

СРАВНЕНИЕ КРИТЕРИЕВ МОДЕЛИРОВАНИЯ РАЗРУШЕНИЯ ТРУБОПРОВОДОВ МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

Б.М.Х. Албагдади^{1,2}, А.О. Чернявский¹

¹Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск,

²Технологический университет, г. Багдад, Ирак

Работа посвящена методике моделирования разрушения магистральных трубопроводов. Применение современных вязких трубных сталей не решает полностью проблему хрупкого разрушения этих конструкций, поскольку стремление увеличить толщину стенки и рабочее давление, а также необходимость использовать трубы в холодном климате сдвигают разрушение в сторону хрупкого – но, естественно, не делают его полностью хрупким и требуют применения подходов нелинейной механики разрушения.

Моделирование разрушения – при образовании длинных магистральных трещин – должно учитывать силы инерции частей трубы, приходящих в движение при раскрытии трещины, а также возможность падения давления в трубе при потере ею герметичности. Эти особенности задачи могут быть смоделированы в конечно-элементном пакете LS-DYNA. Однако LS-DYNA предлагает ограниченный набор критериев разрушения, в который не входят классические критерии нелинейной механики разрушения. Задачей работы является подбор критерия, реализованного в программе LS-DYNA и в то же время достаточно хорошо согласующегося с экспериментальными данными.

В качестве такого критерия рассмотрен ресурс пластичности при условии, что пластическая деформация перед вершиной трещины вычисляется с помощью процедуры взвешенного усреднения по некоторому представительному объему, исключая влияние размеров конечных элементов на результат. Подобраны параметры весовой функции, при которых нагрузка начала движения трещины, определяемая с помощью модели вязкого материала, совпадает с нагрузкой, определяемой через параметры нелинейной механики разрушения. Показано, что задача подбора параметров является плохоопределенной. Тем не менее найденные значения параметров в дальнейшем позволят выполнить расчет динамического распространения длинных продольных трещин в трубах с учетом эффектов, рассматриваемых программой LS-DYNA – сил инерции материала стенок трубы, скорости распространения волны возмущения в газе или жидкости, заполняющих трубу, декомпрессии.

Ключевые слова: магистральный трубопровод, продольная трещина, моделирование, механика разрушения, ресурс пластичности, нелокальный критерий.

Состояние вопроса и постановка задачи

Проблема предупреждения разрушений магистральных трубопроводов путем образования длинных трещин, несмотря на заметные усилия и успехи в создании вязких трубных сталей, по-прежнему является актуальной, поскольку такие разрушения могут приводить к большим материальным потерям и экологическим проблемам. Решение задачи предупреждения таких разрушений требует развития соответствующих расчетных моделей, которым в последнее время посвящено значительное число работ [1–3].

Основным инструментом для решения этих задач является нелинейная механика разрушения, в рамках которой используется ряд различных критериев: K_I , J -интеграл, CTOD, CTOA, Charpitest, DWTG и др. [4–7]. Наличие ряда подходов (а не одного общепризнанного) связано с наличием нескольких разных специфических черт задачи, причем в разных конструкциях эти черты могут проявляться в разной мере. С одной стороны, длинные трещины в конструкциях, где номинальное напряженное состояние является упругим, должны описываться критериями нелинейной механики разрушения типа K_{Ic} . С другой стороны, стремление производителей избежать катастрофических разрушений заставляет использовать вязкие стали с высокой пластичностью, и в описании разрушения существенную роль играет учет нелинейности (критерии CTOD, CTOA, J -интеграл или даже просто ресурс пластичности – с учетом особенностей напряженного состоя-

Расчет и конструирование

ния перед вершиной трещины [8, 9]). В то же время стремление использовать трубы с большой толщиной стенки из высокопрочных материалов, а также применять трубы в условиях низких температур (Север России, Аляска [10, 11]) вновь «сдвигает» ситуацию в сторону хрупкого разрушения и вынуждает применять, например, DWTT [12]. Существуют и различные варианты 2-параметрических критериев, учитывающих пластичность и сопротивление развитию трещины («предел трещиностойкости» K_{IQ} , R -кривая [13, 14]).

