



پارامترهای مدل خسارت GTN برای شبیه‌سازی شکست نرم در آلیاژ آلومینیم ۵۰۸۳-O

میلاذ پرمه^۱، سید جمال حسینی‌پور^{۱*} و حامد جمشیدی اول^۳

^۱ دانشجوی کارشناسی ارشد، مهندسی مواد گرایش شناسایی و انتخاب مواد مهندسی، دانشگاه صنعتی نوشیروانی بابل

^۲ دانشیار، مهندسی مواد، دانشگاه صنعتی نوشیروانی بابل

^۳ استادیار، مهندسی مواد، دانشگاه صنعتی نوشیروانی بابل

تاریخ دریافت: ۱۳۹۴/۰۶/۰۵؛ تاریخ پذیرش: ۱۳۹۴/۱۱/۲۰

چکیده

در میان مدل‌های مختلف شکست نرم، مدل خسارت گارسون-تورگارد-نیدلמן (GTN)، بدلیل در نظر گرفتن سه مرحله جوانه‌زنی، رشد و انعقاد حفرات هنگام تغییر شکل پلاستیک کاربرد وسیعی دارد. مسائل مهم در این مدل، محاسبه دقیق پارامترهای آن است که در روش‌های تجربی، بسیار وقت‌گیر و پرهزینه است. لذا برای این منظور، از روش‌های شبیه‌سازی اجزای محدود استفاده می‌شود. در نرم‌افزار آباکوس مدل پلاستیسیته فلزات متخلخل، مکانیزم انعقاد حفرات را در نظر نمی‌گیرد و با تکیه بر دو مرحله جوانه‌زنی و رشد حفرات، مسائل را تحلیل می‌کند. این موضوع، سبب بروز خطا در نتایج انتهایی ناشی از انعقاد حفرات می‌شود. در این پژوهش، کشش تک‌محوره آلیاژ آلومینیم ۵۰۸۳-O به کمک مدل خسارت GTN شبیه‌سازی شده است. شبیه‌سازی با بکارگیری روش المان محدود از طریق زیرروال UMAT برای نرم‌افزار آباکوس صورت گرفت. پارامترهای مدل خسارت GTN آلیاژ ۵۰۸۳-O با تطبیق منحنی تنش-کرنش مهندسی حاصل از آزمایش تجربی و منحنی شبیه‌سازی شده برآورد شد. نتایج نشان داد که کد نوشته شده از طریق زیرروال UMAT، علاوه بر اینکه منجر به بهبود شبیه‌سازی مدل خسارت GTN در نرم‌افزار آباکوس شده، پیش‌بینی قابل قبولی از پارامترهای مدل GTN بدست می‌دهد.

کلمات کلیدی: مدل خسارت GTN؛ آلیاژ آلومینیم ۵۰۸۳-O؛ شکست‌نگاری نرم؛ شبیه‌سازی.

GTN Damage Model Parameters for Ductile Fracture Simulation in Aluminum Alloy 5083-O

M. Perme¹, S.J. Hosseinipour^{1,*}, and H. Jamshidi Aval¹

¹ Department of Material Sci. and Eng., Babol Noshirvani Univ. of Tech., Babol, Iran.

Abstract

Among the various ductile fracture models, the Gurson-Tevergard-Needleman (GTN) damage model has been widely used; it includes the three steps nucleation, growth, and coalescence of voids during plastic deformation. An important issue in the GTN model is the exact calculation of the model parameters, which is very time-consuming and costly. Therefore, the finite element simulation method is used for this purpose. The porous metal plasticity model in the Abaqus software does not consider the coalescence of voids step, and analyzes issues on the basis of the two steps of nucleation and growth of voids. This causes an error in the results. In this work, the uniaxial tension test of aluminum alloy 5083-O is simulated using the GTN damage model. The simulation is carried out using the finite element software Abaqus through writing code in the UMAT subroutine. The GTN damage model parameters of AA5083-O are evaluated by matching the experimental engineering stress-strain curve and the simulated curve. The results obtained show that the code written through the UMAT subroutine addition leading to improvement in the simulation of the GTN damage model in Abaqus software provides an acceptable prediction of the GTN model parameters.

Keywords: GTN damage model, Aluminum alloy 5083-O, Ductile fracture, Simulation.

