

Symulacja plastycznego zakresu pracy stali konstrukcyjnych w złożonym stanie naprężeń w oparciu o model Gursona-Tvergaarda-Needlemana

Dr inż. Paweł Kossakowski, Katedra Wytrzymałości Materiałów i Konstrukcji Betonowych, Politechnika Świętokrzyska

1. Wprowadzenie

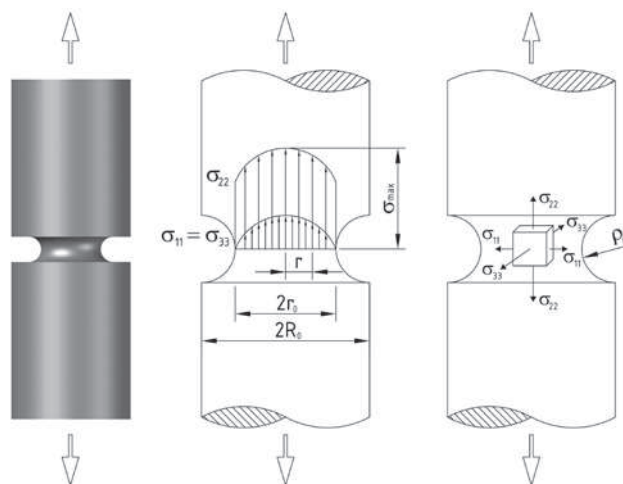
Diagnostowane uszkodzenia ustrojów nośnych obejmują swym zasięgiem zarówno całe sekcje, jak i ich poszczególne elementy. Często wizualnym objawem uszkodzeń są nadmierne ugięcia, mogące prowadzić do redystrybucji sił wewnętrznych i przeciążenia elementów konstrukcyjnych. W skrajnych przypadkach może to powodować przejście materiału w nieliniowy zakres pracy, powyżej granicy plastyczności. Przekroczenie nośności poszczególnych elementów konstrukcyjnych może również skutkować lokalnymi deformacjami, szczególnie w obrębie uszkodzeń czy redukcji przekroju poprzecznego, mając bezpośrednie przełożenie na panujący tam stan naprężeń. W ekstremalnym przypadku pomijane do tej pory składowe naprężeń mogą osiągać wartości znaczące, powodując zmianę istniejącego stanu naprężeń, np. z jednoosiowego na wieloosiowy, czyli złożony. W takiej sytuacji materiał będzie pracował w zupełnie innym zakresie niż zakładany i dopuszczany na etapie projektowania, co może prowadzić do zniszczenia elementu, a w крайowym przypadku awarii całego ustroju nośnego.

W badaniach eksperymentalnych złożony stan naprężeń często jest realizowany za pomocą rozciąganego pręta o przekroju okrągłym z obwodowym karbem pierścieniowym (rys. 1). Jest to niejako model elementu, w którym na skutek uplastycznienia doszło do przewężenia, czyli pojawienia się tzw. szyjki. W odróżnieniu od próbki gładkiej, w której poszczególne naprężenia osiągają pewne graniczne wartości, w próbce z karbem istnieje możliwość wymuszenia początkowego stanu naprężeń przez dobór odpowiedniej geometrii, a w szczególności głębokości karbu. Złożony, przestrzenny stan naprężeń określa tzw. stopień trójosiowości naprężeń σ_m/σ_e , czyli iloraz średnich naprężeń normalnych σ_m do naprężeń efektywnych σ_e . W przypadku elementu z karbem, do ob-

liczania stopnia trójosiowości naprężeń σ_m/σ_e stosuje się rozwiązanie Bridgmana [1], które dla środka płaszczyzny karbu opisane jest zależnością:

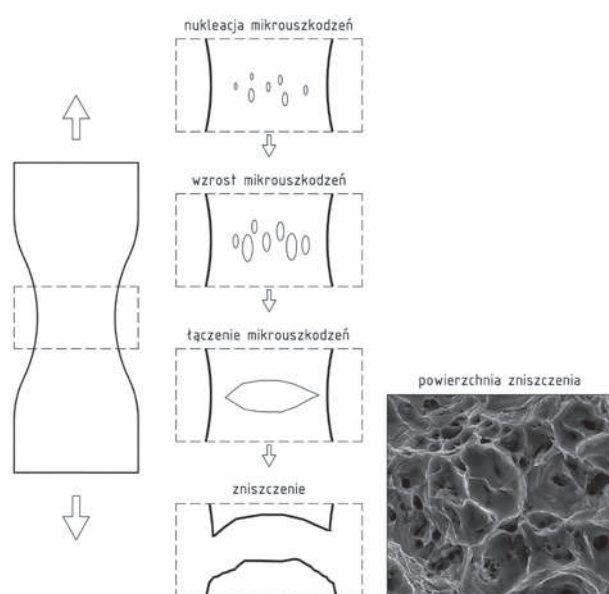
$$\frac{\sigma_m}{\sigma_e} = \frac{1}{3} + \ln\left(\frac{r_0}{2\rho_0} + 1\right) \quad (1)$$

gdzie: $\sigma_m = (\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33})/3$ – naprężenie średnie, σ_e – naprężenia efektywne wg hipotezy Hubera, r_0 – początkowy minimalny promień przekroju w płaszczyźnie karbu, ρ_0 – początkowy promień dna karbu. Jak już wspomniano, lokalne deformacje mogą powodować zmianę stanu naprężeń skutkującą przejściem materiału z zakresu sprężystego w plastyczny. Inicjuje to szereg procesów mikrostrukturalnych bezpośrednio przekładających się na wytrzymałość materiału. Finalnym etapem jest przekroczenie sił spójności powodujące zniszczenie, które w przypadku me-