Моделям развития трещин и программной реализации таких моделей посвящено большое число работ. Описание динамического развития длинных трещин увеличивает сложность задачи еще более. Оно требует учета зависимости свойств материала от скорости деформирования, (связанной со скоростью роста трещины), учета сил инерции, возможного изменения нагрузок при росте трещины (например, падения давления в трубе вследствие появления течи при раскрытии трещины). Для численного моделирования развития трещин применяется программное обеспечение, основанное прежде всего на методе конечных элементов с различными вариантами описания развития трещины: путем удаления элементов; путем разрыва связей, моделируемых с помощью граничных условий или специальных элементов типа «когезия»; путем введения специальных элементов, содержащих произвольно ориентированную вершину трещины и описывающих поле напряжений около этой вершины (одной из первых работ такого типа была, по-видимому, статья [15], более позднее сравнение методов приведено в [16]).

Для моделирования динамического развития трещин представляется перспективным использовать пакет LS-DYNA, в котором прямо реализован учет отмеченных выше особенностей динамической задачи – зависимости свойств материала от скорости, сил инерции, влияния течи газа или жидкости. В то же время пакет LS-DYNA, в отличие от пакета ANSYS, не позволяет напрямую использовать такие критерии, как предел трещиностойкости K_{IQ} , J -интеграл или вычисляемые по полю перемещений характеристики CTOD и CTOA. В связи с этим задачей настоящей работы является выбор способа описания разрушения в LS-DYNA и калибровка соответствующих моделей.

Экспериментальные результаты, база для сравнения

В качестве типичного примера взята широко распространенная трубная сталь 17ГС. Справочные свойства этой стали таковы: предел текучести $\sigma_{0,2} = 345$ МПа, предел прочности $\sigma_b = 510$ МПа, поперечное сужение $\psi = 60$ % [17]. Трещиностойкость образцов из этой стали (после определенной наработки в условиях реального трубопровода) была определена в ЮУрГУ [18] и составила ориентировочно $K_{IQ} = 130$ МПа·м^{0,5}.

Для последующей калибровки модели в LS-DYNA была создана модель участка трубы с продольной трещиной в пакете ANSYS, позволяющем вычислять коэффициент интенсивности напряжений и таким образом использовать результаты экспериментального определения свойств материала. Модель трубы нагружалась внутренним давлением, определялась зависимость коэффициента интенсивности напряжений от длины трещины. Эти данные использовались для последующей калибровки модели в LS-DYNA по условию начала движения трещины: критерий разрушения, используемый в LS-DYNA, должен показывать начало разрушения при тех же условиях, при которых коэффициент интенсивности напряжений, вычисленный ANSYS, достигает экспериментально найденного K_{IQ} . Нужно отметить, что K_{IQ} , вычисляемый для упруго-пластического материала и учитывающий в том числе затраты энергии на пластическое деформирование, корректно описывает разрушение при номинальных напряжениях (вдали от трещины), не превышающих $0,7\sigma_{0,2}$. При вычислениях рассматривались варианты с номинальными напряжениями $0,36\sigma_{0,2}$, $0,58\sigma_{0,2}$, $0,70\sigma_{0,2}$ и, для сравнения, $0,87\sigma_{0,2}$ (для выбранной модели трубы диаметром 500 мм и толщиной стенки 10 мм это отвечает давлениям 2,5; 4; 5 и 6 МПа, при этом полудлины трещин, обеспечивающие требуемое значение K_{IQ} , равны соответственно 100, 65, 50 и 40 мм).

Планируемая модель в LS-DYNA должна обладать следующими свойствами: давление разрушения (начала движения трещины) должно совпадать с давлением, предсказанным ANSYS, это совпадение должно выполняться для различных длин трещин и не должно зависеть от размеров конечных элементов, используемых для построения модели.

Особенности модели в пакете LS-DYNA

По умолчанию LS-DYNA выполняет расчеты в динамической постановке. Квазистатическая постановка тоже возможна, но требует специальных настроек (implicit solution). Поскольку в дальнейшем планируется использовать динамическую постановку для моделирования роста трещины, подбор параметров модели также проводился в динамической постановке, но с достаточно медленным подъемом давления, чтобы избежать инерционных эффектов и связанных с ними осцилляций напряжений.

