

УДК 539.42

ЧИСЛЕННАЯ МОДЕЛЬ МАКРОВЯЗКОГО РАЗРУШЕНИЯ СОВРЕМЕННЫХ СТАЛЕЙ МАГИСТРАЛЬНЫХ ГАЗОПРОВОДОВ

© 2017 г. **Абакумов А.И.¹, Сафронов И.И.¹, Смирнов А.С.¹,
Арабей А.Б.²**

¹*Российский федеральный ядерный центр –
Всероссийский научно-исследовательский институт
экспериментальной физики, Саров, Российская Федерация*
²*ПАО «Газпром», Санкт-Петербург, Российская Федерация*

abakumov@vniief.ru

Поступила в редакцию 31.05.2017

Для определения сопротивляемости трубных сталей различного рода разрушениям разработана компьютерная модель распространения протяженной трещины в газопроводе на основе модифицированной локальной модели Гурсона – Твергаарда – Нидельмана. Модель позволяет описывать прямые и косые срезы, а также их комбинацию при вязком разрушении маломерных объектов (стержней, пластин, оболочек). Приведены детали реализации указанной модели в параллельной конечно-элементной компьютерной программе ДАНКО, разработанной в РФЯЦ–ВНИИЭФ. Определены параметры модели на основе лабораторных экспериментов с образцами из трубной стали класса прочности К65. На численных примерах показана работоспособность модели. Результаты используются для численного исследования деформирования, разрушения образцов при испытаниях, динамического распространения трещины в трубопроводе.

Ключевые слова: стали магистральных газопроводов, маломерные объекты, вязкое разрушение, косые срезы, компьютерное моделирование, метод конечных элементов, модифицированная локальная модель Гурсона – Твергаарда – Нидельмана.

Введение

Современные стали магистральных газопроводов классов прочности К65 (Х80) и выше требуют новых подходов к определению их способности противостоять протяженному вязкому разрушению [1]. Наряду с лабораторными исследованиями, стендовыми и полигонными испытаниями, при определении сопротивляемости трубных сталей различного рода разрушениям важная роль отводится компьютерным экспериментам. Перспективными в этом направлении становятся методы трехмерного численного моделирования распространения протяженной трещины в газопроводе. Но даже использование суперкомпьютерных технологий позволяет описать поведение рассматриваемого объекта лишь на макроуровне. Очевидно, что для достижения максимального соответствия реальным условиям используемые моде-

ли материала должны учитывать влияние структурных факторов и особенности деформирования и микромеханизма разрушения тела. В качестве базовой модели материала выбрана локальная модель Гурсона – Твергаарда – Нидельмана (GTN), которая в настоящее время широко используется для решения задач механики деформируемого твердого тела, требующих учета влияния факторов различного масштабного уровня, ассоциируемых с механизмом вязкого разрушения [2, 3]. Несомненным достоинством модели GTN является возможность адекватного описания силовых характеристик (в терминах сила–перемещение) процесса деформирования и разрушения пластичных сталей и сплавов, к числу которых относятся и трубные стали [4–6]. Вместе с этим в результате численного эксперимента поверхность разрушения образца получается, как правило, плоская, ориентированная по нормали к оси растяжения, что не соответствует реальной геометрии и рельефу излома. Для более детального отражения в ходе расчетов картины разрушения, когда поверхность излома обладает развитым рельефом и имеет откосы среза («косые срезы») [7], применена модификация модели GTN (далее модель GTNm), выбранная с учетом вышеперечисленных обстоятельств.

В статье представлены ключевые положения и детали компьютерной реализации модели GTNm, идентификация параметров GTNm на основе анализа лабораторных экспериментов с образцами трубной стали класса прочности К65, демонстрация работоспособности модели GTNm на примерах численных расчетов.

1. Модифицированная модель GTNm

В пределах упругой области используется закон линейно-упругого материала Гука. Вне области упругости модель описывает одновременно как эволюцию пластических деформаций (ассоциированный закон пластического течения [8]), так и изменение микропористости металла в процессе его деформирования. Микропористость на макроуровне можно рассматривать как аналог поврежденности материала [9], полагая, что по мере достижения ею предельного уровня материальная точка теряет несущую способность. Поверхность текучести (как и пластический потенциал) задается функцией

$$F = \left(\frac{q}{\sigma_T} \right)^2 + q_1 f^* \cosh \left(-\frac{3q_2}{2} \frac{p}{\sigma_T} \right) - (1 + q_3 f^{*2}) = 0. \quad (1)$$

Здесь

$$q = \sqrt{\frac{3}{2} S_{ij} S_{ij}} = \sqrt{\frac{3}{2} \sigma_{ij} \sigma_{ij} - \frac{1}{2} \sigma_{kk} \sigma_{ll}}$$

– эквивалентное напряжение Мизеса ($i, j, k, l = \overline{1, 3}$); $S = pI + \sigma$ – девиатор напряжений; $p = -(\sigma/3):I$ – давление; σ – тензор напряжений Коши; I – единичный тензор второго порядка; σ_T – текущий предел текучести материала; q_1, q_2, q_3 – коэффициенты модели GTN; f^* – пористость материала; двоеточие – подходящая операция умножения.

