

Влияние кривизны тонкостенных элементов с трещинами на параметры разрушения (теоретико-экспериментальное исследование)

Н. И. Ободан, В. Я. Адлуцкий, А. Г. Пацюк, Г. Г. Шерстюк

Днепропетровский национальный университет, Днепропетровск, Украина

Изучено влияние кривизны цилиндрической панели с трещиной на величину J -интеграла в процессе осевого нагружения. Исследуется весь диапазон кривизн панели: от пластины до замкнутой цилиндрической оболочки. Критические значения J -интеграла определяются численно на основании полученных экспериментально критических нагрузок, при которых происходит старт трещины. Оцениваются вклады в общую величину J -интеграла от мембранных и изгибных деформаций. В случае почти плоской панели исследуется влияние нелинейного изгиба (выпучивания) в окрестности трещины на увеличение J -интеграла. Прослеживается влияние длины трещины на критическое значение J -интеграла.

Ключевые слова: цилиндрическая панель, трещина, нелинейный изгиб, J -интеграл.

Введение. Изучение закономерностей, связанных с распространением трещин в тонкостенных конструкциях, важно с точки зрения повышения прочности, надежности и живучести таких конструкций в процессе эксплуатации. Как известно, характеризующие процесс роста трещин параметры являются по своей природе силовыми (коэффициенты интенсивности напряжений), деформационными (раскрытие в вершине трещины) либо энергетическими (интенсивность освобождения энергии, J -интегралы).

В настоящее время все большее развитие получают методы исследования явлений разрушения и оценки трещиностойкости материалов, основанные на использовании энергетических параметров. Большинство публикаций, как правило, посвящено изучению этих параметров для плосконапряженных пластин со сквозными трещинами либо для массивных тел с внутренними или поверхностными трещинами (например, [1, 2]). Исследование разрушения тонкостенных конструкций с трещинами затруднено из-за необходимости учета геометрической нелинейности, влияющей на процесс деформирования и разрушения во всем диапазоне нагрузок [3]. Имеются также сведения о том, что параметры разрушения не являются константами материала [4].

Для тонкостенных конструкций указанные параметры могут существенно зависеть от геометрической формы, в частности от ее изменения в процессе деформирования и возможной потери устойчивости, и характера напряженно-деформированного состояния. Целенаправленное теоретическое исследование влияния геометрической нелинейности процесса деформирования тонкостенных конструкций на параметры разрушения пока не проводилось. Экспериментально эти вопросы для случаев пластин с возможностью выпучивания и круговых цилиндрических оболочек рассматривались в [5–9].

Цель настоящей работы заключалась в изучении нелинейного процесса деформирования цилиндрической панели с трещиной и исследовании влияния ее кривизны на параметры разрушения в процессе малого подрастания трещины.

Постановка задачи. Рассматривается цилиндрическая панель с длиной криволинейного края $2a$ и прямолинейного края $2b$, которая содержит центрально расположенную трещину длиной $2l$ и растягивается вдоль криволинейных краев равномерно распределенной нагрузкой интенсивности p (рис. 1). Срединная поверхность панели S отнесена к криволинейной системе координат $Oxyz$, где x , y , z – соответственно окружное, осевое и нормальное к срединной поверхности направления. Начало координат O расположено в центре трещины. Радиус кривизны срединной поверхности равен R , толщина панели – h . Далее полагаем, что размеры a и b постоянны, и рассматривается весь диапазон возможных кривизн: от замкнутой цилиндрической оболочки ($R = a/\pi$) до пластины ($R = \infty$). Также принимаем, что рост трещины происходит симметрично относительно ее начального положения.

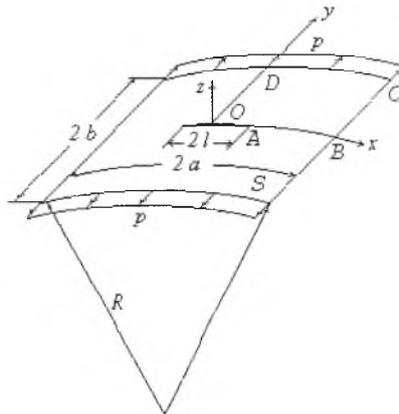


Рис. 1. Геометрические характеристики цилиндрической панели с трещиной.

