

Моделирование испытаний макетов транспортных упаковочных комплектов на ударное воздействие двигателя падающего самолета. Часть 2

© А.Г. Казанцев¹, В.В. Абрамов¹, О.М. Петров¹, М.В. Радченко²

¹АО «НПО «ЦНИИТМАШ», Москва, 115628, Российская Федерация

²АО «Атомспецтранс», Москва, 129085, Российская Федерация

В число анализируемых аварий при транспортировании и хранении на открытой площадке транспортных упаковочных комплектов (ТУК) с отработавшим ядерным топливом входит такое внешнее событие, как удар падающего самолета. В части 2 представлена методика испытаний макетов ТУК на данный вид воздействия, учитывающая наличие в корпусе ТУК технологических дефектов. В соответствии с предлагаемой методикой для обоснования целостности ТУК в корпусе макета создается искусственный трещиноподобный дефект в зоне действия максимальных растягивающих напряжений. Его размеры определяются допускаемой при изготовлении ТУК технологической дефектностью поковки и сварного шва, масштабом макета и рассеянием характеристик вязкости разрушения материала корпуса. Консервативность результатов имитационных испытаний обеспечивается тем, что вероятность разрушения макета с искусственным дефектом превышает вероятность разрушения натурального ТУК. С использованием концепции мастер-кривой выполнена оценка вероятностей разрушения натурального ТУК и уменьшенных макетов в зависимости от температуры испытания. Показано, что используемая для изготовления корпуса ТУК сталь 09Н2МФБА-А имеет высокие показатели динамической вязкости разрушения, обеспечивающие сохранение целостности ТУК при пониженных до -60 °С температурах.

Ключевые слова: транспортный упаковочный комплект, удар самолета, динамическая вязкость разрушения, трещиноподобный дефект, мастер-кривая

Введение. Транспортные упаковочные комплекты (ТУК) для отработавшего ядерного топлива допускается хранить на открытых площадках. Поскольку климатические температуры в таких условиях могут достигать -60 °С, внешнее воздействие не должно приводить к хрупкому разрушению и нарушению целостности ТУК. В части 1 работы [1] применительно к ТУК для обращения с облученными тепловыделяющими сборками реакторной установки БРЕСТ-ОД-300 с корпусом из стали 09Н2МФБА-А было показано, что при таком событии, как удар самолета Phantom RF-4E по зоне ТУК, не имеющей технологических дефектов, снижение пластичности с понижением температуры до -60 °С не станет критическим. Однако инициаторами хрупкого разрушения могут оказаться технологические дефекты в металле поковки и сварном шве.

Распределение дефектов по объему корпусных элементов, а также сварного шва ТУК носит случайный характер. При имитационных

испытаниях (ударе бойка — имитатора двигателя самолета) область максимальных напряжений локализована, она может приходиться как на зону с дефектами, так и на бездефектный металл. В связи с этим в макетах ТУК перед проведением испытаний целесообразно создать искусственные дефекты, расположение и ориентация которых обеспечивают во время испытаний реализацию наиболее неблагоприятного сценария.

Цель работы — разработка методики испытаний макетов ТУК, учитывающей масштабный фактор и наличие в металле корпуса ТУК технологических дефектов.

Определение размеров искусственных дефектов. В соответствии с ГОСТ 24507–80 величина максимальных допустимых размеров дефектов (максимальная площадь дефектов) зависит от толщины поковок и группы качества. Для обечайки корпуса ТУК, имеющей толщину 250 мм, площадь максимального допускаемого дефекта составляет 20 мм². В качестве эквивалентного дефекта с указанной площадью принят поверхностный полуэллиптический трещиноподобный дефект глубиной 2,1 мм и протяженностью 12,6 мм с соотношением полуосей 1:3 [2]. Для сварного шва, соединяющего обечайку с днищем ТУК, максимальная площадь дефекта составляет 40 мм² [3], глубина эквивалентного дефекта — 2,9 мм, протяженность — 17,4 мм.