Для расчета в геометрически и физически нелинейной постановке необходима истинная диаграмма деформирования материала. Использовались данные работы [17], где диаграмма деформирования до деформации 2 % задана в табличной форме, и, кроме того, имеются данные по пределу прочности σ_b и относительному сужению ψ . Истинная диаграмма деформирования на участке от деформации 2 % до деформации $\epsilon_b = \ln(1/(1 - \psi))$ полагалась линейной; предполагалось, что деформации ϵ_b соответствует истинное напряжение $s_b = \sigma_b/(1 - \psi)$. Такое описание, естественно, не вполне корректно, так как значения напряжения σ_b и сужения ψ достигаются в разных точках процесса, однако в практических задачах нередко известны только сертификатные характеристики материала – пределы текучести и прочности $\sigma_{0.2}$, σ_b , сужение или удлинение ψ или δ .

Развитие трещины на этом этапе не моделировалось; предполагалось определять только момент старта трещины, т. е. момент достижения некоторого критерия разрушения – из доступных в пакете LS-DYNA. Такими доступными критериями являются: достижение максимальной главной деформацией предельного значения, достижение эквивалентной деформацией предельного значения, максимальное утонение (для оболочечных элементов, т. е. достижение суммой двух главных деформаций определенного значения). Предельные значения деформаций могут зависеть от напряженного состояния, характеризуемого параметром трехосности (или жесткостью напряженного состояния – см. [19]), и параметром (углом) Лоде.

Для обеспечения независимости результатов моделирования разрушения в LS-DYNA предусмотрена процедура, усредняющая параметры, описывающие разрушение по нескольким соседним элементам и только потом проверяющая выполнение критерия разрушения (*MAT_NONLOCAL). Усреднение выполняется с использованием весовой функции:

$$\bar{d} = \frac{1}{V} \int_V d(r) w(r - r_0) dV \approx \frac{\sum d_i w(r_i - r_0) V_i}{\sum V_i}, \quad w(r_i - r_0) = \left[1 + \left(\frac{\|r_i - r_0\|}{L} \right)^p \right]^{-q}.$$

Здесь d – выбранный параметр, отвечающий за разрушение элемента (максимальная главная деформация, эквивалентная пластическая деформация и т. п.); V – объем области, в которой производится усреднение; r_0 – координаты точки, для которой вычисляется усредненная величина; r – координаты точки внутри области V ; величины с индексом i относятся к конечным элементам внутри области V ; L , p и q – параметры.

Такой подход представляется оправданным и достаточно многообещающим. Однако использование его требует определенной осторожности. В качестве примера на рис. 1 и 2 приведены схема и результаты модельного численного эксперимента, в котором плоская пластина с центральной трещиной нагружается перемещением границы.

Для описания распространения трещины (рис. 2) использовался локальный (верхний ряд изображений) и нелокальный (нижний ряд) критерии. Использование усреднения, учитывающего наряду с наиболее нагруженным и соседние, менее нагруженные, элементы, приводит к тому, что значения параметра d для локального и нелокального подхода различны. Поэтому значение параметра d , отвечающее разрушению, зависит от параметров усреднения L , p , q и может существенно отличаться как от справочных характеристик материала, так и от значения параметра, корректно описывающего работу модели с «локальным» подходом. Так, для показанных на рис. 2 моделей, значения d (в качестве которого была выбрана предельная пластическая деформация),

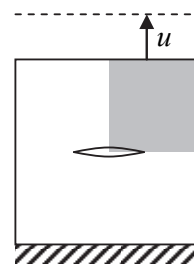


Рис. 1. Схема численного эксперимента. Выделена область, показанная на рис. 2

Расчет и конструирование

обеспечивающие то, что разрушение начинается в один и тот же момент (т. е. при одной и той же номинальной деформации), отличаются почти в 4 раза: 20 % и 5,4 % – см. шкалы в правой части рис. 2. Более того, отличается характер разрушения и длина трещины, достигаемая при одинаковых нагрузках (в данном случае – номинальных деформациях). Поэтому проверка корректности использования нелокального подхода должна включать как определение параметра d , соответствующего выбранным параметрам L, p, q , так и проверку корректности работы модели при одних и тех же параметрах L, p, q, d и различных длинах трещин.