Rys. 1. Widok, geometria i składowe stanu naprężeń rozciąganego elementu o przekroju kołowym z karbem pierścieniowym

tali zachodzi zgodnie z jednym z kilku podstawowych schematów. W odniesieniu do pęknięcia ciągłego i typu ścięcia, proces zniszczenia jest ściśle związany z mikrostrukturą materiałową i spowodowany jest nukleacją, wzrostem i łączeniem się uszkodzeń mikrostruktury (rys. 2). Mikrouszkodzenia w formie pustek powstają na wtrąceniach niemetalicznych lub wydzieleniach innej fazy, jak również nukleują w osnowie materiałowej. Mechanizmem decydującym o procesie zniszczenia



Rys. 2. Mikrostrukturalne fazy zniszczenia ciągłego

czenia materiału jest wzrost i łączenie się pustek przez zlokalizowane odkształcenia plastyczne.

Europejskie normy Eurokod wprowadzając możliwość wykorzystania plastycznej rezerwy nośności konstrukcji metalowych [2, 3] oraz projektowania opartego na badaniach naukowych [4], w naturalny sposób wymuszają konieczność prowadzenia analiz elementów pracujących w zakresach pozasprężystych. W przypadku elementów poddanych jednoosiowemu stanowi naprężenia, określenie ich nośności nie stanowi większego problemu. Sytuacja ulega komplikacji, gdy naprężenie niszczące jest funkcją trzech naprężeń głównych, czyli panuje złożony stan naprężenia. W odniesieniu do konstrukcji metalowych pracujących w zakresie nieprzekraczającym granicy plastyczności, w analizie złożonych stanów naprężenia używana jest hipoteza Hubera. Nie ma ona jednak zastosowania w zakresie plastycznym z uwagi na przyjęcie continuum materialnego, nieuwzględniającego wpływu uszkodzeń mikrostrukturalnych na wytrzymałość materiału. Analiza stanów plastycznych wymaga stosowania zaawansowanych modeli zniszczenia, wiążących stopień uszkodzenia materiału z jego wytrzymałością.

Podstawowym modelem zniszczenia zalecanym przez normy Eurokod oraz literaturę [5] do stosowania w analizach nośności metalowych konstrukcji budow-

lanych, które pracują w zakresach nieliniowych oraz stanach awaryjnych, jest zmodyfikowany model Gursona-Tvergaarda-Needlemana, określany skrótowo jako GTN [6-8]. Oparty jest on na modelu materiału porowatego Gursona [6], w którym uwzględniono wpływ wzrostu mikrouszkodzeń na wytrzymałość materiału. Model GTN ugruntował się w literaturze, został zaimplementowany do szeregu inżynierskich programów obliczeniowych i jest coraz powszechniej stosowany w praktyce inżynierskiej. Umożliwia on analizę zakresów plastycznych aż do zniszczenia materiałów porowatych, w tym różnego rodzaju metali. Jak wykazano w szeregu badań [np. 9–11] w odniesieniu do stali konstrukcyjnych zastosowanie modelu GTN daje dobrą zbieżność wyników uzyskanych numerycznie i eksperymentalnie.

Celem niniejszego artykułu jest przybliżenie środowisku budowlanemu modelu materiału Gursona-Tvergaarda-Needlemana (GTN) oraz zaprezentowanie możliwości prowadzenia symulacji wytrzymałościowych w odniesieniu do elementów, w których występują złożone stany naprężeń. W artykule podano informację na temat doboru parametrów materiałowych oraz prowadzenia obliczeń numerycznych. Przedstawiono również przykład obliczeń numerycznych elementu rozciąganego wykonanego ze stali S235JR. Podano sposób prowadzenia obliczeń, określono parametry materiałowe oraz przeanalizowano uzyskane wyniki.

2. Model materiałowy Gursona-Tvergaarda-Needlemana (GTN)

Opublikowana w 1904 roku hipoteza Hubera [12] zakłada, że o zniszczeniu materiału decyduje ilość zgromadzonej w ciele energii odkształcenia postaciowego. Warunek ten można przedstawić w postaci:

$$\Phi = \left(\frac{\sigma_e}{\sigma_0} \right)^2 - 1 = 0 \quad (2)$$

gdzie: σ_e – naprężenie efektywne (zredukowane),
 σ_0 – granica plastyczności.

Naprężenia efektywne σ_e wg hipotezy Hubera są funkcją trzech naprężeń głównych σ_1 , σ_2 i σ_3 :

$$\sigma_e = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2} \quad (3)$$

Jak już wspomniano, jednym z pierwszych modeli materiałowych, w których uwzględniono wpływ mikrostruktury na wytrzymałość materiału był model materiału porowatego Gursona [6]. Model ten oparty był na założeniu, że udział pustki w funkcji potencjału plastycznego uwzględniony jest nie poprzez jej objętość, lecz jej udział objętościowy f zgodnie z poniższą zależnością:

$$\Phi = \left(\frac{\sigma_e}{\sigma_0}\right)^2 + 2f \cosh\left(\frac{3\sigma_m}{2\sigma_0}\right) - 1 - f^2 = 0 \quad (4)$$

gdzie: σ_e – naprężenie efektywne wg hipotezy Hubera, σ_0 – granica plastyczności, σ_m – naprężenie średnie (ciśnienie hydrostatyczne), f – wartość udziału objętościowego pustek.