Как показано в части 1, при пропорциональном уменьшении размеров макета и бойка уровень максимальных (окружных) напряжений не изменяется, но увеличивается их градиент по толщине стенки. При том выполняется условие подобия

$$\sigma(t) = \sigma(t/n),$$

где t — расстояние, отсчитываемое от внутренней поверхности стенки; n — масштабный коэффициент.

Обусловленная этим изменением зависимость коэффициента интенсивности напряжений K_1 от толщины стенки корпуса для дефектов различных размеров (глубиной от 1 до 4 мм) имеет вид, показанный на рис. 1, а для точки A полуэллиптического дефекта — на рис. 2.

Как следует из анализа кривых на рис. 1, при фиксированных размерах дефекта величина K_1 в вершине трещины снижается с уменьшением толщины стенки макета ввиду более резкого падения растягивающих напряжений в направлении от внутренней к внешней поверхности обечайки. С увеличением размеров трещины этот эффект усиливается.

Таким образом, для того чтобы получить одинаковые значения K_1 , размеры дефекта в уменьшенном макете ТУК должны быть больше, чем в натурном изделии. Их можно определить из решения уравнения

$$Y(t, a) \sigma(t, a) \sqrt{a} = K_1(t_0, a_0), \quad (1)$$

где Y — коэффициент формы; σ — приведенное эквивалентное напряжение [2]; t и a — толщина стенки и глубина дефекта в макете соответственно; t_0 и a_0 — то же в натурном ТУК.

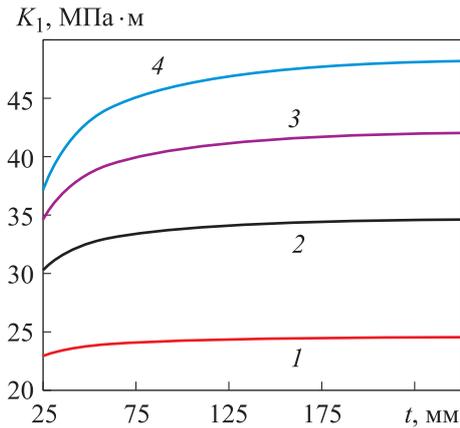


Рис. 1. Зависимость коэффициента интенсивности напряжений от толщины стенки макета ТУК для дефектов различной глубины a : 1 мм (1), 2 мм (2), 3 мм (3), 4 мм (4)

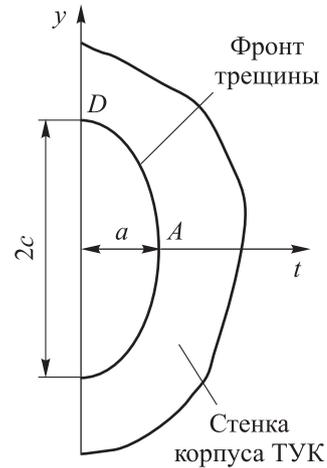


Рис. 2. Поверхностный полуэллиптический дефект: a, c — полуоси дефекта

Изменение коэффициента увеличения размеров трещины $k = a / a_0$ в зависимости от толщины стенки макета ТУК и глубины дефекта a_0 показано на рис. 3. Следует отметить, что величина k зависит от характера распределения напряжений по толщине стенки.

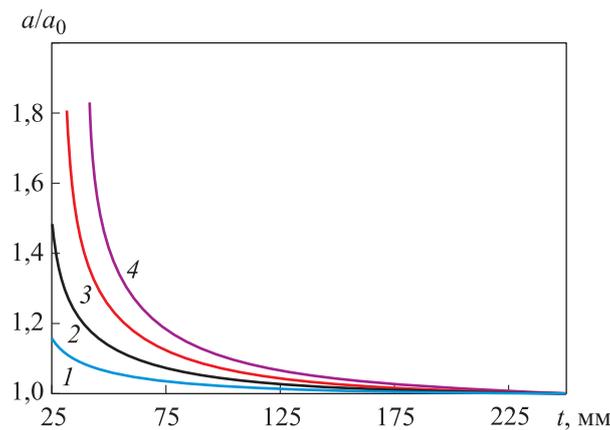


Рис. 3. Коэффициент увеличения глубины трещины в зависимости от толщины стенки макета ТУК для дефектов различной глубины a_0 , равной 1 мм (1), 2 мм (2), 3 мм (3), 4 мм (4)