Данная задача рассматривается в рамках теории хрупкого разрушения. Используются соотношения нелинейной теории упругости.

Как известно [10], при подрастании трещины на величину $2\Delta l$ потенциальная энергия деформации \mathcal{E} тела уменьшается на величину

$$\Delta\mathcal{E} = \frac{1}{2} \int_{\Omega} \Delta\sigma_{ij} \Delta\varepsilon_{ij} d\Omega, \quad (1)$$

где $\Delta\sigma_{ij}$, $\Delta\varepsilon_{ij}$ – соответственно приращения компонентов тензора напряжений и деформаций; Ω – область, занимаемая цилиндрической панелью. Здесь подразумевается суммирование по повторяющимся индексам.

Для линейно-упругого материала имеем

$$\Delta\mathcal{E} = \int_S (\Delta\mathcal{E}_t + \Delta\mathcal{E}_b) dS, \quad (2)$$

где $\Delta \mathcal{E}_t$ – приращение потенциальной энергии деформации срединной поверхности; $\Delta \mathcal{E}_b$ – приращение потенциальной энергии деформации изгиба,

$$\begin{aligned} \Delta \mathcal{E}_t &= \frac{\Delta N_x^2 + 2(1+\nu)\Delta N_{xy}^2 - 2\nu\Delta N_x\Delta N_y + \Delta N_y^2}{2Eh}; \\ \Delta \mathcal{E}_b &= \frac{\Delta M_x^2 + 2(1+\nu)\Delta M_{xy}^2 - 2\nu\Delta M_x\Delta M_y + \Delta M_y^2}{2D(1-\nu^2)}; \end{aligned} \quad (3)$$

$\Delta N_x, \Delta N_y, \Delta N_{xy}$ – приращения нормальных и сдвиговых усилий в срединной поверхности S ; $\Delta M_x, \Delta M_y, \Delta M_{xy}$ – приращения изгибающих и крутящих моментов; ν – коэффициент Пуассона; $D = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)}$ – цилинд-

рическая жесткость панели; E – модуль упругости.

Определение приращений компонентов напряженного состояния возможно по двум подходам. Первый из них заключается в вычислении приращений компонентов по результатам двух расчетов: первый – для исходной трещины длиной $2l$, второй – для подросшей трещины длиной $2(l + \Delta l)$. Данный подход очень трудоемкий и обладает тем недостатком, что в случае, когда основным параметром в нелинейном расчете является перемещение характерной точки, возникает нестыковка по параметру нагружения (по определению требуется, чтобы оба расчета выполнялись при одних и тех же значениях нагрузки).

При реализации второго подхода полагается, как это делается при выводе формулы J -интеграла [10], что

$$\begin{aligned} \Delta T_{ij}(M) &= T_{ij}(M)|_{2(l+\Delta l)} - T_{ij}(M)|_{2l} \approx \\ &\approx T_{ij}(M)|_{2(l+\Delta l)} - T_{ij}(M')|_{2(l+\Delta l)} \quad M, M' \in S, \end{aligned} \quad (4)$$

где $T_{ij}(M)$ – компонент напряженного состояния в точке M ; M' – точка, расположенная на расстоянии Δl от точки M в направлении движения фронта трещины. При этом результаты расчета должны соответствовать случаю трещины длиной $2l$.

В основе соотношений (4) лежит предположение о том, что при достаточно малых Δl поля перемещений и напряжений “жестко сдвигаются” вместе с трещиной. Очевидно, что реализация этого подхода требует в два раза меньше вычислений. В настоящей работе при определении J -интеграла использовался второй подход:

$$J = J_t + J_b \approx \frac{\Delta \mathcal{E}}{\Delta l} = \frac{\Delta \mathcal{E}_t}{\Delta l} + \frac{\Delta \mathcal{E}_b}{\Delta l}. \quad (5)$$

Результаты решения тестовой задачи, полученные с помощью обоих подходов для случая пластины при $p = 100$ МПа, представлены на рис. 2.