Пористость изменяется за счет роста возникших на предшествующем этапе пор, образования вторичных пор (нуклеация) и деформаций сдвига:

$$\dot{f} = \dot{f}_g + \dot{f}_n + \dot{f}_s. \quad (2)$$

Здесь $\dot{f}_g = (1-f)\dot{\varepsilon}_{ii}^p$ – рост пор за счет изменения объема пластической деформации $\dot{\varepsilon}_{ii}^p$;

$$\dot{f}_n = \frac{f_N}{s_N \sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\varepsilon_M^p - \varepsilon_N}{s_N} \right)^2 \right] \dot{\varepsilon}_M^p$$

– нуклеация; $\dot{\varepsilon}_M^p$ – среднее изменение пластической деформации (находится из соотношения $(1-f)\sigma_T \dot{\varepsilon}_M^p = \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^p$); f_N , ε_N и s_N – заданные пористость при нуклеации, среднее значение деформации нуклеации и стандартное отклонение.

Объединение имеющихся пор (коалесценция) приводит к ускорению роста пористости по закону

$$\dot{f}^* = \begin{cases} f, & f \leq f_c, \\ f_c + \kappa(f - f_c), & f_c < f < f_F, \\ \bar{f}_F, & f \geq f_F, \end{cases} \quad (3)$$

где $\kappa = (\bar{f}_F - f_c)/(f_F - f_c)$ – коэффициент ускорения; $\bar{f}_F = (q_1 + \sqrt{q_1^2 - q_3})/q_3$; f_c – критическое значение пористости, с которого начинается ускорение роста пор; f_F – предельное значение пористости, при которой происходит потеря несущей способности материальной точки.

Сдвиговой компонент \dot{f}_s в (2) является модификацией базовой модели GTN и записывается как

$$\dot{f}_s = q_4 f^{q_5} \begin{cases} \omega(\sigma_{ij}) \frac{\sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^p}{q}, & m = 1, \\ g(\sigma_{ij}) \varepsilon_M^p \dot{\varepsilon}_M^p, & m = 2, \end{cases} \quad (4)$$

где q_4 , q_5 – заданные константы; $\omega(\sigma_{ij}) = 1 - \zeta^2$, $g(\sigma_{ij}) = 1 - 6|\theta|/\pi$ – параметры состояния (при чистом сдвиге оба параметра равны единице, при одноосном растяжении-сжатии равны нулю); $\theta = (\sin^{-1} \zeta)/3$ – угол Лоде; $\zeta = 27J_3/(2q^3)$ – параметр Лоде; $J_3 = \det(S_{ij})$ – третий инвариант девиатора напряжений.

При $m = 1$ и $q_5 = 1$ соотношение (4) соответствует форме Нэшена – Хатчинсона [10], при $m = 2$ – форме Ксю [11–14]. Возможности этих моделей наиболее адекватны и оптимальны для решения рассматриваемой задачи.

В общем случае проблема компьютерного моделирования косых макросрезов может быть решена путем использования третьего инварианта тензора напряжений в модели материала [15–18]. Дальнейшее развитие проблема получила в работах [19–23].

2. Компьютерная реализация модели GNTm

Для описания упругопластического деформирования в рамках малых деформаций и действия ассоциированного закона течения применяются следующие соотношения [8]:

1) $\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p$ – декомпозиция тензора деформаций на упругую и пластическую составляющие;

2) $\sigma = D : \varepsilon^e$ – линейный изотропный закон Гука, D – тензор упругих констант материала;

- 3) $\dot{\varepsilon}^p = \dot{\lambda} \partial F(\sigma, K) / \partial \sigma$ – эволюция пластических деформаций;
- 4) $\dot{K} = \dot{\lambda} H(\sigma, K)$ – эволюция пластического упрочения материала;
- 5) $F(\sigma, K) \leq 0, \dot{\lambda} \geq 0, F\dot{\lambda} = 0$ – условия нагружения-разгрузки, F – поверхность текучести; в упругой (выпуклой) области $F(\sigma, K) < 0, \dot{\lambda} = 0$, при пластическом деформировании $F(\sigma, K) = 0, \dot{\lambda} > 0$ (условие текучести).