Оценка вероятности разрушения макетов ТУК. На исход испытаний макетов ТУК определенное влияние оказывает рассеяние характеристик материала и вариация поля напряжений в окрестностях искусственного дефекта. При испытании макетов, изготовленных в масштабе 1:10, которые выполнялись с использованием пневмопушки, круговое отклонение бойка от центра зоны удара, где располагается дефект, не превышает 10 мм, что объясняется жесткими допусками на размеры бойка, небольшими зазорами между бойком и стволом пневмопушки, а также малым расстоянием (3 м) от среза ствола до макета. Если дефект расположить в центре зоны удара, влиянием указанного отклонения на напряжения и величину K_1 можно пренебречь. В связи с этим при моделировании испытаний макетов в масштабе 1:10 силовое воздействие рассматривалось как детерминированная величина.

Разброс данных по вязкости разрушения (K_{JC}) в области хрупко-вязкого перехода описывался трехпараметрической функцией распределения Вейбулла [4]:

$$P_f = 1 - \exp \left[- \left(\frac{K_{1C} - K_{\min}}{K_0 - K_{\min}} \right)^4 \right], \quad (2)$$

где P_f — вероятность того, что вязкость разрушения материала будет не больше, чем K_{JC} ; K_{\min} — минимальное значение вязкости разрушения, $K_{\min} = 20 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{0.5}$; K_0 — параметр масштаба, зависящий от температуры и толщины образца.

Под K_{JC} понимается вязкость разрушения, определяемая методами как линейной (K_{1C}), так и нелинейной механики разрушения (ГОСТ Р 59115.14–2020). В последнем случае K_{JC} рассчитывается с помощью J -интеграла (J_C), соответствующего инициации хрупкого разрушения образца:

$$K_{JC} = \sqrt{\frac{J_C E}{1 - \nu^2}},$$

где E — модуль упругости; ν — коэффициент Пуассона.

Зависимость вязкости разрушения от температуры описывается мастер-кривой [4–6], уравнение которой для вероятности разрушения $P = 50 \%$ при толщине образцов (или длине фронта трещины) 25 мм имеет вид

$$K_{JC} = 30 + 70 \cdot \exp[0,019(T - T_0)], \quad (3)$$

где T_0 — референсная температура, зависящая от скорости возрастания коэффициента интенсивности напряжений.

Формула для пересчета значений K_{JC} , полученных на образцах толщиной B_Y , на толщину B_X имеет вид

$$\frac{K_{JC}^X - K_{\min}}{K_{JC}^Y - K_{\min}} = \left(\frac{B_Y}{B_X} \right)^{1/4}.$$

Здесь K_{JC}^X , K_{JC}^Y — значение вязкости разрушения для образцов толщиной B_X и B_Y .

Для вероятности разрушения P температурная зависимость вязкости разрушения описывается соотношением

$$K_{JC(P)} = 20 + \left[\ln \left(\frac{1}{1-P} \right) \right]^{1/4} (11 + 77 \cdot \exp[0,019(T - T_0)]).$$

Вероятность хрупкого разрушения ТУК при выполнении условия $K_1 = K_{JC(P_x)}(T)$ в зависимости от свойств металла (уровня T_0) и температуры испытания можно вычислить по формуле

$$P(T, K_1, T_0) = 1 - \exp \left[- \left(\frac{K_1 - 20}{11 + 77 \cdot \exp[0,019(T - T_0)]} \right)^4 \right]. \quad (4)$$

С использованием данного подхода выполнена оценка вероятности разрушения при испытаниях на боковой удар двигателя макетов ТУК (масштаб 1:10) и натурального ТУК с трещиноподобными дефектами в зоне удара. Первый макет, как и натурное изделие, выполнен из стали 09Н2МФБА-А, второй макет для сопоставления и верификации методики расчетов был изготовлен из стали 20, имеющей более низкую вязкость разрушения.