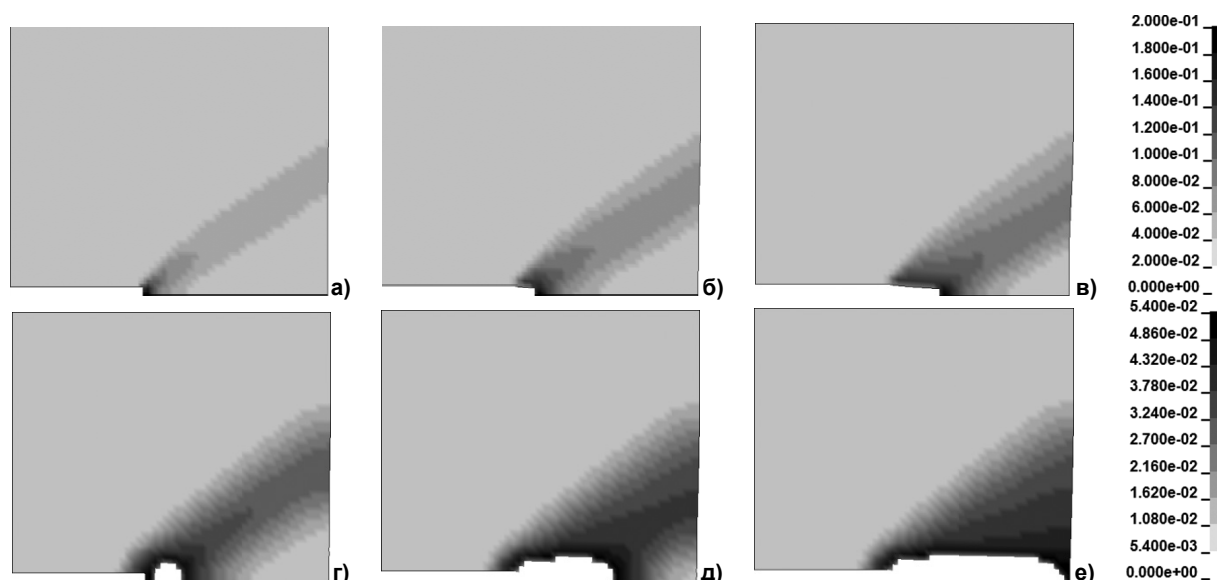


Рис. 2. Моделирование распространения трещины при использовании локального (а, б, в) и нелокального (г, д, е) критериев. Шкалы – величины пластических деформаций: а, г – номинальная деформация 1 % (начало продвижения трещины); б, д – номинальная деформация 1,6 %, в, е – номинальная деформация 2,2 %

Результаты моделирования

Рассматривалась труба, нагруженная внутренним давлением и осевой силой (номинальные осевые напряжения составляют половину от номинальных окружных). Постулировалось наличие начальной продольной трещины; принималось, что критерием разрушения, т. е. начала продвижения трещины, является достижение интенсивностью пластических деформаций определенного значения. Подбиралось такое критериальное значение деформации, чтобы разрушение начиналось при той же нагрузке, при которой его предсказывает использование экспериментально найденной величины K_{IQ} .

Результаты подбора для моделей с разным размером начальных трещин и разным размером конечных элементов существенно отличаются (рис. 3, кривые 1, 2, 3, 4). Уменьшение размера конечного элемента перед вершиной трещины ожидаемо приводит к увеличению вычисляемой пластической деформации в нем, причем вычисленные деформации снижаются с увеличением длины трещины и соответствующим уменьшением номинальных напряжений и создающего их давления. Применение процедуры усреднения, реализованной в *MAT_NONLOCAL, позволяет существенно снизить зависимость результатов от размера конечного элемента (кривая 2' на рис. 3). Однако зависимость результатов от длины трещины при использовании рекомендованных в [20] параметров усреднения p и q остается довольно выраженной (рис. 4).

Подбор параметров p, q, L выполнялся путем минимизации относительной вариации вычисляемых критериальных деформаций ε_{pl} :

$$\delta = \frac{\max_{i,j}(\varepsilon_{pl}(p,q,L)) - \min_{i,j}(\varepsilon_{pl}(p,q,L))}{\min_{i,j}(\varepsilon_{pl}(p,q,L))} \rightarrow \min,$$

различным значениям i и j в этой формуле соответствуют различные длины трещин (40, 50, 65 и 100 мм) и различные размеры конечного элемента (1, 2, 4 мм). Задача является плохо обуслов-

ленной: зависимость $\delta(p, q, L)$ имеет каньонообразный вид (рис. 5). Минимум этой зависимости достигается в данной задаче при значениях параметров p и q , существенно отличающихся от рекомендованных разработчиками.