В рамках конечно-элементного анализа, использующего изопараметрические элементы и явную схему интегрирования по времени уравнений движения сплошной среды, для расчета поведения материала требуется обновлять напряжения в гауссовых точках по заданным приращениям деформаций. Приращение пластических деформаций на каждом временном шаге определяется из нелинейных уравнений пластического течения, для численного решения которых применен метод секущих плоскостей [8, 24, 25] (cutting-plane algorithm, далее CPA). Общая схема CPA для определения приращения тензора пластических деформаций и тензора напряжений в точке на текущем временном шаге приведена на рис. 1.

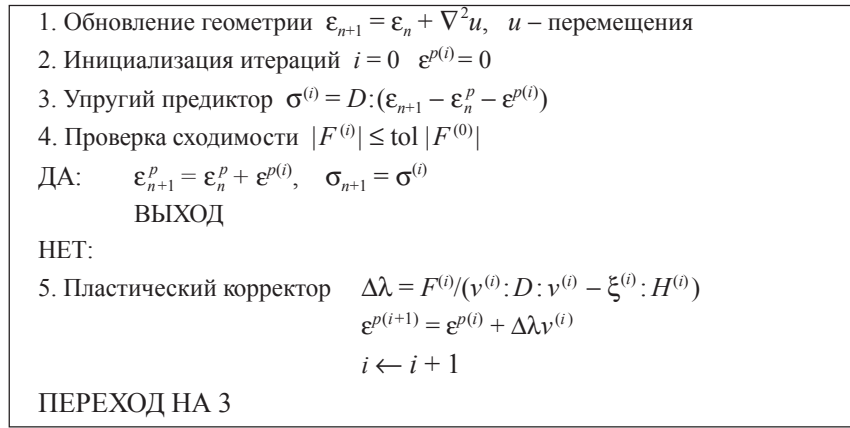


Рис. 1. Схема метода секущих плоскостей для определения приращения тензора пластических деформаций и тензора напряжений в точке на текущем временном шаге

На схеме обозначено:

$$F^{(i)} = F(\sigma^{(i)}, K_n + K^{(i)}), \quad v^{(i)} = \frac{\partial F(\sigma^{(i)}, K_n + K^{(i)})}{\partial \sigma}, \quad \xi^{(i)} = \frac{\partial F(\sigma^{(i)}, K_n + K^{(i)})}{\partial K},$$

i – номер итерации.

В качестве внутренних переменных в реализации модели выбраны накопленные эквивалентные пластические деформации и пористость Гурсона

$$K = \{k_1 = \bar{\varepsilon}^p, k_2 = f\}, \quad \bar{\varepsilon}^p = \int_0^t \frac{d\bar{\varepsilon}^p}{dt} dt, \quad d\bar{\varepsilon}^p = \sqrt{\frac{2}{3}} d\varepsilon_{ij}^p d\varepsilon_{ij}^p.$$

Для численной реализации модели GTNm требуются частные производные от потенциала – поверхности текучести F , заданного формулой (1):

$$v_{ij} = \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{3\sigma_{ij} - \sigma_{II} \delta_{ij}}{\sigma_T^2} + \frac{f^* q_1 q_2}{\sigma_T} \sinh\left(\frac{q_2 \sigma_{II}}{2\sigma_T}\right) \delta_{ij},$$

$$\xi_1 = \frac{\partial F}{\partial \bar{\varepsilon}^p} = -\frac{2hq^2}{\sigma_T^3} - \frac{hf^* q_1 q_2 \sigma_{II}}{\sigma_T^2} \sinh\left(\frac{q_2 \sigma_{II}}{2\sigma_T}\right),$$

$$\xi_2 = \frac{\partial F}{\partial f} = 2q_1 \cosh\left(\frac{q_2 \sigma_{II}}{2\sigma_T}\right) - 2q_3 f^*, \quad H_1 = \sqrt{\frac{2}{3}} v_{ij} v_{ij}, \quad H_2 = (1-f) v_{ii},$$

$$\sigma_T = \sigma_T(\bar{\varepsilon}^p), \quad h = \frac{\partial \sigma_T(\bar{\varepsilon}^p)}{\partial \bar{\varepsilon}^p}.$$

Модуль пластического упрочнения h может быть оценен по изменению предела текучести на временном шаге:

$$h = \frac{\sigma_T - \sigma_T^{old}}{dt}.$$

Приращение пористости на временном шаге находится по уравнению эволюции пористости для каждой компоненты (2). Приращение работы, затраченной на пластическое деформирование, определяется как $dW_p = \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}^p / \rho$. Приращение адиабатической (без теплопередачи) температуры в точке за счет работы пластического деформирования вычисляется по формуле $dT_a = dW_p / C_V$ (C_V – удельная теплоемкость металла).