Там же для сравнения приведено классическое решение теории Гриффитса [10] для бесконечной пластины с трещиной, растягиваемой на бесконечности равномерно распределенной нагрузкой интенсивностью p , ортогональной направлению трещины:

$$J = \frac{\pi l p^2}{E}. \quad (6)$$

Видно, что полученные с помощью обоих подходов данные для трещин, длина которых не превышает полуширины пластины, достаточно близки и хорошо согласуются с результатами теории Гриффитса.

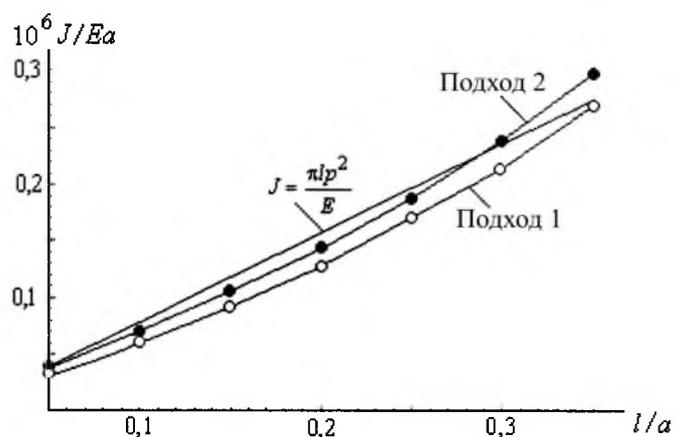


Рис. 2. Результаты решения тестовой задачи для случая пластины с трещиной: 1, 2 – соответственно по первому и второму подходам; 3 – решение теории Гриффитса (6).

Результаты численных исследований. Расчет напряженно-деформированного состояния панелей с трещинами осуществлялся с помощью метода конечных элементов. Построение дискретных конечномерных моделей панелей с трещинами и расчеты их нелинейного поведения проводились в среде пакета COSMOS/M 2,6. При этом использовалось наличие плоскостей симметрии, позволяющее рассматривать четверть панели (область $OABCD$ на рис. 1). На краях OD и AB выставлялись условия симметрии, край OA , моделирующий трещину, и край BC полагались свободными от ограничений на перемещения и углы поворота (в случае замкнутой цилиндрической оболочки на краю BC выставлялись условия симметрии), на краю CD , где приложена равномерно распределенная нагрузка, допускались перемещения только в направлении оси y . Область $OABCD$ разбивалась на конечные элементы оболочечного типа, что позволяло учитывать одновременно мембранные и изгибные факторы. По результатам инкрементальных расчетов нелинейного поведения исследуемых объектов осуществлялась постпроцессорная обработка выходных данных для построения зависимостей J -интегралов, а также их мембранных и изгибных составляющих от интенсивности приложенной нагрузки.

Рассматривались цилиндрические панели при различных значениях параметра $r = R/a$. Как показали расчеты, в случае панелей со сколь угодно

малой кривизной имеет место выпучивание в окрестности трещины, поскольку наличие кривизны играет роль начальной погиби. Выпучивание происходит в сторону выпуклости панели. Указанный эффект отмечен в работе [7].

На рис. 3 приведен характер деформирования срединных поверхностей в случае $a = b$, $h/a = 0,0017$, $l/a = 0,2$ для почти плоской панели (рис. 3,а), панели средней кривизны (рис. 3,б) и замкнутой цилиндрической оболочки (рис. 3,в) с трещиной. Ввиду наличия симметрии представлена четверть каждого объекта.