Oryginalny warunek Gursona (4) podlegał w latach późniejszych modyfikacjom, uzyskując finalnie postać określaną w literaturze jako model materiału Gursona-Tvergaarda-Needlemana (GTN). Warunek plastyczności wg kryterium GTN wyraża się następująco [8]:

$$\Phi = \left(\frac{\sigma_e}{\sigma_0}\right)^2 + 2q_1 f^* \cosh\left(q_2 \frac{3\sigma_m}{2\sigma_0}\right) - (1 + q_3 f^{*2}) = 0 \quad (5)$$

gdzie: σ_e – naprężenie efektywne wg hipotezy Hubera, σ_0 – granica plastyczności, σ_m – naprężenie średnie (ciśnienie hydrostatyczne), f^* – bieżąca wartość udziału objętościowego pustek, q_i – współczynniki Tvergaarda.

Podstawowym parametrem modelu GTN decydującym o wpływie zmian mikrostrukturalnych na wytrzymałość materiału jest bieżąca wartość udziału objętościowego pustek f^* (void volume fraction, w skrócie VVF) definiowana jako:

$$f^* = \begin{cases} f & \text{dla } f \leq f_c \\ f_c + \frac{\bar{f}_F - f_c}{f_F - f_c} (f - f_c) & \text{dla } f_c < f < f_F \\ \bar{f}_F & \text{dla } f \geq f_F \end{cases} \quad (6)$$

gdzie: f_c – krytyczny udział objętościowy pustek odpowiadający początkowi łączenia się pustek, f_F – krytyczny udział objętościowy pustek odpowiadający zniszczeniu materiału,

$$\bar{f}_F = (q_1 + \sqrt{q_1^2 - q_3}) / q_3$$

Jak widać, model GTN jest zaawansowanym modelem materiałowym, do opisu którego niezbędna jest znajomość wielu parametrów wytrzymałościowych i mikrostrukturalnych.

Przede wszystkim niezbędne jest określenie porowatości materiału, a dokładniej udziału objętościowego pustek istniejących w materiale f_0 . Najczęściej jego wartość wyznacza się w trakcie badań mikrostrukturalnych, zliczając powierzchnię wtrąceń niemetalicznych oraz wydzielen innej fazy i odnosząc ją do powierzchni badanej próbki. Możliwe jest również przyjęcie maksymalnej zawartości wtrąceń i wydzielen przewidzianej dla badanego materiału przez normę i wyliczenie za pomocą odpowiednich wzorów przeliczeniowych wartości f_0 .

Kolejnymi parametrami występującymi w kryterium (5) są współczynniki Tvergaarda q_i . Ich wartości przez wiele lat były traktowane jako stałe i wynosiły $q_1 = 1,5$, $q_2 = 1,0$ oraz $q_3 = q_{12} = 2,25$ [7]. Są to typowe wielkości często spotykane i stosowane w odniesieniu do materiałów metalowych, w tym stali konstrukcyjnych. Jak wykazały przeprowadzone badania [13], współczynniki Tvergaarda zależne są jednak od własności sprężysto-wytrzymałościowych materiału, określonych przez współczynnik sprężystości podłużnej E , granicę plastyczności σ_0 oraz wykładnik umocnienia N .

Bieżąca wartość udziału objętościowego pustek jest uzależniona od kolejnych wielkości związanych z mikrostrukturą materiału, a mianowicie f_c i f_F . Krytyczny udział objętościowy pustek f_c odpowiada początkowi łączenia się pustek i jest obserwowany w momencie spadku nośności elementu. Wartość f_c jest związana z początkowym udziałem objętościowym pustek f_0 , i zgodnie z badaniami Richelse-na i Tvergaarda [14] można ją przyjmować w zakresie od $f_c = 0,04$ dla $f_0 = 0$ do $f_c = 0,12$ dla $f_0 = 0,06$. Krytyczny udział f_c jest również bardzo często kalibrowany numerycznie do krzywej wytrzymałościowej wyznaczonej eksperymentalnie. Teoretycznie, krytyczny udział objętościowy pustek odpowiadający zniszczeniu materiału f_F osiąga wartość maksymalną $f_F = 0,667$. Metale niszczą się jednak przy dużo niższych udziałach objętościowych pustek, w granicach $f_F = 0,10 \div 0,20$. Krytyczny udział objętościowy pustek odpowiadający zniszczeniu materiału f_F jest również wiązany z udziałem objętościowym pustek istniejących w materiale f_0 , w postaci zależności $f_F = 0,15 + 2 f_0$ [15].