Значения референсной температуры T_0 материала макетов определялись по результатам проводимых на инструментированном маятниковом копре испытаний на ударный изгиб образцов с наведенной усталостной трещиной [4]. Для образцов из стали 09Н2МФБА-А была получена $T_0 = -38$ °С, а из стали 20 — $T_0 = 67$ °С. Мастер-кривые для образцов из указанных материалов приведены на рис. 4.

Для максимального допускаемого дефекта в основном металле в натурном ТУК ($a = 2,1$ мм, $c = 6,3$ мм) при ударе двигателя величина $K_1 = 34,5$ МПа·м^{0,5}. Такое же значение K_1 достигается в макете, изготовленном в масштабе 1:10, для дефекта с полуосями $a = 3$ мм и $c = 9$ мм. Фактические размеры искусственных дефектов в макетах были несколько завышены, вследствие чего в обоих макетах $K_1 = 37,5$ МПа·м^{0,5}. Как показано в части 1, удар в зону сварного шва, соединяющего обечайку с днищем ТУК, является менее опасным, так как в этом случае величина K_1 не превышает 20 МПа·м^{0,5}.

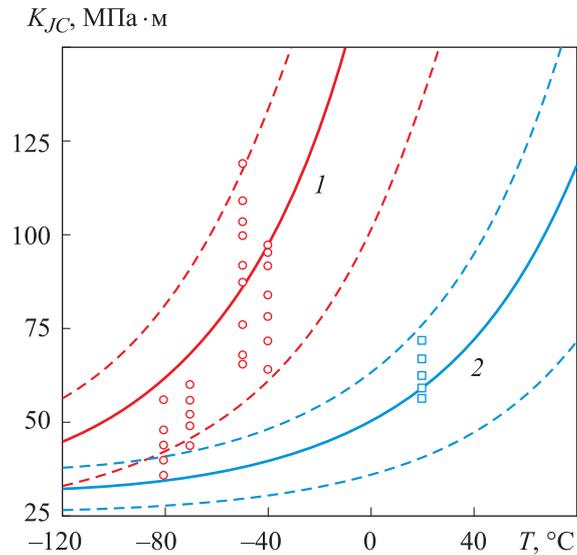


Рис. 4. Мастер-кривые при динамическом нагружении образцов из стали 09Н2МФБА-А (1) и стали 20 (2). Сплошные линии соответствуют вероятности разрушения $P = 0,5$, пунктирные — вероятностям разрушения P , равным 0,05 и 0,95, точки — экспериментальные данные

При указанных выше размерах дефектов в натурном ТУК величина скорости возрастания коэффициента интенсивности напряжений составляла $K'_1 = dK_1 / dt = 1,2 \cdot 10^4$ МПа·м^{0,5}/с, а в макете, выполненном в масштабе 1:10, $K'_1 = 1,2 \cdot 10^5$ МПа·м^{0,5}/с. При испытании ударных образцов с трещиной на инструментированном маятниковом копре (скорость маятника в момент удара 5 м/с) $K'_1 = 5 \cdot 10^5$ МПа·м^{0,5}/с в вершине трещины.