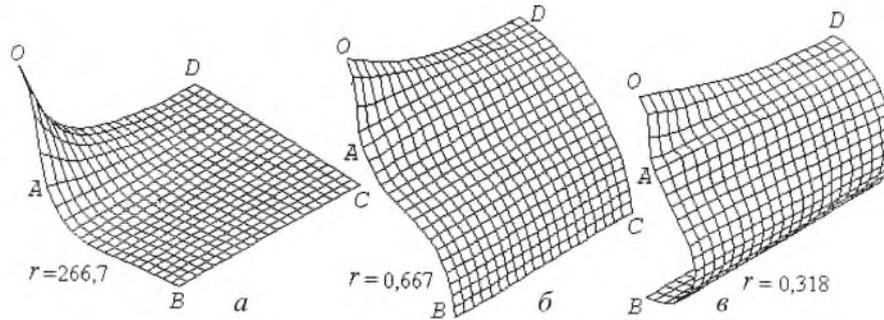


Рис. 3. Характер деформирования срединных поверхностей панелей различной кривизны с трещиной (OA – половина трещины).

Рис. 4, 5 иллюстрируют зависимости p/E от w_0/h для различных значений параметра r , где w_0 – нормальное перемещение центральной точки трещины O (рис. 1).

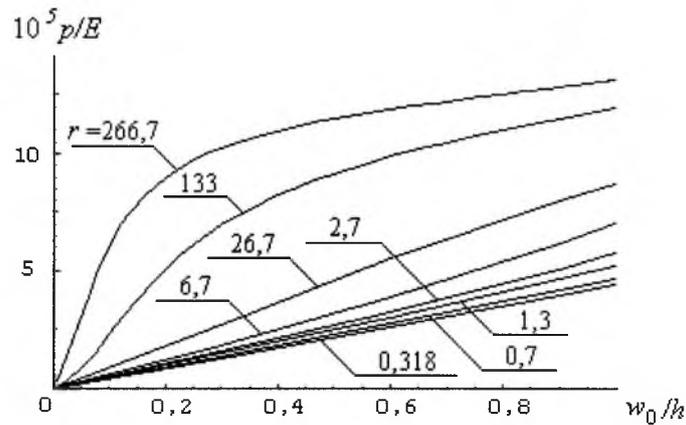


Рис. 4. Зависимость p/E от w_0/h для докритической стадии деформирования панелей различной кривизны с трещиной.

Как следует из рис. 4, по мере уменьшения кривизны панели процесс деформирования приближается к бифуркационному. При этом предельное значение критической нагрузки потери устойчивости плоской формы пластины (при $R \rightarrow \infty$) $p_{кр}/E = 1,1 \cdot 10^{-4}$, что несколько больше значения $0,86 \cdot 10^{-4}$, полученного по эмпирической формуле [5, 8]

$$P_{кр} = 1,15E \left(\frac{l}{h} \right)^2. \quad (7)$$

Как показали расчеты, в закритической стадии деформирования в отличие от докритической величина нелинейного прогиба w_0 при фиксированном значении нагрузки p немонотонно зависит от радиуса кривизны. В диапазоне значений r от ∞ (пластина) до 2,7 величина w_0 монотонно уменьшается и затем вплоть до $r = 0,318$ (замкнутая цилиндрическая оболочка) увеличивается.

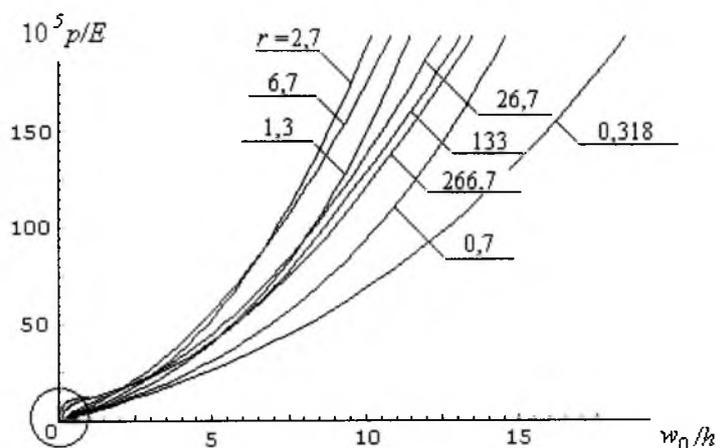


Рис. 5. Зависимость p/E от w_0/h для полного процесса деформирования панелей различной кривизны с трещиной.