Wzrost udziału objętościowego pustek opisany jest jako suma wzrostu pustek istniejących w materiale oraz pustek nukleaowanych:

$$\dot{f} = \dot{f}_{gr} + \dot{f}_{nucl} \quad (7)$$

Pustki istniejące w materiale oraz pustki nukleaowane wzrastają zgodnie z zależnościami:

$$\dot{f}_{gr} = (1 - f) \dot{\epsilon}^{pl} : \mathbf{I} \quad (8)$$

$$\dot{f}_{nucl} = \frac{f_N}{s_N \sqrt{2\pi}} \exp\left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\epsilon_{em}^{pl} - \epsilon_N}{s_N}\right)^2\right] \cdot \dot{\epsilon}_{em}^{pl} \quad (9)$$

gdzie: \dot{f}_{gr} – wzrost pustek istniejących w materiale, \dot{f}_{nucl} – wzrost pustek spowodowany ich nukleacją, f_N – udział objętościowy pustek nukleowanych, s_N – odchylenie standardowe odkształcenia nukleacji pustek, $\dot{\epsilon}^{pl}$ – tensor prędkości przyrostu odkształceń plastycznych, \mathbf{I} – tensor drugiego rzędu, ϵ_N – średnie odkształcenie nukleacji pustek, ϵ_{em}^{pl} – zastępcze odkształcenie plastyczne, $\dot{\epsilon}_{em}^{pl}$ – prędkość przyrostu zastępczego odkształcenia plastycznego.

Jak widać ze wzoru (9), wzrost pustek nukleowanych uzależniony jest od kolejnych parametrów materiałowych, tj. f_N , ε_N i s_N . Udział objętościowy pustek nukleowanych f_N wyznaczany jest podobnie jak wielkość f_0 w trakcie badań mikrostrukturalnych materiału poddanego odkształceniu. Dla stali konstrukcyjnych wartością typową jest $f_N = 0,04$. Średnie odkształcenie nukleacji pustek ε_N określa poziom odkształceń, przy którym dochodzi do powstawania nowych pustek. Odkształcenie nukleacji ε_N wyznacza się np. za pomocą elektro-mechanicznej techniki DCPD (direct current potential drop). Wielkością typową dla stali konstrukcyjnych jest $\varepsilon_N = 0,30$. Odchylenie standardowe odkształceń nukleacji pustek s_N jest parametrem opisującym ich zakładany rozkład normalny i jest przyjmowane w zakresie $s_N = 0,01 \div 0,10$.

3. Symulacja zniszczenia stali S235JR w oparciu o model GTN

Jak wykazano w wielu badaniach, model GTN umożliwia prowadzenie obliczeń i symulacji numerycznych w całym zakresie pracy elementu, tj. od stanu nieobciążonego aż do zniszczenia. Dzięki temu może on znaleźć zastosowanie w analizach elementów pracujących w stanach awaryjnych, a co chyba najważniejsze, umożliwia przewidywanie momentu zniszczenia. Przykładem tego są wyniki symulacji numerycznej, które przedstawiono w niniejszym artykule. Analizie poddano element rozciągany z karbem pierścieniowym, który pracuje w złożonym stanie naprężenia. Jest to zagadnienie modelujące sytuacje rzeczywiste, które mają miejsce w przypadku lokalnych deformacji, jakim poddawane są elementy pracujące w stanach awaryjnych. Element wykonano z podstawowego gatunku stosowanego w budownictwie, tj. stali S235JR, dzięki czemu uzyskane wyniki mogą być pomocne w trakcie opracowywania ekspertyz z zakresu nośności elementów konstrukcyjnych oraz obiektów budowlanych.

Obliczenia numeryczne przeprowadzono przy użyciu komercyjnego programu opartego na metodzie elementów skończonych Abaqus 6.10. Przeanalizowano element o średnicach $2 R_0 = 14,0$ mm i $2 r_0 = 7,0$ mm oraz promieniu dna karbu $\rho_0 = 1,0$ mm (rys. 1). Zastosowane wymiary elementu umożliwiły uzyskanie złożonego stanu naprężenia odpowiadającego wartości stopnia trójosiowości naprężeń $\sigma_m/\sigma_e = 1,345$. Pierwszy etap analizy obejmował badania wytrzymałościowe statycznego rozciągania, podczas których rejestrowano obciążenie F oraz wydłużenie l punktów rozmieszczonych symetrycznie względem dna karbu dla bazy ekstensometru $l_{0s} = 32,56$ mm. Wyniki badań eksperymentalnych stanowiły odniesienie dla wyników symulacji numerycznych, które wykonano w etapie następnym.

3.1. Parametry GTN stali S235JR

Symulacje numeryczne prób wytrzymałościowych rozpoczęto od zdefiniowania parametrów materiałowych

stali S235JR. Własności sprężysto-wytrzymałościowe wyznaczono w oparciu o standardową próbę statycznego rozciągania próbek o przekroju okrągłym wg [16], uzyskując następujące wyniki: granica plastyczności $\sigma_0 = 318$ MPa, wytrzymałość na rozciąganie $R_m = 446$ MPa oraz wydłużenie procentowe $A_5 = 33,9\%$. Podczas badań wyznaczono średnie wartości nominalnych naprężeń normalnych σ w funkcji odkształceń podłużnych. Uzyskane parametry wytrzymałościowe pozwoliły na dokonanie aproksymacji krzywej rozciągania $\sigma(\varepsilon)$ według poniższego modelu:

$$\begin{aligned} \sigma &= E \varepsilon && \text{dla } \sigma < \sigma_0 \\ \frac{\sigma}{\sigma_0} &= \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} + \frac{3G}{\sigma_0} \varepsilon_{em}^{pl} \right)^N && \text{dla } \sigma \geq \sigma_0 \end{aligned} \quad (10)$$