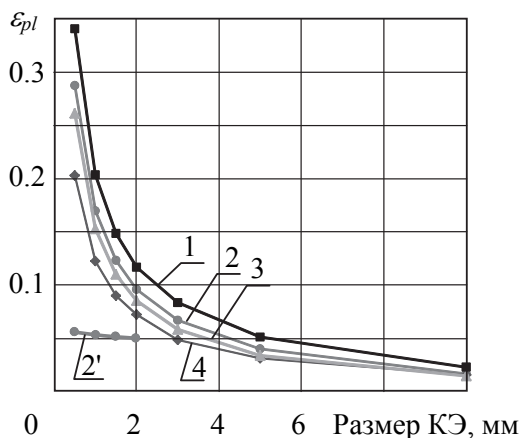


Рис. 3. Пластические деформации в конечном элементе перед вершиной трещины при давлении, соответствующем K_{IQ} : 1 – полудлина трещины 40 мм, давление 6 МПа; 2 – 50 мм, 5 МПа; 3 – 65 мм, 4 МПа; 4 – 100 мм, 2.5 МПа. 2' – то же, что 2, с использованием усреднения (*MAT_NONLOCAL)

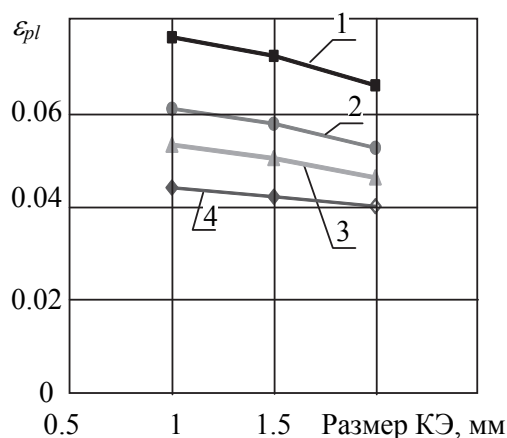


Рис. 4. Пластические деформации перед вершиной трещины при давлении, соответствующем K_{IQ} , вычисленные с использованием усреднения (*MAT_NONLOCAL): 1 – полудлина трещины 40 мм, давление 6 МПа; 2 – 50 мм, 5 МПа; 3 – 65 мм, 4 МПа; 4 – 100 мм, 2.5 МПа

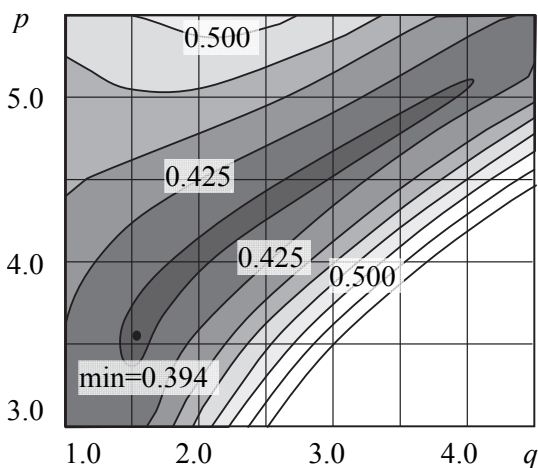


Рис. 5. Зависимость $\delta(p, q, L)$ ($L = 2.1$ мм)

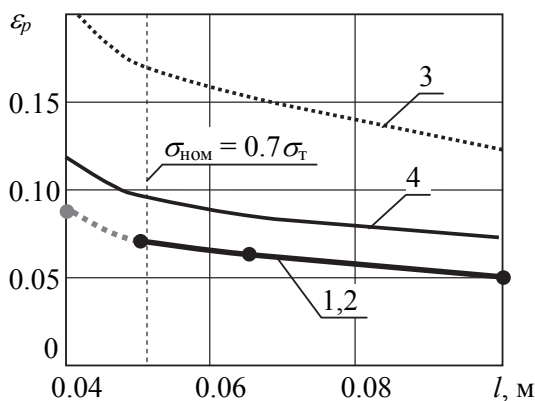


Рис. 6. Пластические деформации перед вершиной трещины, вычисленные с выбранными параметрами усреднения (1 и 2 – для размера КЭ 1 и 2 мм соответственно) и без использования усреднения (3, 4 – для тех же размеров КЭ)

Критериальная деформация, которая соответствует началу движения трещины в момент достижения величиной K_{IQ} экспериментально найденного значения при найденных p и q , не слишком сильно зависит от длины трещины и практически не зависит от размера конечного элемента (совпадающие кривые 1 и 2 на рис. 6) в отличие от вычислений без усреднения (различающиеся кривые 3 и 4). Зависимость становится слабее по мере удлинения трещины, и можно надеяться, что использование такого подхода позволит описать автомодельный рост длинных трещин с достаточной точностью.