В компьютерной реализации закон изменения предела текучести материала предполагается заданным в модифицированной форме Джонсона – Кука [26] для отражения поведения, характерного для высокоскоростных динамических процессов, – упрочнения материала по мере увеличения эффективной пластической деформации и скорости пластической деформации, а также разупрочнения материала при высокой адиабатической температуре:

$$\sigma_T = \sigma_T^0 [1 + A(\varepsilon_M^p)^n] [1 + B\{1 - \exp(-\beta \varepsilon_M^p)\}] \times$$

$$\times [1 + L\{\ln(1 + \dot{\varepsilon}_M^p / \dot{\varepsilon}_0^p)\}^k] [1 - (T^*)^m], \quad (5)$$

где σ_T^0 – начальный предел текучести; $\dot{\varepsilon}_0^p$ – нормировочный множитель скорости пластической деформации; $T^* = (T_a - T_t) / (T_m - T_t)$; T_t – температура, с которой начинается ее влияние на высокотемпературные динамические процессы; T_m – температура плавления металла; T_a – температура адиабатического пластического разогрева; A, B, n, β, L, k, m – константы материала.

Для обеспечения устойчивости алгоритма на текущем временном шаге разупрочнение не допускается – используются постоянные температура и скорость деформирования с предыдущего шага.

Когда происходит потеря несущей способности всех материальных точек конечного элемента, этот элемент исключается из дальнейшего расчета. Зарождение и распространение трещины получается автоматически путем самоорганизации исключенных элементов.

Приведенные здесь соотношения модели GTNm были реализованы в параллельной конечно-элементной компьютерной программе ДАНКО [27].

3. Примеры численного моделирования

В приведенных ниже примерах использованы следующие параметры модели GTNm: упругие константы $E = 210$ ГПа, $\nu = 0,3$; пластическое упрочнение (4) – $\sigma_T^0 = 580$ МПа, $A = 0,26$, $n = 0,4$, $B = 0,2$, $\beta = 15$, $L = 0$, $m = 0$; поверхность Гурсона (1) – $q_1 = 1,5$, $q_2 = 1$, $q_3 = 2,25$; эволюция пористости (2) – $f_0 = 0$, $f_c = 0,07$, $f_F = 0,66$, $f_N = 0,01$, $\varepsilon_N = 0,3$, $s_N = 0,1$. Параметры модели получены подбором по результатам

численного моделирования испытаний по растяжению стержней из трубной стали класса прочности К65.

Результаты расчета разрушения цилиндрических образцов при различных параметрах q_4 ($m = 1$) представлены на рис. 2. Этапы формирования косого среза в образце в зависимости от величины растягивающей силы показаны на рис. 3 (в областях, где $\omega = 1$, может произойти разрушение материала за счет сдвига).

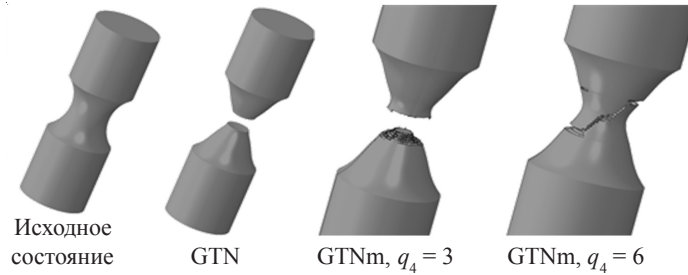


Рис. 2. Моделирование осевого растяжения цилиндрического образца с вырезом, трубная сталь класса прочности К65

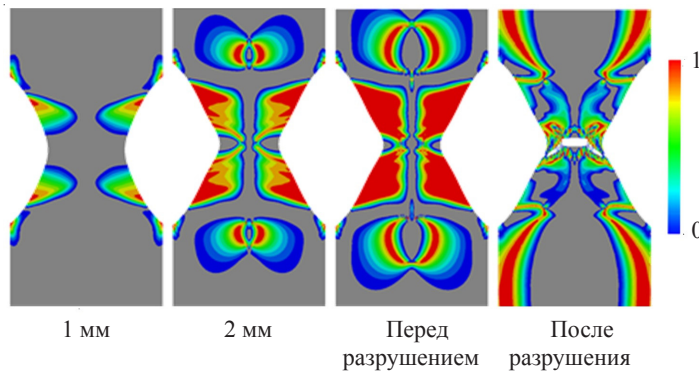


Рис. 3. Изменение параметра состояния ω при растяжении образца

Графики зависимости приложенного к образцу усилия при растяжении от смещения, полученные при расчете и в эксперименте, показаны на рис. 4.