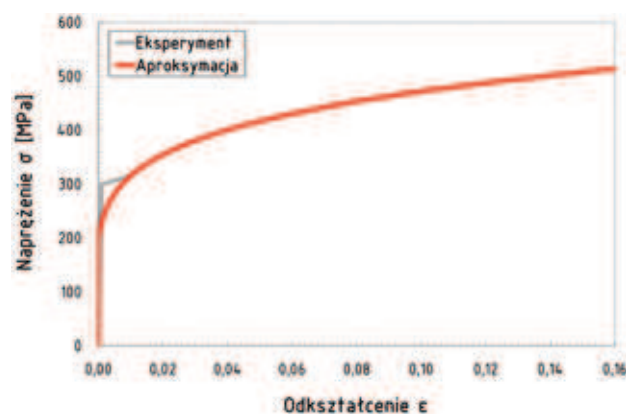
gdzie: σ – naprężenie, σ_0 – granica plastyczności, G – współczynnik sprężystości poprzecznej, $G = 80$ GPa, ε_{em}^{pl} – zastępcze odkształcenie plastyczne, N – wykładnik umocnienia, $N = 0,183$ [9].

Przyjęty sprężysto-plastyczny model materiałowy umożliwił zdefiniowanie w programie obliczeniowym wartości rzeczywistych naprężeń σ funkcji odkształceń ε . Na rysunku 3 przedstawiono wykres krzywej aproksymacyjnej $\sigma(\varepsilon)$ uzyskany wg modelu (10).

Zasadnicze parametry modelu GTN stali S235JR określone zostały na podstawie jej własności sprężysto-wytrzymałościowych, a także przeprowadzonych badań mikrostrukturalnych i symulacji numerycznych prób rozciągania [9–11].

Początkowy udział objętościowy pustek f_0 wyznaczono w trakcie badań mikrostruktury stali S235JR. Opierając się na rezultatach badań [9–11, 17], przyjęto średnią wartość porowatości badanego materiału odpowiadającą wielkości $f_0 = 0,001 = 0,10\%$.

Współczynniki Tvergaarda określono wykorzystując zależności podane w [13]. Wyznaczona w badaniach granica plastyczności i współczynnik sprężystości podłużnej pozwolił na określenie ilorazu $\sigma_0/E = 0,00155$. Dla wykładnika umocnienia $N = 0,183$, wartości współczynników Tvergaarda wyznaczono jako $q_1 = 1,90$, $q_2 = 0,81$ i $q_3 = 3,61$.



Rys. 3. Sprężysto-plastyczny model stali S235JR

Krytyczne udziały objętościowe pustek oraz parametry nukleacji określono w oparciu o numeryczną symulację krzywych rozciągania $\sigma(\epsilon)$ wyznaczonych w trakcie badań wytrzymałościowych. Parametry materiałowe GTN zmieniano iteracyjnie w pewnych granicach, przyjmując kryterium optymalizacji oparte na zbieżności wartości $\sigma(\epsilon)$ uzyskanych numerycznie i eksperymentalnie.

Krytyczną wartość udziału pustek f_c odpowiadającą początkowi łączenia się pustek, wyznaczono na poziomie $f_c = 0,06$, natomiast krytyczny udział objętościowy pustek f_F odpowiadający zniszczeniu materiału wyznaczono jako $f_F = 0,25$.

Przyjęto następujące wartości parametrów nukleacji: udział objętościowy pustek nukleowanych $f_N = 0,04$, średnie odkształcenie nukleacji $\epsilon_N = 0,30$, oraz odchylenie standardowe odkształcenia nukleacji $s_N = 0,05$. Komplet parametrów modelu GTN stali S235JR zestawiono w tabeli 1.

Tabela 1. Parametry mikrostrukturalne modelu GTN stali S235JR

f_0	f_c	f_F	q_1	q_2	q_3	ϵ_N	f_N	s_N
0,001	0,060	0,250	1,90	0,81	3,61	0,30	0,04	0,05

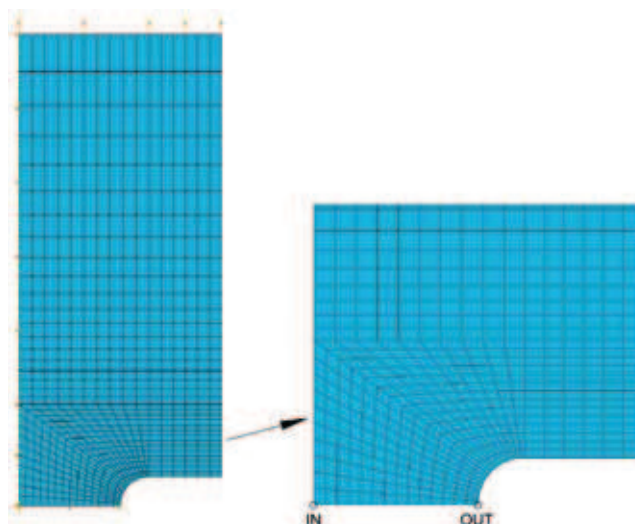
3.2. Model obliczeniowy

Przechodząc do omówienia obliczeń numerycznych, warto w tym miejscu podać kilka informacji oraz omówić problemy związane z samym sposobem modelowania zagadnień nieliniowych z użyciem materiału GTN. Inżynier planujący przeprowadzenie tego typu analiz powinien na samym początku zorientować się, czy model ten jest dostępny w posiadanym przez niego oprogramowaniu, gdyż wiele popularnych w naszym kraju programów obliczeniowych stosowanych w budownictwie, w ogóle nie umożliwia prowadzenia analiz w zakresie nieliniowej pracy materiału. Od wielu lat model GTN jest obecny w wielu komercyjnych programach opartych na metodzie elementów skończonych, takich jak: Abaqus, ANSYS, ADINA i in.