Выводы

Выполненный подбор параметров модели позволил добиться того, что нагрузка начала движения трещины, определяемая с помощью модели вязкого материала, совпадает с нагрузкой, определяемой через параметры нелинейной механики разрушения. В дальнейшем это позволит вы-

полнить расчет динамического распространения длинных продольных трещин в трубах с учетом эффектов, рассматриваемых программой LS-DYNA – сил инерции материала стенок трубы, скорости распространения волны возмущения в газе или жидкости, заполняющих трубу, снижению давления при росте трещины в результате потери герметичности трубы.

Литература

1. Nordhagen, H., *Main Properties Governing the Ductile Fracture Velocity in Pipelines: A Numerical Study Using an (Artificial Fluid) – Structure Interaction Model* / H. Nordhagen, S. Dumoulin, G. Gruben // *Procedia Materials Science*. – 2014. – Vol. 3. – P. 1650–1655.
2. *A Damage Mechanics based Evaluation of Dynamic Fracture Resistance in Gas Pipelines* / I. Scheider, A. Nonn, A. Völling et al. // *Procedia Materials Science*. – 2014. – Vol. 3. – P. 1956–1964.
3. Leis, B.N. *Arresting propagating shear in pipelines* / B.N. Leis // *Steel in Translation*. – 2015. – Vol. 45, Iss. 1. – P. 1–17. DOI: 10.3103/S096709121501009X
4. Jayadevan, K.R. *Fracture response of pipelines subject to large plastic deformation under bending* / K.R. Jayadevan, E. Østby, C. Thaulow // *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. – 2005. – Vol. 82. – P. 201–215.
5. Rahman, S. *A stochastic model for elastic-plastic fracture analysis of circumferential through-wall-cracked pipes subject to bending* / S. Rahman // *Engineering Fracture Mechanics*. – 1995. – Vol. 52, no. 2. – P. 265–288.
6. *Review of CROTA as a measure of ductile fracture toughness* / L.N. Pussegoda, S. Verbit, A. Dinovitzer et al. // *International Pipeline Conference*. – 2000. – Vol. 1. – P. 247–254.
7. Виноградов, О.П. *Разработка методики определения критического угла раскрытия трещины СТОА как характеристики сопротивления магистральному вязкому разрушению металла трубопроводов* / О.П. Виноградов, М.А. Гусев, А.В. Ильин // *Вопросы материаловедения*. – 2012. – № 2 (70). – С. 150–160.
8. *Development of stress-modified fracture strain for ductile failure of API X65 steel* / Chang-Kyun Oh, Yun-Jae Kim, Jong-Hyun Baek, Woo-sik Kim // *Int J Fract*. – 2007. – № 143. – P. 119–133.
9. *Численное моделирование распространения магистральных трещин в трубопроводах* / А.И. Абакумов, М.Ф. Абдуллин, В.Ю. Мельцас и др. // *Наука и техника в газовой промышленности*. – 2009. – № 1. – С. 42–49.
10. Tyson, W.R. *Fracture Control for Northern Pipelines* / W.R. Tyson // *Damage and Fracture Mechanics*. – Springer publ., 2009. – P. 237–244.
11. Алексеев, А.А. *Ветвление трещины при разрушении крупногабаритных металлических конструкций* / А.А. Алексеев // *Проблемы современной науки и образования*. – 2014. – № 9 (27). – С. 15–16.
12. Reza H.T. *Numerical simulation of dynamic brittle fracture of pipeline steel subjected to DWTT using XFEM-based cohesive segment technique* / H.T. Reza // *Fratturaed Integrità Strutturale*. – 2016. – no. 36 (2016). – P. 151–159.
13. *Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications*. – Second Ed. – New York, Spon Press, 2004. – 365 p.
14. Пестриков, В.М. *Механика разрушения твердых тел: курс лекций* / В.М. Пестриков, Е.М. Морозов. – СПб.: Профессия, 2002. – 320 с.
15. Moes, N. *A finite element method for crack growth without remeshing* / N. Moes, J. Dolbow, T. Belytschko // *International journal for numerical methods in engineering*. – 1999. – no. 46. – P. 131–150.
16. Song J.-H. *A comparative study on finite element methods for dynamic fracture* / J.-H. Song, H. Wang, T. Belytschko // *Comput Mech*. – 2008. – no. 42. – P. 239–250.
17. *Механические свойства сталей и сплавов при нестационарном нагружении: справ.* / Д.А. Гохфельд, Л.Б. Гецов, К.М. Кононов и др. – Екатеринбург: УрО РАН, 1996. – 408 с.
18. *Experimental assessment of material strength of twooperatingmain oil pipelines* / S.A. Timashev, O.F. Cherniavsky, Yu.N. Rebyakov // *ASME Pressure Vesselsand Pipingconference*. – 2003. – Vol. 464. – P. 141–145.
19. Колмогоров, В.Л. *Механика обработки металлов давлением* / В.Л. Колмогоров. – Екатеринбург: Изд-во УГТУ-УПИ, 2001. – 836 с.

