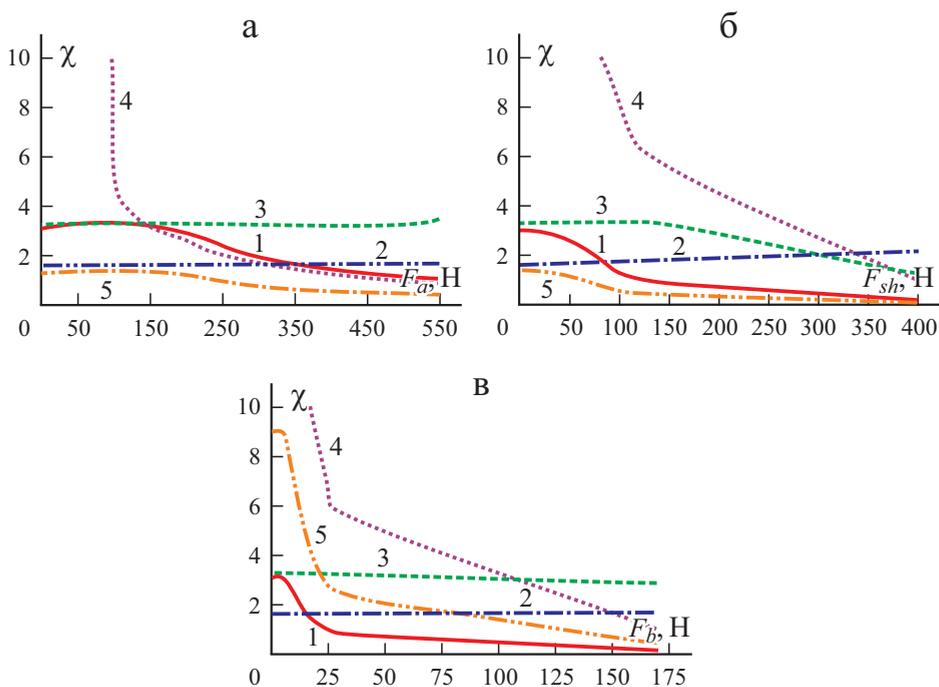


Рис. 7. Коэффициенты запаса χ для болта, композитных адгерентов и слоя адгезива, обусловленные сдвиговыми и отрывающими напряжениями в гибридных Т-образных соединениях, подверженных квазистатической осевой F_a (а), поперечной F_{sh} (б) и изгибающей F_b (в) нагрузке: 1 — разрушение адгерента; 2 — разрушение болта; 3 и 4 — разрушение адгезива при сдвиге и отрыве; 5 — расслоение.

Как правило, эффективность применения гибридного соединения зависит от моды разрушения. В случае разрушения клеевого слоя использование гибридного соединения существенно увеличивает несущую способность.

Заключение

В настоящей работе с использованием программного обеспечения ANSYS Workbench разработали и реализовали трехмерную конечно-элементную модель гибридных клееболтовых Т- и Л-образных соединений с адгерентами из слоистого композита. Для демонстрации точности предложенного моделирования МКЭ сравнили результаты расчета с доступными экспериментальными и численными решениями, найденными в литературе. Установлено их хорошее согласование.

Проведен анализ сходимости решений МКЭ с целью выбора оптимального количества конечных элементов в моделях гибридных Т- и Л-образных соединений. Представлены результаты анализа разрушения гибридных клееболтовых вертикальных Т- и Л-образных соединений,

подверженных квазистатической осевой, поперечной и изгибающей нагрузке. Основные выводы настоящего исследования следующие.

— В гибридных соединениях преобладающие факторы разрушения — напряжения, обусловленные предварительным растяжением и предварительным моментом затяжки болтов.

— В вертикальных L-образных соединениях замена клеевого соединения на гибридное увеличила массу на 34%, а несущую способность при действии осевой, сдвиговой и изгибающей нагрузки — на 5, 67 и 142% соответственно. Таким образом, эта замена не рекомендуется в случае осевых нагрузок.