Kolejną trudnością jest tzw. efekt skali siatki (mesh-size effect) pojawiający się w trakcie symulacji procesów pęknięcia ciągłego przy użyciu metody elementów skończonych. Efekt ten w przypadku zastosowania modelu GTN objawia się w postaci zjawiska osłabienia wytrzymałości materiału (softening), co skutkuje obniżeniem końcowej części wykresu wytrzymałościowego. Istnieje kilka sposobów minimalizacji tego efektu, np. przez stosowanie siatki o odpowiednich wymiarach. Minimalny rozmiar siatki może być określony np. w oparciu o tzw. wymiar charakterystyczny (characteristic length), który w przypadku stali konstrukcyjnych waha się w granicach 200÷300 μm . Inną metodą jest zastosowanie modelu GTN jedynie w obszarze, w którym spodziewane jest zniszczenie materiału. Podstawowym mankamentem tej metody jest trudność w określeniu obszaru

zniszczenia w przypadku elementów skomplikowanych, a niepoprawne jego przyjęcie może prowadzić do błędów obliczeniowych.

Prezentowane w artykule obliczenia wykonano przy użyciu komercyjnego programu opartego na metodzie elementów skończonych Abaqus wersja 6.10 z użyciem nieliniowej analizy dynamicznej typu Explicit. Zamodelowano element o przekroju kołowym z karbem pierścieniowym odzwierciedlający próbki użyte w testach wytrzymałościowych poddane statycznemu rozciąganiu.



Rys. 4. Model numeryczny rozciąganego elementu o przekroju kołowym z karbem pierścieniowym

ni. Z uwagi na symetrię zadania, zamodelowano półkę elementu, używając standardowych osiowosymetrycznych elementów 4-węzłowych CAX4R [18]. W obszarze w pobliżu płaszczyzny pęknięcia zastosowano siatkę o wymiarach odpowiadających charakterystycznej długości wyznaczonej dla stali S235JR na poziomie 250 μm [11]. Jak już wspomniano, w analizie posłużono się zmodyfikowanym modelem Gursona-Tvergaard-Needlemana (GTN) przyjmując wartości parametrów mikrostrukturalnych podane w tabeli 1. Model GTN zastosowano dla całego modelu numerycznego (rys. 4).

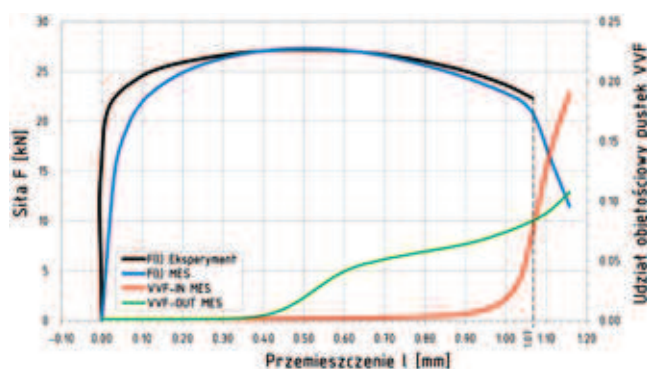
3.3. Omówienie uzyskanych wyników

Przeprowadzone obliczenia umożliwiły analizę i symulację całego zakresu pracy elementu, od stanu nieobciążonego aż po zniszczenie materiału. Oprócz wyznaczonych wartości siły oraz przemieszczenia, zastosowany w obliczeniach model GTN umożliwił symulację wzrostu pustek w trakcie procesu obciążenia.

Na rysunku 5 przedstawiono wykresy siły F w funkcji przemieszczenia pionowego l wyznaczone numerycznie oraz eksperymentalnie. Jak widać, praktycznie w całym analizowanym zakresie wartości siły F uzyskane w wyniku symulacji komputerowej są zbieżne z wynikami badań. Najlepszą zbieżność uzyskano w zakresie środkowym, odpowiadającym przemieszczeniom z przedziału 0,3 mm < l < 0,8 mm. Różnice w przebiegach wykre-

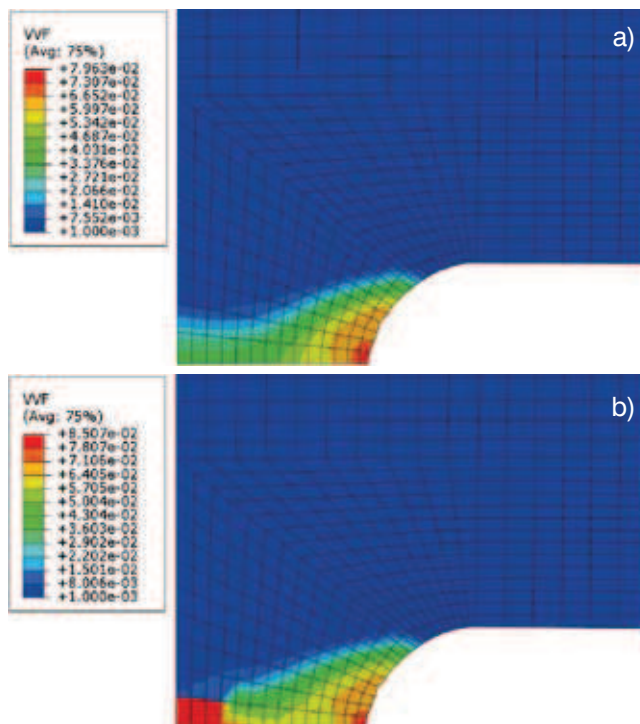
sów $F(l)$ stwierdzono w zakresie początkowym, dla $l < 0,3$ mm oraz w końcowym fragmencie krzywej rozciągania, po przekroczeniu obciążenia maksymalnego dla $l > 0,8$ mm. Wykres siły uzyskany w trakcie symulacji numerycznej sugerował w tym zakresie występowanie osłabienia materiału (softening), postępującego w coraz to większym stopniu aż do zniszczenia. W momencie zniszczenia obserwowano gwałtowny spadek krzywej $F(l)$ wyznaczonej numerycznie w stosunku do krzywej $F(l)$ z badań eksperymentalnych.