20. LS-DYNA R9.0 keyword user's manual. Vol. II. Livermore Software Technology Corporation. – Livermore, California, 2016. – 2682 p.

Албагдади Бара Мохсен Хоссеин, аспирант кафедры прикладной механики, динамики и прочности машин, Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск; преподаватель, Технологический университет, г. Багдад, Ирак, baraa.albaghdadi@gmail.com.

Чернявский Александр Олегович, доктор технических наук, прикладной механики, динамики и прочности машин, Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск, a.o.cher@mail.ru.

Поступила в редакцию 16 января 2017 г.

DOI: 10.14529/engin170102

COMPARISON OF FRACTURE CRITERIA FOR CRACKED STEEL PIPELINES BY FINITE ELEMENT METHOD

B.M.H. Albaghdadi^{1,2}, baraa.albaghdadi@gmail.com,
A.O. Cherniavsky¹, a.o.cher@mail.ru

¹South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation,

²University of Technology, Baghdad, Iraq

The work is devoted to the simulation of pipeline's fracture. Application of modern viscous pipe steels does not completely solve the problem of brittle fracture of these structures, because the desire to increase the thickness of the wall and the operating pressure and the need to use a pipe in a cold climate shifts the fracture mode toward brittle – but, of course, does not make it completely brittle and require the application of nonlinear fracture mechanics.

Simulation of the fracture by formation of large longitudinal cracks should take into account the inertial forces of the pipe material coming into motion at crack propagation, and the possibility of a pressure drop in the pipe at the loss of its impermeability. These features of the problem can be modeled using finite element package LS-DYNA. However, LS-DYNA offers a limited set of a fracture criteria, which does not include the classic criteria of nonlinear fracture mechanics. The aim of the work is the selection of a criteria that is implemented in the LS-DYNA program and at the same time is in good agreement with the experimental data.

As such a criterion equivalent plastic strain is considered – with the proviso that the plastic deformation near the crack tip is calculated using a weighted averaging procedure on some representative volume to exclude effect of the finite element sizes on results. Parameters of the weighting function are selected to ensure that the loads corresponding to the beginning of the crack growth are the same for the model of viscous fracture and for the nonlinear fracture mechanics. It is shown that the problem of parameter selection is ill-conditioned. However, the obtained values of parameters will subsequently allow to perform the dynamic calculation of longitudinal crack propagation in pipes taking into consideration the effects treated by the LS-DYNA code – inertia forces of the material of the pipe wall, velocity of the perturbation wave in the gas or liquid filling the pipe and decompression.

Keywords: pipeline, longitudinal crack, modeling, fracture mechanics, plasticity, nonlocal criterion.

References

1. Nordhagen H., Dumoulin S., Gruben G. Main Properties Governing the Ductile Fracture Velocity in Pipelines: A Numerical Study Using an (Artificial Fluid) – Structure Interaction Model. *Procedia Materials Science*, 2014, vol. 3, pp. 1650–1655.
2. Scheider I., Nonn A., Völling A., Mondry A., Kalwa C. A Damage Mechanics based Evaluation of Dynamic Fracture Resistance in Gas Pipelines. *Procedia Materials Science*, 2014, vol. 3, pp. 1956–1964.