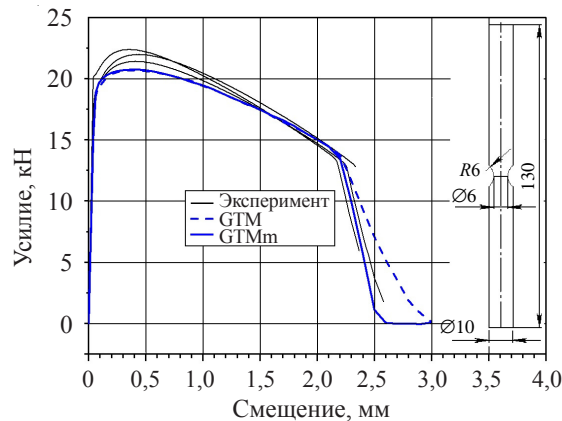


Рис. 4. Сопоставление экспериментальных и расчетных данных по силовой характеристике растяжения круглых стержней с надрезом

При растяжении прямоугольных стержней (28×30×195 мм) поверхность разрушения имеет довольно сложную форму (косые поверхности по краям, плоская поверхность в середине, рис. 5). Использование модели GTNm и в данном случае позволяет получить более адекватную поверхность разрушения при согласованной силовой характеристике образца (рис. 6).

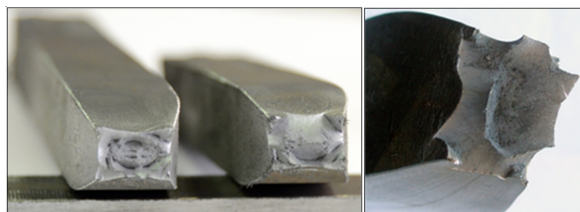


Рис. 5. Результаты разрыва путем растяжения прямоугольных стержней из стали К65

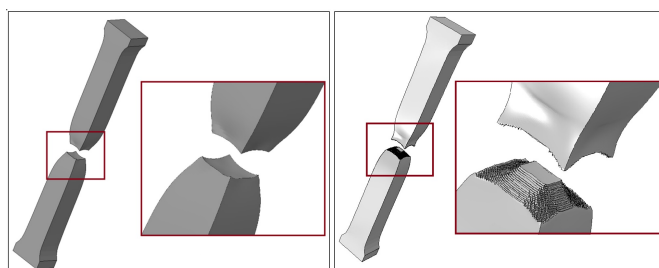


Рис. 6. Результаты моделирования с использованием базовой модели GTN и модифицированной модели GTNm

На рис. 7 приведены зависимости приложенного к образцу растягивающего усилия от смещения, полученные в эксперименте и при расчете.

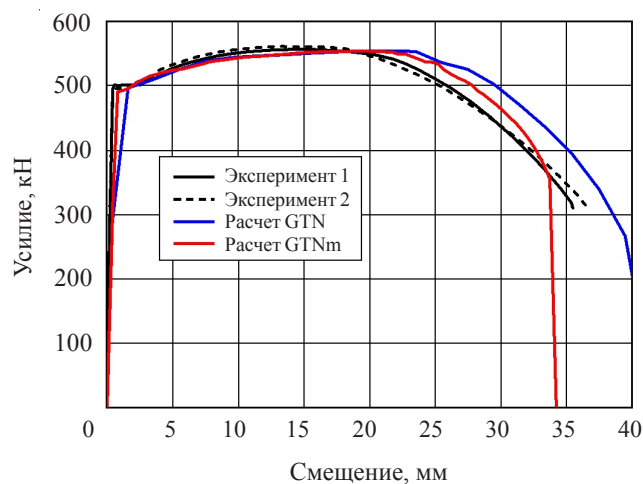


Рис. 7. Сопоставление экспериментальных и расчетных данных по силовой характеристике растяжения прямоугольных стержней из трубной стали класса прочности К65

Заключение

В статье представлена модифицированная локальная модель Гурсона – Твергаарда – Нидельмана (GTNm), позволяющая описывать прямые и косые срезы, а также их комбинацию при вязком разрушении маломерных объектов (стержней, пластин, оболочек).