Analizując proces rozwoju uszkodzeń należy przede wszystkim stwierdzić, że w początkowej fazie odkształcenia, dla $l < 0,35$ mm, nie stwierdzono nukleacji i wzrostu pustek (rys. 5). Ich początek był obserwowany tuż przed momentem osiągnięcia siły maksymalnej, dla $l \approx 0,4$ mm. Jak wynika z wartości udziałów objętościowych pustek, początkowy proces ich wzrostu był szczególnie intensywny w zewnętrznej części elementów, dla punktu oznaczonego na rysunku 4 jako OUT. Zwiększenie tempa wzrostu pustek w części środkowej, w punkcie IN, obserwowano znacznie później, bo dla przemieszczenia $l \approx 0,90$ mm. Od tego momentu intensywność wzrostu pustek była



Rys. 5. Wykresy siły F oraz udziału objętościowego pustek VVF w punktach IN i OUT w funkcji przemieszczenia l

zasadniczo wyższa w części środkowej w porównaniu z częścią zewnętrzną elementu. W momencie rzeczywistego zniszczenia, dla $l \approx 1,07$ mm (rys. 5 i 6), obserwowano wyższe wartości udziałów objętościowych pustek w środkowej części próbki (w punkcie IN) w porównaniu z częścią zewnętrzną (punkt OUT). Taka zależność obowiązywała w dalszym procesie uplastycznienia, dlatego też należy spodziewać się, że zniszczenie materiału będzie przebiegało od środka elementów na zewnątrz. Charakterystycznym zjawiskiem było również to, że wzrost uszkodzeń następował w bardzo małej objętości materiału, obejmując elementy leżące bezpośrednio w płaszczyźnie najmniejszego przekroju poprzecznego, w pobliżu dna karbu (rys. 6). Świadczy to o bardzo małej strefie zniszczenia, która mimo to decyduje o nośności całego elementu. Widać zatem, że lokalne deformacje mają bardzo silne przełożenie na procesy destrukcyjne zachodzące w elementach pracujących



Rys. 6. Mapy udziałów objętościowych pustek VVF w momencie zniszczenia dla przemieszczeń: a) $l = 1,04$ mm; b) $l = 1,07$ mm

w złożonych stanach naprężeń. Jest to istotny wniosek praktyczny, gdyż pozwala na lokalizację inicjacji pęknięcia w odniesieniu do elementów rzeczywistych, w których lokalnie występuje złożony stan naprężenia.

4. Podsumowanie

Jak wspomniano, zmodyfikowany model materiałowy Gursona-Tvergaard-Needlemana (GTN) jest podstawowym modelem zniszczenia zalecanym do stosowania w analizie zakresów nieliniowych budowlanych konstrukcji metalowych. Stwarza on możliwości prowadzenia obliczeń w pełnym zakresie pracy elementów, aż do zniszczenia. Dodatkowo, dzięki szacowaniu wzrostu mikrouszkodzeń pozwala on przewidywać moment zniszczenia materiału. W artykule przedstawiono założenia modelu GTN, podano informacje na temat parametrów materiałowych, jak również prowadzenia obliczeń komputerowych. Przedstawiono przykład numerycznej symulacji zniszczenia elementu rozciąganego wykonanego ze stali S235JR pracującego w złożonym stanie naprężenia. Zastosowanie zmodyfikowanego modelu GTN uwzględniającego rzeczywiste parametry mikrostrukturalne, z powodzeniem umożliwiło symulację zniszczenia stali S235JR w wyniku pęknięcia ciągłego, a także określenie strefy zniszczenia. Uzyskane wyniki mogą być pomocne w odniesieniu do elementów wykonanych ze stali S235JR, jak i innych gatunków stali stosowanych w budownictwie, w których lokalnie występuje złożony stan naprężenia. Model GTN może mieć szczególne zastosowanie w trakcie opracowywania eks-

pertyz dotyczących bezpieczeństwa użytkowania obiektów w sytuacji wystąpienia awarii konstrukcji.