3. Leis B.N. Arresting propagating shear in pipelines. *Steel in Translation*, 2015, vol. 45, iss. 1, pp. 1–17. DOI: 10.3103/S096709121501009X
4. Jayadevan K.R., Østby E., Thaulow C. Fracture response of pipelines subject to large plastic deformation under bending. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 2005, no. 82, pp. 201–215.
5. Rahman S. A stochastic model for elastic-plastic fracture analysis of circumferential through-wall-cracked pipes subject to bending. *Engineering Fracture Mechanics*, 1995, vol. 52, no. 2, pp. 265–288.
6. Pussegoda L.N., Verbit S., Dinovitzer A., Tyson W., Glover A., Collins L., Carlson L., Beattie J. Review of CROTA as a measure of ductile fracture toughness. *International Pipeline Conference*, 2000, vol. 1, pp. 247–254.
7. Vinogradov O.P., Gusev M.A., Il'in A.V. [Development of methods for determining critical crack opening angle CTOA as the backbone of resistance characteristics of ductile fracture of metal pipes]. *Voprosy materialovedeniya* [Materials Questions], 2012, vol. 2 (70), pp. 150–160.
8. Chang-Kyun Oh, Yun-Jae Kim, Jong-Hyun Baek, Woo-sik Kim, Development of stress-modified fracture strain for ductile failure of API X65 steel. *Int J Fract*, 2007, no. 143, pp. 119–133.
9. Abakumov A.I., Abdullin M.F., Mel'tsas V.Yu., Portnyagina G.F., Ryzhukhin M.S., Smolyakov A.A., Arabey A.B., Nesterov N.B. [Numerical modeling of the main cracks in pipelines]. *Nauka i tekhnika v gazovoy promyshlennosti* [Science and technology in the gas industry], 2009, № 1, pp. 42–49.
10. Tyson W.R. Fracture Control for Northern Pipelines. *Damage and Fracture Mechanics*, Springer Publ., 2009, pp. 237–244.
11. Alekseev A.A. [Branching cracks in the destruction of large metal structures]. *Problemy sovremennoy nauki i obrazovaniya* [Problems of Modern Science and Education], 2014, no. 9 (27), pp. 15–16.
12. Reza H.T. Numerical simulation of dynamic brittle fracture of pipeline steel subjected to DWTT using XFEM-based cohesive segment technique. *Fratturaed Integrità Strutturale*, 2016, no. 36 (2016), pp. 151–159.
13. Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications. Second Ed. New York, Spon Press, 2004. 365 p.
14. Pestrikov V.M., Morozov E.M. *Mekhanika razrusheniya tverdykh tel: kurs lektsiy* [Fracture mechanics of solids: lectures], St. Petersburg, Profession, 2002. 320 p.
15. Moes N., Dolbow J., Belytschko T. A finite element method for crack growth without remeshing. *International journal for numerical methods in engineering*, 1999, no. 46, pp. 131–150.
16. Song J.-H., Wang H., Belytschko T. A comparative study on finite element methods for dynamic fracture. *Comput Mech*, 2008, no. 42, pp. 239–250.
17. Gokhfel'd D.A., Getsov L.B., Kononov K.M. *Mekhanicheskie svoystva staley i splavov pri nes-tatsionarnomnagruzhenii. Spravochnik* [Mechanical properties of steels and alloys in unsteady loading. Directory]. Ekaterinburg: Ural Branch of Russian Academy of Sciences, 1996. 408 p.
18. Timashev S.A., Cherniavsky O.F., Rebyakov Yu.N. Experimental assessment of material strength of two operating main oil pipelines. *ASME Pressure Vessels and Piping Conference*, 2003, Vol. 464, pp. 141–145.
19. Kolmogorov V.L. *Mekhanika obrabotki metallov davleniem* [Mechanics of metal forming]. Ekaterinburg, Publishing House Ural STU, 2001. 836 p.
20. LS-DYNA R9.0 keyword user's manual. Vol. II. Livermore Software Technology Corporation, Livermore, California, 2016. 2682 p.

Received 16 January 2017

ОБРАЗЕЦ ЦИТИРОВАНИЯ

Албагдади, Б.М.Х. Сравнение критериев моделирования разрушения трубопроводов методом конечных элементов / Б.М.Х. Албагдади, А.О. Чернявский // Вестник ЮУрГУ. Серия «Машиностроение». – 2017. – Т. 17, № 1. – С. 13–20. DOI: 10.14529/engin170102

FOR CITATION

Albaghdadi B.M.H., Cherniavsky A.O. Comparison of Fracture Criteria for Cracked Steel Pipelines by Finite Element Method. *Bulletin of the South Ural State University. Ser. Mechanical Engineering Industry*, 2017, vol. 17, no. 1, pp. 13–20. (in Russ.) DOI: 10.14529/engin170102