— В случае вертикальных T-образных соединений при замене клеевого соединения на гибридное клееболтовое несущая способность при действии осевой, сдвиговой и изгибающей нагрузки возрастала на 92, 20 и 20% соответственно, а масса — на 33%. Таким образом, такая замена рекомендуется только в случае осевых нагрузок.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Volkersen O.* Die Nietkraftverteilung in zugbeanspruchten Nietverbindungen mit konstanten Laschenquerschnitten // *Luftfahrtforschung.* — 1938. — Vol. 15, P. 41—47.
2. *Goland M. and Reissner E.* The stresses in cemented joints // *J. Appl. Mech.* — 1944. — Vol. 11, No. 19. — P. A17—A27.
3. *Adams R. D., Coppedale J., and Peppiatt N. A.* Failure analysis of aluminum-aluminum bonded joints // *J. Adhes.* — 1978. — Vol. 2. — P. 105—119.
4. *Bogdanovich A. E. and Kizhakkethara I.* Three-dimensional finite element analysis of double-lap composite adhesive bonded joint using submodeling approach // *Composites: Part B.* — 1999. — Vol. 30, No. 6. — P. 537—551.
5. *Selahi E., Tahani M., and Yousefsani S. A.* Analytical solutions of stress field in adhesively bonded composite single-lap joints under mechanical loadings // *Int. J. Eng.* — 2014. — Vol. 27, No. 3. — P. 457—486.
6. *Selahi E. and Kadivar M. H.* Non-linear analysis of adhesive joints in composite structures // *Int. J. Adv. Des. Manuf. Technol.* — 2016. — Vol. 9, No. 1. — P. 101—110.
7. *Wu H., Xiao J., Wen S., Yang F., and Yang J.* Numerical and experimental investigation into failure of T700/bismaleimide composite T-joints under tensile loading // *Compos. Struct.* — 2015. — Vol. 30. — P. 63—74.
8. *Koricho E. G. and Belingardi G.* An experimental and finite element study of the transverse bending behaviour of CFRP composite T-joints in vehicle structures // *Composites: Part B.* — 2015. — Vol. 79. — P. 430—443.
9. *Domingues N. R. E., Campilho R. D. S. G., Carbas R. J. C., and da Silva L. F. M.* Experimental and numerical failure analysis of aluminium/composite single L-joints // *Int. J. Adhes. Adhes.* — 2016. — Vol. 64. — P. 86—96.
10. *Sutherland L. S., Amado C., and Guedes Soares C.* Statistical experimental design techniques to investigate the strength of adhesively bonded T-joints // *Compos. Struct.* — 2017. — Vol. 159. — P. 445—454.
11. *Moya-Sanz E. M., Inés Ivañez I., and Garcia-Castillo S. K.* Effect of the geometry in the strength of single-lap adhesive joints of composite laminates under uniaxial tensile load // *Int. J. Adhes. Adhes.* — 2017. — Vol. 72. — P. 23—29.
12. *Chan W. S. and Vedhagiri S.* Analysis of composite bonded/bolted joints used in repairing // *J. Compos. Mater.* — 2001. — Vol. 35, No. 12. — P. 1045—1061.

13. Kelly G. Load transfer in hybrid (bonded/bolted) composite single-lap joints // Compos. Struct. — 2005. — Vol. 69, No. 1. — P. 35—43.
14. Ding K. and Dhanasekar M. Flexural behaviour of bonded-bolted butt joints due to bolt looseness // Adv. Eng. Software. — 2007. — Vol. 38, Nos. 8—9. — P. 598—606.
15. Barut A. and Madenci E. Analysis of bolted-bonded composite single-lap joints under combined in-plane and transverse loading // Compos. Struct. — 2009. — Vol. 88, No. 4. — P. 579—594.
16. Hoang-Ngoc C. T. and Paroissien E. Simulation of single-lap bonded and hybrid (bolted/bonded) joints with flexible adhesive // Int. J. Adhes. Adhes. — 2010. — Vol. 30, No. 3. — P. 117—129.
17. Duc Hai N. and Mutsuyoshi H. Structural behavior of double-lap joints of steel splice plates bolted/bonded to pultruded hybrid CFRP/GFRP laminates // Constr. Build. Mater. — 2012. — Vol. 30. — P. 347—359.
18. Venkateswarlu S. and Rajasekhar K. Modelling and analysis of hybrid composite joint using fem in Ansys // J. Mech. Civ. Eng. — 2013. — Vol. 6. — P. 1—6.
19. Bodjona K., Raju K., Lim G. H. and Lessard L. Load sharing in single-lap bonded/bolted composite joints. Part I: Model development and validation // Compos. Struct. — 2015. — Vol. 129. — P. 268—275.
20. Chowdhury N. M., Kong Chiu W., Wang J., and Chang P. Experimental and finite element studies of bolted, bonded and hybrid step lap joints of thick carbon fibre/epoxy panels used in aircraft structures // Composites: Part B. — 2016. — Vol. 100. — P. 68—77.
21. Cheng X., Zhang J., Zhang J., Liu P., Cheng Y., and Xu Y. Numerical analysis on tensile properties of composite hybrid bonded/bolted joints with flanging // Steel Compos. Struct. — 2018. — Vol. 26, No. 3. — P. 265—272.
22. ANSYS Workbench V. 16, Engineering data sources.
23. Nonlinear contact analysis techniques using ANSYS, mechanics development group. — ANSYS Incorporation.
24. Hashin Z. Failure criteria for unidirectional fiber composites // Trans. ASME. J. Appl. Mech. — 1980. — Vol. 47. — P. 329—324.

Поступила в редакцию 09.10.2020

Окончательный вариант поступил 22.04.2021

Received Oct. 9, 2020 (Apr. 22, 2021)