Поскольку значения T_0 для образцов из стали 20 и 09Н2МФБА-А получены при более высоких скоростях, чем реализуются при испытании макетов и натурального ТУК, были определены поправки к T_0 , позволяющие учесть различие их значений. Для этого использовалось приведенное в работе [7] эмпирическое соотношение, определяющее сдвиг мастер-кривой вправо на величину ΔT_0 относительно статической кривой за счет увеличения скорости возрастания коэффициента интенсивности напряжений:

$$\Delta T_0 = T_{0,st} \left[\frac{\ln K'_1}{G - \ln K'_1} \right], \quad (5)$$

где T_0 — референсная температура при динамическом нагружении, соответствующая скорости K'_1 ; $T_{0,st}$ — референсная температура при квазистатическом нагружении (при скоростях порядка 1 МПа·м^{0,5}/с);

$$G = 9,9 \cdot \exp \left[\left(\frac{T_{0,st}}{190} \right)^{1,66} + \left(\frac{\sigma_{0,2}}{722} \right)^{1,09} \right], \quad \sigma_{0,2} \text{ — предел текучести при}$$

 температуре $T_{0,st}$.

Зависимость $\sigma_{0,2}$ от температуры принята в виде [4]

$$\sigma_{0,2}(T) = \sigma_{0,2}^{20} + 10^5 / (491 + 1,8T) - 189, \quad (5)$$

где $\sigma_{0,2}^{20}$ — условный предел текучести при $T = 20 \text{ }^\circ\text{C}$.

С использованием соотношений (4) и (5) были определены значения $T_{0,st}$, $\Delta T_0 = T_0 - T_{0,st}$ и T_0 для скоростей, соответствующих натурному ТУК и макетам в масштабе 1:10 из стали 09Н2МФБА-А и стали 20 (табл. 1). Зависимости сдвига референсной температуры ΔT_0 от скорости возрастания K'_1 приведены на рис. 5.

Таблица 1

Значения T_0 ($^\circ\text{C}$) при разных скоростях возрастания коэффициента интенсивности напряжений K'_1

Материал	K'_1 , МПа·м ^{0,5} /с			
	1,0	$1,2 \cdot 10^4$	$1,2 \cdot 10^5$	$5 \cdot 10^5$
09Н2МФБА-А	-110,2	-64,2	-48,8	-38,0
Сталь 20	32,0	56,2	62,9	67,0

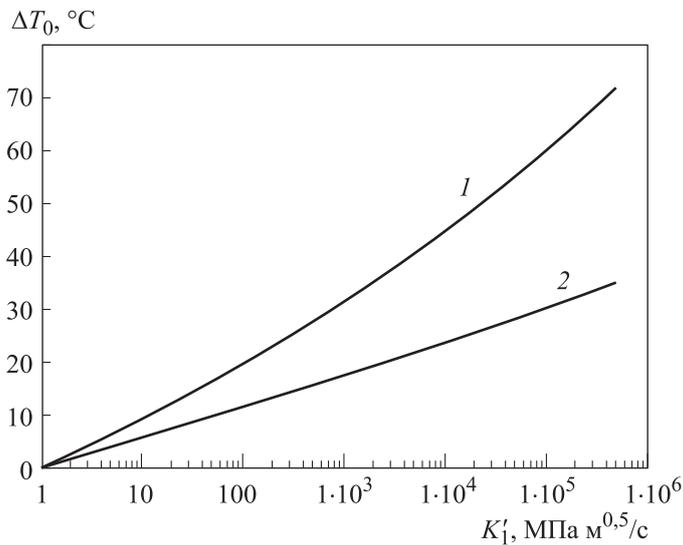


Рис. 5. Зависимости сдвига референсной температуры ΔT_0 от скорости возрастания коэффициента интенсивности напряжений K'_1 для макетов из стали 09Н2МФБА-А (1) и стали 20 (2)

По установленным значениям T_0 , коэффициентам интенсивности напряжений для искусственных дефектов и соотношению (3) определены вероятности разрушения макетов и натурального ТУК в зависимости от температуры испытания, приведенные в табл. 2 и показанные графически на рис. 6.