На рис. 6 представлена зависимость J -интеграла от интенсивности равномерно распределенной нагрузки p для различных значений радиусов кривизны. Штриховая линия отвечает случаю отсутствия выпучивания пластины в окрестности трещины и практически соответствует классическому решению теории Гриффитса (6). До момента потери устойчивости плоской формы пластины кривая для $r = 266,7$ совпадает с описанной выше кривой, а затем вследствие добавочного вклада в J -интеграл от моментных составляющих располагается выше нее.

Из приведенных результатов следует, что при фиксированном значении нагрузки значения J -интеграла увеличиваются с ростом кривизны цилиндрической панели, достигая максимума для замкнутой цилиндрической оболочки. Скорость роста J -интеграла с повышением нагрузки существенно увеличивается по мере роста кривизны панелей.

Рис. 7 иллюстрирует зависимость J -интеграла и его мембранной и изгибной составляющих от интенсивности равномерно распределенной нагрузки p для почти плоской панели (сплошные линии, $r = 266,7$) и замкнутой цилиндрической оболочки (штриховые линии, $r = 0,318$). Видно, что для панели изгибная составляющая J -интеграла составляет 11% общей величины, для оболочки – 16%, т.е. изгибные деформации в оболочке вносят несколько больший вклад в общую величину J -интеграла, чем в панели.

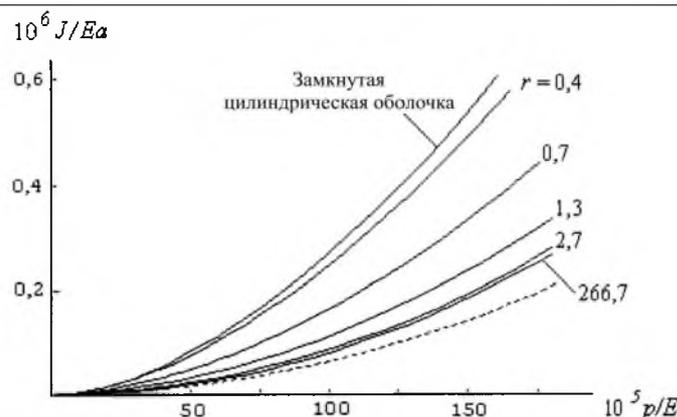


Рис. 6. Зависимость J -интеграла от интенсивности равномерно распределенной нагрузки p для различных значений радиусов кривизны.

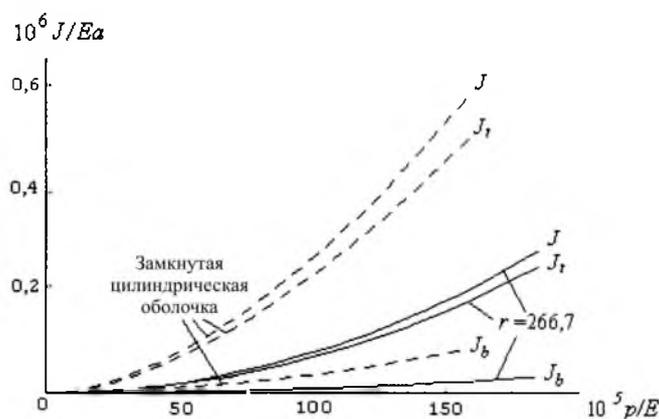


Рис. 7. Зависимость J -интеграла и его мембранной J_t и изгибной J_b составляющих от интенсивности равномерно распределенной нагрузки p .