BIBLIOGRAFIA

[1] Bridgman P. W., Studies in Large Flow and Fracture, McGraw-Hill, New York, 1952
 [2] PN-EN 1993-1-1:2006 Eurokod 3: Projektowanie konstrukcji stalowych – Część 1-1: Reguły ogólne i reguły dla budynków
 [3] PN-EN 1999-1-1:2007 Eurokod 9: Projektowanie konstrukcji aluminiowych – Część 1-1: Reguły ogólne
 [4] PN-EN 1990:2004 Eurokod: Podstawy projektowania konstrukcji
 [5] Sedlacek G., Feldmann M., Kühn B., Tschickardt D., Höhler S., Müller C., Hensen W., Stranghöner N., Dahl W., Langenberg P., Münstermann S., Brozetti J., Raoul J., Pope R., Bijlaard F., Commentary and Worked Examples to EN 1993-1-10 „Material toughness and through thickness properties” and other toughness oriented rules in EN 1993, JRC Scientific and Technical Reports, European Commission Joint Research Centre, 2008
 [6] Gurson A. L., Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth: Part I – Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media, Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME, 99, 1, 2-15, 1977
 [7] Tvergaard V., Influence of voids on shear band instabilities under plane strain conditions, International Journal of Fracture, 17, 4, 389-407, 1981
 [8] Tvergaard V., Needleman A., Analysis of The Cup-Cone Fracture in a Round Tensile Bar, Acta Metallurgica, 32, 1, 157-169, 1984
 [9] Kossakowski P. G., An Analysis of the Load-Carrying Capacity of Elements Subjected to Complex Stress States with a Focus on the

Microstructural Failure, Archives of Civil and Mechanical Engineering, 10, 2, 15-39, 2010
 [10] Kossakowski P. G., Trąmpczyński W., Numeryczna symulacja zniszczenia stali S235JR z uwzględnieniem wpływu uszkodzeń mikrostrukturanych, Przegląd Mechaniczny, 4, 15-21, 2011
 [11] Kossakowski P. G., Simulation of Ductile Fracture of S235JR Steel Using Computational Cells With Microstructurally-Based Length Scales, Journal of Theoretical and Applied Mechanics, artykuł przyjęty do druku w 2012
 [12] Huber M.T., Właściwa praca odkształcenia jako miara wytrzymałości materiału, Czasopismo Techniczne, 22: 3, 80-81, 4, 49-50, 5, 61-62, 6, 80-81, Lwów, 1904
 [13] Faleskog J., Gao X., Shih C. F., Cell model for nonlinear fracture analysis – I. Micromechanics calibration, International Journal of Fracture, 89, 4, 355-373, 1998
 [14] Richelsen A. B., Tvergaard V., Dilatant Plasticity or Upper Bound Estimates for Porous Ductile Solids, Acta Metallurgica et Materialia, 42, 8, 2561-2577, 1994
 [15] Zhang Z. L., Thaulow C., Ødegård J., A Complete Gurson Model Approach for Ductile Fracture, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 67, No. 2, 155-168, 2000
 [16] PN-EN 10002-1:2004 Metale. Próba rozciągania. Część 1: Metoda badania w temperaturze otoczenia
 [17] Określenie struktury materiałów (pobranych z konstrukcji), analiza porównawcza z parametrami stali wzorcowej, Raport z badań w ramach projektu nr R04 007 01, Politechnika Warszawska, Warszawa, 2008.
 [18] Abaqus 6.10 Analysis User's Manual, Dassault Systèmes, 2010

Badania korozyjności gruntów metodą elektrooporową pod projektowany gazociąg

Mgr inż. Katarzyna Stelmach, mgr inż. Mariusz Szczurek, PR.B.i R.G. GEOSTANDARD Sp. z o.o.

1. Wprowadzenie

Wszystkie konstrukcje liniowe ułożone w gruncie narażone są na tzw. korozję ziemną, przez którą rozumie się korozję metali spowodowaną agresywnym oddziaływaniem gruntów.

W środowisku gruntowym korozja przebiega jako proces elektrochemiczny. O jej szybkości decyduje oporność elektryczna gruntu, zależna głównie od jego wilgotności i zasolenia. Wraz ze zmniejszaniem się oporności gruntu na skutek wzrostu wilgotności i zasolenia, wrasta jego agresywność korozyjna [5]. Jedną z metod pomiaru wielkości oporu właściwego gruntu jest metoda elektrooporowa, wykorzystująca zróżnicowanie ośrodka gruntowe-

go w polu stałego prądu elektrycznego. Znajomość oporu właściwego gruntu ułatwia działania w zakresie ochrony elektrochemicznej konstrukcji. Pomiary agresywności korozyjnej gruntu wykonywane na potrzeby projektowanych konstrukcji podziemnych mają istotne znaczenie przy podejmowaniu decyzji związanych z ewentualnymi zmianami w przebiegu trasy oraz doбором izolacyjnych pokryć ochronnych. Artykuł przedstawia wybrane wyniki z pomiarów agresywności gruntu z zastosowaniem metody elektrooporowej pod projektowany gazociąg relacji Szczecin – Gdańsk, stanowiący liniową instalację o zakładanych parametrach przesyłu gazu – średnicy rur DN 700 i maksymalnym ciśnieniu roboczym MOP 8,4 MPa.

Opisywane badania są kontynuacją pomiarów pod planowany gazociąg DN 700 PN 8,4 MPa relacji Szczecin – Lwówek [4].

2. Charakterystyka terenu badań

Gazociąg Szczecin – Gdańsk stanowić będzie kluczową rolę w przesyłce gazu pochodzącego z terminalu LNG (Liquefied Natural Gas), który powstanie w Świnoujściu. Jego trasa leży w województwie zachodniopomorskim i pomorskim wzdłuż istniejących gazociągów wysokiego ciśnienia DN 250 MOP 6,3 MPa relacji Karlino – Koszalin, DN 200 relacji Koszalin – Słupsk oraz DN 200/250 relacji Gdynia – Lębork o łącznej długości 204 km (rys. 1) [6].