Таблица 2

Вероятности разрушения P натурального ТУК и макетов при различной температуре испытаний

ТУК	Температура испытаний, °C		
	20	-40	-60
Натурный	$1,9 \cdot 10^{-6}$	$1,4 \cdot 10^{-4}$	$5,7 \cdot 10^{-4}$
Макет 1:10: из стали 09Н2МФБА-А	$1,25 \cdot 10^{-5}$	$8,8 \cdot 10^{-4}$	$3,3 \cdot 10^{-3}$
из стали 20	0,023	0,34	0,56

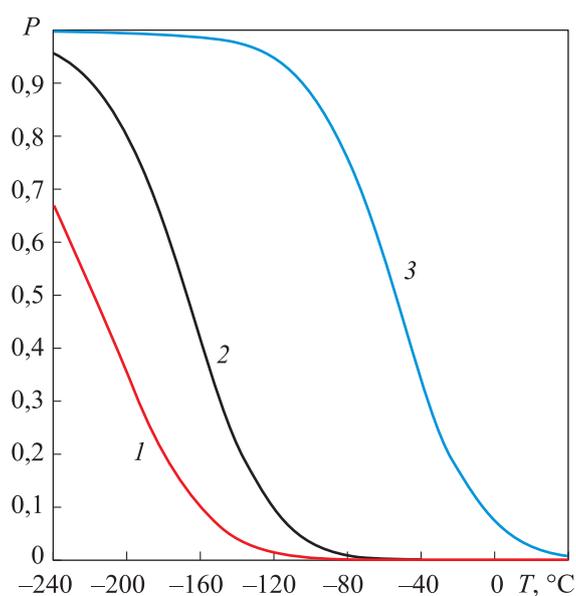


Рис. 6. Вероятность разрушения натурального ТУК (1) и макетов в масштабе 1:10, изготовленных из стали 09Н2МФБА-А (2) и стали 20 (3), в зависимости от температуры испытания T

Согласно анализу данных, приведенных в табл. 2 и на рис. 6, при изменении температуры испытаний от +20 до -60 °C вероятности разрушения натурального ТУК и макета из стали 09Н2МФБА-А остаются пренебрежимо малыми. Для макета из стали 20 вероятность разрушения с понижением температуры возрастает с 0,023 до 0,56, т. е. при $T = -60$ °C вероятность разрушения макета достаточно высокая.

Сопоставление результатов испытаний с расчетными данными. Для подтверждения расчетных оценок проведены испытания макетов с искусственными дефектами, имеющими указанные выше размеры. Дефекты создавались на внутренней стороне обечаек корпусов макетов на уровне зоны удара методом электроэрозии. Затем, для того чтобы инициировать трещину, обечайки подвергались циклическому нагружению на испытательной машине (локальному изгибу в зоне надреза) в течение 2000 циклов. Для разгона бойков использовалась пневмопушка калибром 80 мм с длиной ствола 4 м [1].

Перед проведением испытаний макеты охлаждались до заданной температуры. Макет из стали 20 выдержал удар бойком со скоростью 215 м/с при +20 °С и –40 °С. При $T = -60$ °С получено хрупкое разрушение корпуса — возникла продольная сквозная трещина протяженностью 0,5 м на всю длину обечайки, торможение которой произошло у днища макета (рис. 7).



Рис. 7. Внешний вид макета ТУК с продольной сквозной трещиной после испытаний при –60 °С (а) и фрагмент участка разрушения с искусственным дефектом (б)

Макет из стали 09Н2МФБА-А сохранил целостность после испытания при –60°С, полученные результаты согласуются с оценками вероятности разрушения макетов.