Приведены детали реализации модели GTNm в параллельной конечно-элементной компьютерной программе ДАНКО. Определены параметры модели GTNm на основе лабораторных экспериментов с образцами из трубной стали класса прочности K65. На численных примерах показана работоспособность модели GTNm.

Полученные результаты могут быть использованы для численного исследования деформирования, разрушения образцов при испытаниях, динамического распространения трещины в трубопроводе.

Список литературы

1. Pyshmintsev I., Gervasyev A., Struin A., Yesiev T., Arabey A. X80 pipelines in Arctic environment: Prediction of the long-distance ductile fracture propagation /Arrest. *Pipeline Technology Journal*. March. 2013. P. 29–37.
2. Nielsen K.L., Pardoen T., Tvergaard V., de Meester B., Simar A. Modeling of plastic flow localization and damage development in friction stir welded 6005A aluminium alloy using physics based strain hardening law. *International Journal of Solids and Structures*. 2010. **47**. P. 2359–2370.
3. Benzerga A.A., Leblond J.B. Ductile fracture by void growth to coalescence. *Applied Mechanics*. 2010. **44**. P. 169–305.
4. Scheider I., Nonn A., Völling A., Mondry A., Kalwa C. A damage mechanics based evaluation of dynamic fracture resistance in gas pipelines. *20th European Conference on Fracture (ECF20). Procedia Materials Science*. 2014. **3**. P. 1956–1964.
5. Besson J., McCowan C.N., Drexler E.S. Modeling flat to slant fracture transition using the computational cell methodology. *Engineering Fracture Mechanics*. 2013. **104**. P. 80–95.
6. Oien Ch.D., Schönberg V. Simulations of impact using the modified Gurson model. *Master's thesis*. Trondheim, June 2012. Norwegian University of Science and Technology. 2012.
7. Штремель М.А. *Разрушение*. В 2 кн. Кн. 1. *Разрушение материала*. М.: ИД МИСиС, 2014. 670 с.
8. De Souza Neto E.A., Perirc D., Owen D.R.J. *Computational Methods for Plasticity. Theory and Applications*. Civil and Computational Engineering Centre, Swansea University. John Wiley and Sons Ltd. Publ. 2008. 791 p.
9. Lemaitre J., Desmorat R. *Engineering Damage Mechanics. Ductile, Creep, Fatigue and Brittle Failures*. Berlin–Heidelberg: Springer Verlag, 2005. 380 p.
10. Nahshon K., Hutchinson J. Modification of the Gurson model for shear failure. *European Journal of Mechanics A/Solids*. 2008. **27**. P. 1–17.
11. Xue L. Constitutive modeling of void shearing effect in ductile fracture of porous materials. *Engineering Fracture Mechanics*. 2008. **75**. P. 3343–3366.
12. Achouri M., Germain G., Dal Santo Ph., Saidane D. Implementation and validation of a Gurson damage model modied for shear loading: effect of void growth rate and mesh size on the predicted behavior. <https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-00790322>. HAL Id: hal-00790322, 2013.
13. Malcher L. A micromechanical constitutive model for ductile fracture. Constitutive Modeling, Numerical Treatment and Calibration Strategy. *5th Workshop on Computational Approaches to Material Modeling and Optimisation – WCAMMO*. 2011. P. 21–31.
14. Reis F.J.P., Malcher L., Andrade Pires F.M., César de Sa J.M.A. Comparison of shear mechanisms for the prediction of ductile failure under low stress triaxiality. www.emeraldinsight.com/1757-9864.htm.
15. Zhou J. *Numerical Modeling of Ductile Fracture*. Dissertation. University of Akron, 2013.