Расчеты, проведенные в диапазоне $0,001 \leq h/a \leq 0,008$, $0,5 \leq b/a \leq 2,0$, показали, что параметр тонкостенности и размеры панели по сравнению с кривизной оказывают незначительное влияние на J -интеграл.

Результаты экспериментальных исследований. Поскольку при численном моделировании процесса деформирования цилиндрических панелей с трещиной критерии разрушения не использовались, нагрузка, соответствующая моменту старта трещины, определялась экспериментально. Были проведены экспериментальные исследования по растяжению пластин ($R = \infty$) и замкнутых цилиндрических оболочек ($R = 0,0239$ м), ослабленных разрезом. Размеры плоских образцов и разверток замкнутых цилиндрических оболочек были одинаковыми и соответствовали расчетным ($a = b = 0,075$ м, $h = 0,000133$ м). Образцы для испытаний изготавливали из нержавеющей стали Х18Н9Т. Для создания значительных растягивающих усилий в образцах без проскальзывания в захватах были сконструированы специальные приспособления. Испытания проводили на универсальной машине FPZ100/1. Уровень осевого нагружения контролировался по шкале машины, скорость нагружения в испытаниях была постоянной ($9 \cdot 10^{-6}$ м/с). Момент начала роста

трещины фиксировался с помощью оптического приспособления, включающего призму полного внутреннего отражения, увеличительную линзу и микроскоп с разрешающей способностью 1:20. Источник света располагался с одной стороны образца, а оптическое приспособление – с другой. При испытании оболочек источник света находился внутри конструкции. Применяемая оптическая схема позволила с высокой точностью фиксировать момент старта трещины.

В процессе испытания пластин наблюдалось локальное выпучивание в окрестности трещины. Как показали эксперименты для трещины длиной $l = 0,015$ м, значение нагрузки ($p = 372$ МПа), при которой происходил старт трещины для пластины, было несколько большим, чем для замкнутой цилиндрической оболочки ($p = 326$ МПа).

Для определения критических значений J -интегралов по экспериментально определенным нагрузкам старта трещины расчеты проводили с помощью вышеизложенной методики. Кривые, аналогичные приведенным на рис. 6, строили с использованием двухзвенной аппроксимации диаграммы $\sigma - \varepsilon$ для стали Х18Н9Т [11] в предположении активности процесса нагружения. Полученные расчетные значения J -интеграла, соответствующие моменту старта трещины в пластине ($J^* = 0,04$ МДж/м²), находились в том же диапазоне значений J^* , что и экспериментальные для пластин из стали 20 и марганцево-алюминиевых сплавов [8]. Расчетное значение J^* для замкнутой цилиндрической оболочки в два раза больше, чем для пластины, и составляет $0,09$ МДж/м².

Для изучения влияния длины исходной трещины на величину критического значения J -интеграла для пластин и замкнутых цилиндрических оболочек с указанными выше геометрическими параметрами эксперименты проводили при следующих значениях l : 0,015; 0,0245 и 0,03 м. На рис. 8 представлены среднеквадратические приближения зависимостей критических значений J -интегралов, соответствующих экспериментально определенным значениям нагрузок старта трещины, от длины трещины для пластины и замкнутой цилиндрической оболочки, где каждая точка является результатом усреднения данных трех экспериментов.

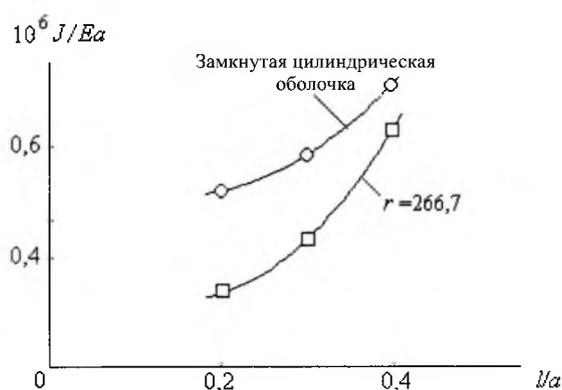


Рис. 8. Зависимость критических значений J -интеграла от длины трещины l для пластины (□) и замкнутой цилиндрической оболочки (○).