Заключение. Предложена и апробирована методика имитационных испытаний макетов ТУК на ударные воздействия с учетом масштабных эффектов и технологической дефектности. С использованием температурных зависимостей вязкости разрушения в форме мастер-кривой, выполнены расчеты вероятностей разрушения макетов и натурального ТУК в зависимости от температуры испытаний. Показано, что

при температуре $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$ обеспечивается прочность натурального ТУК, изготовленного из стали 09Н2МФБА-А, в случае лобового удара двигателя самолета Phantom RF-4E в центральную часть корпуса с наиболее неблагоприятным расположением и ориентацией дефектов допускаемых размеров.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Казанцев А.Г., Абрамов В.В., Петров О.М., Радченко М.В. Моделирование испытаний макетов транспортных упаковочных комплектов на ударное воздействие двигателя падающего самолета. Часть 1. *Инженерный журнал: наука и инновации*, 2025, вып. 1. EDN ZFSUEB
- [2] *Методические рекомендации МР-125-02-95. Правила составления расчетных схем и определение параметров нагруженности элементов конструкций с выявленными дефектами*. Москва, ЦНИИТМАШ, 1995, 52 с.
- [3] ПНАЭ Г-7-010–89. *Оборудование и трубопроводы атомных энергетических установок. Сварные соединения и наплавки. Правила контроля*. Москва, 2000, 164 с.
- [4] *ASTM E1921–23. Standard test method for determination on reference temperature T_0 for ferritic steels in transition range*. ASME, 2023, 40 p.
- [5] Казанцев А.Г., Скоробогатых В.Н., Погорелов Е.В., Пиминов В.А., Королев С.Ю. Определение температурной зависимости вязкости разрушения металла толстостенной обечайки с учетом ее неоднородности. *Заводская лаборатория. Диагностика материалов*, 2023, т. 89, № 3, с. 46–56.
- [6] Kazantsev A.G., Markochev V.M., Sugirbekov B.A. Statistical estimate of determining the critical temperature of brittleness for metal of the VVER-1000 reactor vessel using impact bending test data. *Inorganic Materials*, 2018, vol. 54, no. 15, pp. 55–63.
- [7] Wallin K., Mahidhara R.K., Geltmacher A.B., Sadananda K., eds. Effect of strain rate on the fracture toughness reference temperature T_0 for ferritic steels. In: *Recent Advances on fracture. Proceedings of a symposium held at the Annual Meeting of the Minerals, Metals and Materials Society*. Orlando, United States, 1997, pp. 171–182.

Статья поступила в редакцию 20.08.2024

Ссылку на эту статью просим оформлять следующим образом:

Казанцев А.Г., Абрамов В.В., Петров О.М., Радченко М.В. Моделирование испытаний макетов транспортных упаковочных комплектов на ударное воздействие двигателя падающего самолета. Часть 2. *Инженерный журнал: наука и инновации*, 2025, вып. 2. EDN YGFSQN

Казанцев Александр Георгиевич — д-р техн. наук, профессор, заведующий отделом прочности АО «НПО «ЦНИИТМАШ». e-mail: agkazantsev@cniitmash.com

Абрамов Владимир Владимирович — старший научный сотрудник АО «НПО «ЦНИИТМАШ». e-mail: vvabramov@cniitmash.com

Петров Олег Максимович — канд. техн. наук, старший научный сотрудник АО «НПО «ЦНИИТМАШ». e-mail: ompetrov@cniitmash.com

Радченко Михаил Владимирович — канд. техн. наук, ведущий специалист АО «Атомспецтранс». e-mail: mvr@nuclearcask.ru

Simulation testing of the shipping package mock-ups under the impact of a falling aircraft engine. Part 2

© A.G. Kazantsev¹, V.V. Abramov¹, O.M. Petrov¹, M.V. Radchenko²

¹JSC “NPO “TSNIITMASH”, Moscow, 115628, Russian Federation

²JSC “Atomspectrans”, Moscow, 129085, Russian Federation

The impact of a falling down aircraft is included as an external event in analyzing accidents in the transportation and outdoor storage of the shipping packages (SP) with the spent nuclear fuel. Part 2 presents a methodology for testing the SP set-ups depending on the impact type and taking into consideration technological defects in the SP body. In accordance with the proposed methodology, an artificial crack-like defect is created in the set-up body in the zone of the maximum tensile stresses to justify the SP integrity. Its dimensions are determined by technological defects in the forgings and welds approved in the SP manufacture, set-up scale, and dispersion of the fracture toughness characteristics in the body material. Conservatism of the simulation test results is ensured by the fact that a probability of the set-up failure with an artificial defect exceeds a probability of the full-scale SP failure. Using the master curve concept makes it possible to assess probabilities of the full-scale SP failure and of the reduced set-up dimension depending on the test temperature. The paper shows that the 09N2MFBA-A steel used in manufacturing the SP body provides the high dynamic fracture toughness values and ensures the SP integrity at the temperatures as low as -60°C .