16. Bai Y., Wierzbicki T. A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence. *International Journal of Plasticity*. 2008. **24**. P. 1071–1096.
17. Li Y., Wierzbicki T., Sutton M.A., Yan J., Deng X. Mixed mode stable tearing of thin sheet AI 6061-T6 specimens: experimental measurements and finite element simulations using a modified Mohr-Coulomb fracture criterion. *International Journal of Fracture*. 2010. P. 1–19.
18. Xue L., Wierzbicki T. Numerical simulation of fracture mode transition in ductile plates. *International Journal of Solids and Structures*. 2009. **46**. P. 1423–1435.
19. Zhou J., Gao X., Sobotka J.C., Webler B.A., Cockeram B.V. On the extension of the Gurson-type porous plasticity models for prediction of ductile fracture under shear-dominated conditions. *International Journal of Solids and Structures*. 2014. **51**. P. 3273–3291.
20. Malcher L., Andrade Pires F.M., Cesar de Sa J.M.A. An extended GTN model for ductile fracture under high and low stress triaxiality. *International Journal of Plasticity*. 2014. **54**. P. 193–228.
21. Türtük I.C., Deliktas B. Coupled porous plasticity. Continuum damage mechanics approaches for modelling temperature driven ductile-to brittle transition fracture in ferritic steels. *International Journal of Plasticity*. 2016. **77**. P. 246–261.
22. Monchiet V., Bonnet G. A Gurson-type model accounting for void size effects. *International Journal of Solids and Structures*. 2013. **50**. P. 320–327.
23. Cao T.-S., Maziere M., Danas K., Besson J. A model for ductile damage prediction at low stress triaxialities incorporating void shape change and void rotation. *International Journal of Solids and Structures*. 2015. **63**. P. 240–263.
24. Ortiz M., Simo J.C. An analysis of a new class of integration algorithms for elastoplastic constitutive relations. *Int. J. Num. Meth. Eng.* 1986. Vol. 23. P. 363–366.
25. Simo J.C., Ortiz M. A unified approach to finite deformation elastoplastic analysis based on the use of hyperelastic constitutive equations. *Comp. Meth. App. Mech. & Eng.* 1985. **49**. P. 221–245.
26. Johnson G.R., Cook W.H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics*. 1985. **21**. P. 31–48.
27. *Аттестационный паспорт программного средства «ДАНКО+ГЕПАРД» для расчета напряженно-деформированного состояния элементов сложных пространственных конструкций*. Рег. № 332 от 12.09.2013 г. Ростехнадзор, ФБУ «НТЦ ЯРБ».

References

1. Pyshmintsev I., Gervasyev A., Struin A., Yesiev T., Arabey A. X80 pipelines in Arctic environment: Prediction of the long-distance ductile fracture propagation /Arrest. *Pipeline Technology Journal*. March. 2013. P. 29–37.
2. Nielsen K.L., Pardoen T., Tvergaard V., de Meester B., Simar A. Modeling of plastic flow localization and damage development in friction stir welded 6005A aluminium alloy using physics based strain hardening law. *International Journal of Solids and Structures*. 2010. **47**. P. 2359–2370.
3. Benzerga A.A., Leblond J.B. Ductile fracture by void growth to coalescence. *Applied Mechanics*. 2010. **44**. P. 169–305.
4. Scheider I., Nonn A., Voelling A., Mondry A., Kalwa C. A damage mechanics based evaluation of dynamic fracture resistance in gas pipelines. *20th European Conference on Fracture (ECF20)*. *Procedia Materials Science*. 2014. **3**. P. 1956–1964.
5. Besson J., McCowan C.N., Drexler E.S. Modeling flat to slant fracture transition using the computational cell methodology. *Engineering Fracture Mechanics*. 2013. **104**. P. 80–95.
6. Øien Ch.D., Schönberg V. Simulations of impact using the modified Gurson model. *Master's thesis*. Trondheim, June 2012. Norwegian University of Science and Technology. 2012.
7. Shtremel' M.A. *Razrushenie*. V 2 kn. Kn. 1. *Razrushenie materiala [Failure]*. In 2 books. Book 1. *Failure of the Material*. Moscow. ID MISiS Publ. 2014. 670 p. (In Russian).
8. De Souza Neto E.A., Perirc D., Owen D.R.J. *Computational Methods for Plasticity. Theory and Applications*. Civil and Computational Engineering Centre, Swansea University. John Wiley and Sons Ltd. Publ. 2008. 791 p.