Как следует из приведенных результатов, для более коротких трещин критическое значение J -интеграла для замкнутой цилиндрической оболочки по сравнению с таковым для пластины увеличивается более чем в два раза; с ростом длины трещины эта разница уменьшается. Возможной причиной этого может быть влияние свободных краев пластины на рост критического значения J -интеграла по мере увеличения длины исходной трещины.

Выводы

1. Потеря первоначально плоской формы пластины в результате выпучивания в окрестности трещины при одном и том же значении нагрузки приводит к повышению критического J -интеграла по сравнению с таковым для пластины, деформируемой без выпучивания.

2. При фиксированной нагрузке значения J -интеграла увеличиваются с ростом кривизны цилиндрической панели за счет все большего влияния изгибных факторов.

3. При фиксированной длине исходной трещины критическое значение J -интеграла не является константой материала, а существенно зависит от кривизны тонкостенной конструкции, увеличиваясь по мере роста кривизны.

4. Для рассмотренного диапазона длин трещин зависимость критических значений J -интеграла от кривизны тонкостенной конструкции тем сильнее, чем короче исходная трещина.

Резюме

Вивчено вплив кривизни циліндричної панелі з тріщиною на величину J -інтеграла в процесі осьового навантаження. Досліджується весь діапазон кривизн панелі: від пластини до замкненої циліндричної оболонки. Критичні значення J -інтеграла визначаються чисельно на основі отриманих експериментально критичних навантажень, за яких відбувається старт тріщини. Оцінюються внески в загальну величину J -інтеграла від мембранних деформацій та деформацій вигину. У випадку майже плоскої панелі досліджується вплив нелінійного вигину (випинання) поблизу тріщини на збільшення J -інтеграла. Простежується вплив довжини тріщини на критичне значення J -інтеграла.

1. Rice J. R. Some computational problems in elastic-plastic crack mechanics // Numerical Methods in Fracture Mechanics. – Swansea, 1978. – P. 434 – 449.
2. Clarke G. A. and Landes J. D. Evaluation of the J -integral for the compact specimen // J. Test. Eval. – 1979. – 7. – P. 264 – 269.
3. Моссаковский В. И., Ободан Н. И., Прокопало Е. Ф. Влияние геометрической нелинейности на разрушение тонкостенных конструкций с трещинами // ДАН СССР. – 1989. – 308, № 5. – С. 1079 – 1081.
4. Корнев В. М. Модификация критерия разрушения Нейбера–Новожилова для угловых вырезов (антиплоская задача) // Прикл. механика и техн. физика. – 2002. – 43, № 1. – С. 153 – 159.

5. Гузь А. Н., Дышель М. Ш., Кулиев Г. Г., Милованова О. Б. Разрушение и устойчивость тонких тел с трещинами. – Киев: Наук. думка, 1981. – 184 с.
6. Дышель М. Ш. Исследование деформирования цилиндрической оболочки в окрестности разреза при растяжении // Прикл. механика. – 1984. – 20, № 3. – С. 108 – 110.
7. Дышель М. Ш. Растяжение цилиндрической оболочки с разрезом // Там же. – № 10. – С. 64 – 69.
8. Дышель М. Ш. Влияние локальной потери устойчивости пластин с трещинами на характеристики их трещиностойкости // Там же. – 1989. – 25, № 3. – С. 126 – 129.
9. Дышель М. Ш. Локальная потеря устойчивости пластин с трещинами и трещиноподобными дефектами с учетом влияния геометрических параметров пластин и дефектов // Там же. – 1999. – 35, № 12. – С. 80 – 84.
10. Качанов Л. М. Основы механики разрушения. – М.: Наука, 1974. – 312 с.
11. Расчеты на прочность, устойчивость и колебания в условиях высоких температур / Под ред. И. И. Гольденблатта. – М.: Машиностроение, 1965. – 568 с.

Поступила 27. 01. 2005