Keywords: shipping package, aircraft impact, dynamic fracture toughness, crack-like defect, master curve

REFERENCES

- [1] Kazantsev A.G., Abramov V.V., Petrov O.M., Radchenko M.V. Modelirovanie ispytaniy maketov transportnykh upakovochnykh komplektov na udarnoe vozdeystvie dvigatelya padayushchego samoleta. Chast 1 [Simulation testing of the shipping package mock-ups under the impact of a falling aircraft engine. Part 1]. *Inzhenerny zhurnal: nauka i innovatsii — Engineering Journal: Science and Innovation*, 2025, iss. 1. EDN ZFSUEB
- [2] *Metodologicheskie rekomendatsii MR-125-032–95. Pravila sostavleniya raschetnykh skhem i opredelenie nagruzhennosti elementov konstruktivnykh s vyivlennymi defektami* [Methodological recommendations MR-125-02–95. Rules for compiling calculation schemes and determination of the loading parameters in structural elements with the identified defects]. Moscow, TsNIITMASH Publ., 1995, 52 p.
- [3] *PNAE G-7-010–89. Oborudovanie i truboprovody atomnykh energeticheskikh ustanovok. Svarnye soedineniya i naplavki. Pravila kontrolya* [PNAE G-7-010–89. Equipment and pipelines of the nuclear power plants. Welded joints and surfacing. Control rules]. Moscow, 2000, 164 p.
- [4] ASTM E1921-23. *Standard test method for determination on reference temperature T_0 for ferritic steels in transition range*. ASME, 2023, 40 p.
- [5] Kazantsev A.G., Skorobogatykh V.N., Pogorelov E.V., Pimenov V.A., Korolev S.Yu. Opredelenie temperaturnoy zavisimosti vyazkosti razrusheniya metalla tolkostennoy obechayki s uchetom ee neodnorodnosti [Determination of the temperature dependence of the fracture toughness of the metal of a thick-walled shell taking into account the inhomogeneity of the material]. *Zavodskaya laboratoriya. Diagnostika materialov*, 2023, vol. 89, no. 3, pp. 46–56.

- [6] Kazantsev A.G., Markochev V.M., Sugirbekov B.A. Statistical estimate of determining the critical temperature of brittleness for metal of the VVER-1000 reactor vessel using impact bending test data. *Inorganic Materials*, 2018, vol. 54, no. 15, pp. 55–63.
- [7] Wallin K., Mahidhara R.K., Geltmacher A.B., Sadananda K., eds. Effect of strain rate on the fracture toughness reference temperature T₀ for ferritic steels. *Recent Advances on fracture. Proceedings of a symposium held at the Annual Meeting of The Minerals, Metals and Materials Society*. Orlando, United States, 1997, pp. 171–182.

Kazantsev A.G., Dr. Sc. (Eng.), Professor, Head of the Department of Strength, JSC “NPO “TSNIITMASH”. e-mail: agkazantsev@cniitmash.com

Abramov V.V., Senior Researcher, JSC “NPO “TSNIITMASH”.
e-mail: vvabramov@cniitmash.com

Petrov O.M., Cand. Sc. (Eng.), Senior Researcher, JSC “NPO “TSNIITMASH”.
e-mail: ompetrov@cniitmash.com

Radchenko M.V., Cand. Sc. (Eng.), Leading Specialist, JSC “Atomspectrans”.
e-mail: mvr@nuclearcask.ru