9. Lemaitre J., Desmorat R. *Engineering Damage Mechanics. Ductile, Creep, Fatigue and Brittle Failures*. Berlin–Heidelberg. Springer Verlag. 2005. 380 p.
10. Nahshon K., Hutchinson J. Modification of the Gurson model for shear failure. *European Journal of Mechanics A/Solids*. 2008. **27**. P. 1–17.
11. Xue L. Constitutive modeling of void shearing effect in ductile fracture of porous materials. *Engineering Fracture Mechanics*. 2008. **75**. P. 3343–3366.
12. Achouri M., Germain G., Dal Santo Ph., Saidane D. Implementation and validation of a Gurson damage model modied for shear loading: effect of void growth rate and mesh size on the predicted behavior. <https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-00790322>. HAL Id: hal-00790322, 2013.
13. Malcher L. A micromechanical constitutive model for ductile fracture. *Constitutive Modeling, Numerical Treatment and Calibration Strategy. 5th Workshop on Computational Approaches to Material Modeling and Optimisation – WCAMMO*. 2011. P. 21–31.
14. Reis F.J.P., Malcher L., Andrade Pires F.M., César de Sa J.M.A. Comparison of shear mechanisms for the prediction of ductile failure under low stress triaxiality. www.emeraldinsight.com/1757-9864.htm.
15. Zhou J. *Numerical Modeling of Ductile Fracture*. Dissertation. University of Akron, 2013.
16. Bai Y., Wierzbicki T. A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence. *International Journal of Plasticity*. 2008. **24**. P. 1071–1096.
17. Li Y., Wierzbicki T., Sutton M.A., Yan J., Deng X. Mixed mode stable tearing of thin sheet AI 6061-T6 specimens: experimental measurements and finite element simulations using a modified Mohr-Coulomb fracture criterion. *International Journal of Fracture*. 2010. P. 1–19.
18. Xue L., Wierzbicki T. Numerical simulation of fracture mode transition in ductile plates. *International Journal of Solids and Structures*. 2009. **46**. P. 1423–1435.
19. Zhou J., Gao X., Sobotka J.C., Webler B.A., Cockeram B.V. On the extension of the Gurson-type porous plasticity models for prediction of ductile fracture under shear-dominated conditions. *International Journal of Solids and Structures*. 2014. **51**. P. 3273–3291.
20. Malcher L., Andrade Pires F.M., Cesar de Sa J.M.A. An extended GTN model for ductile fracture under high and low stress triaxiality. *International Journal of Plasticity*. 2014. **54**. P. 193–228.
21. Türtük I.C., Deliktas B. Coupled porous plasticity. Continuum damage mechanics approaches for modelling temperature driven ductile-to brittle transition fracture in ferritic steels. *International Journal of Plasticity*. 2016. **77**. P. 246–261.
22. Monchiet V., Bonnet G. A Gurson-type model accounting for void size effects. *International Journal of Solids and Structures*. 2013. **50**. P. 320–327.
23. Cao T.-S., Maziere M., Danas K., Besson J. A model for ductile damage prediction at low stress triaxialities incorporating void shape change and void rotation. *International Journal of Solids and Structures*. 2015. **63**. P. 240–263.
24. Ortiz M., Simo J.C. An analysis of a new class of integration algorithms for elastoplastic constitutive relations. *Int. J. Num. Meth. Eng.* 1986. Vol. 23. P. 363–366.
25. Simo J.C., Ortiz M. A unified approach to finite deformation elastoplastic analysis based on the use of hyperelastic constitutive equations. *Comp. Meth. App. Mech. & Eng.* 1985. **49**. P. 221–245.
26. Johnson G.R., Cook W.H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics*. 1985. **21**. P. 31–48.
27. *Attestatsionnyy pasport programmynogo sredstva “DANKO+GEPARD” dlya rascheta napryazhenno-deformirovannogo sostoyaniya elementov slozhnykh prostranstvennykh konstruksiy* Reg. № 332 ot 12.09.2013 g. Rostekhnadzor, FBU “NTTs YaRB” (In Russian).

A NUMERICAL MODEL OF MACRO-VISCOUS FAILURE OF MODERN STEELS OF GAS MAINS

Abakumov A.I.¹, Safronov I.I.¹, Smirnov A.S.¹, Arabey A.B.²

¹*Russian Federal Nuclear Center – All-Russian Research Institute of Experimental Physics,
Sarov, Russian Federation*

²*Public Joint Stock Company Gazprom, St. Peterburg, Russian Federation*

The paper discusses computer modeling of an extensive crack propagating in a gas pipeline, which (the modeling) plays an important role in determining resistivity of pipe steels to various types of failure. A modified local Gurson-Tvergaard-Nielman (GTNm) model is presented which makes it possible to describe straight and oblique cuts, as well as a combination thereof, in viscous failure of small-size objects (bars, plates, shells). Details of the implementation of the GTNm model in the parallel FE computer program DANKO (developed in Russian Federal Nuclear Center – All-Russian Research Institute of Experimental Physics) are given. Parameters of the GTNm model have been determined based on laboratory experiments with specimens of a pipe steel of the K65 strength class. Numerical examples are given, demonstrating “working efficiency” of the GTNm model. The results are designed for numerically studying deformation, failure of specimens during tests, dynamic crack propagation in a pipeline.

Keywords: steels of gas mains, small-dimension objects, viscous failure, oblique cuts, computer modeling, finite element method, modified local Gurson – Tvergaard – Nielman (GTNm) model.