۱- مقدمه

پیش‌بینی قابل اطمینان شکست نرم در فلزات، همواره یک موضوع قابل توجه و اصلی برای پژوهشگران است. در میان مدل‌های مختلف، مدل ریزساختاری گارسون-تورگارد-نیدلمن (GTN)، به طور وسیع برای پیش‌بینی شکست نرم فلزات، مورد استفاده قرار می‌گیرد. مدل خسارت GTN بر اساس حفره‌هایی است که هنگام تغییر شکل وجود دارند. تفاوت اصلی مدل خسارت GTN با تئوری کلاسیک فون‌میزز، در نظر گرفتن بخش هیدرواستاتیک تنش در تسلیم مواد نرم به علت حضور حفرات است. مشاهده شده است که تسلیم مواد نرم با ذرات سخت فاز دوم، مربوط به جوانه‌زنی، رشد و انعقاد نهایی حفره‌هایی است که درون ریزترک‌ها موجود است که این موضوع نه تنها به تنش موثر، بلکه به بخش هیدرواستاتیک اجزای تنش نیز بستگی دارد [۱].

هاو و همکاران [۲] بر اساس حل حد بالای مدل سلولی^۱ تحت شرایط دینامیکی و خزشی، مدل GTN را برای مواد وابسته به نرخ و دما با سختی همسانگرد، مورد بررسی قرار دادند. آکاریا و همکاران [۱]، سعی بر این داشتند که برخی از پارامترهای گارسون را با مقایسه بین مقادیر آزمایشگاهی و شبیه‌سازی در سطوح مختلف نمونه، تنظیم کنند. آنها تایید کردند که مدل GTN به خوبی قادر به پیش‌بینی شکست نرم خواهد بود. چن و همکاران [۳]، با استفاده از زیرروال VUMAT و نرم‌افزار تجاری آباکوس روی مدل GTN تحقیق و بررسی کردند و به این نتیجه رسیدند که پیش‌بینی نرم-شوندگی مواد توسط مدل خسارت GTN، سریع‌تر از مدل‌های فون‌میزز و Hill'48 است. هی و همکاران [۴]، تست کشش درجا^۲ آلیاژ آلومینیم O-۵۰۵۲ را با استفاده از مدل GTN شبیه‌سازی کردند و پارامترهای حد شکل‌دهی FLD و FLSD را با نتایج تست ناکازیمایا مقایسه کردند. آگر و همکاران [۵]، مدل GTN را برای شبیه‌سازی تست پانچ کوچک روی نمونه‌های از پیش ترک‌دار شده پیاده‌سازی کردند. عباسی و همکاران [۶ و ۷]، در دو پژوهش مستقل روی نمودار حد شکل‌دهی با استفاده از مدل خسارت GTN مطالعه و بررسی کردند. آن‌ها در ابتدا روی شکل‌پذیری قطعات TWB تحقیق

کردند. سپس با شبیه‌سازی فرآیند کشش دومحوره، روند افزایشی کسر حجمی حفرات را پیش‌بینی کردند. همچنین پارامترهای مدل GTN را با روش پاسخ سطحی بدست آوردند.

در پژوهش‌های صورت گرفته برای شبیه‌سازی مدل خسارت GTN، اغلب از مدل پلاستیسیته فلزات متخلخل موجود در نرم‌افزار آباکوس استفاده شده و یا در صورت لزوم از کدنویسی از طریق زیرروال استفاده شده است. اکثر کدنویسی‌های انجام شده از طریق زیرروال برای مدل خسارت GTN با حل‌کننده صریح^۳ انجام شده است. مدل پلاستیسیته فلزات متخلخل موجود در نرم‌افزار آباکوس در حل‌کننده استاندارد و ضمنی^۴ مکانیزم انعقاد حفرات را در نظر نمی‌گیرد و با تکیه بر دو مرحله‌ی جوانه‌زنی و رشد حفرات، مسائل را تحلیل می‌کند و این موضوع، سبب بروز خطا در نتایج انتهایی ناشی از انعقاد حفرات می‌شود.

تاکنون پژوهشی در خصوص پارامترهای مدل خسارت GTN برای ورق آلیاژ آلومینیم O-۵۰۸۳ یافت نشد. در این مقاله، کشش تک‌محوره ورق آلیاژ آلومینیم O-۵۰۸۳ به کمک مدل خسارت GTN و با استفاده از نرم‌افزار آباکوس، شبیه‌سازی شد. برای اعمال مراحل جوانه‌زنی، رشد و انعقاد حفرات در شبیه‌سازی از زیرروال UMAT برای کدنویسی مدل GTN استفاده شد. برای اعتبارسنجی کد نوشته شده از طریق زیرروال از پارامترهای ارائه شده از جانب هی و همکاران [۴] برای آلیاژ آلومینیم O-۵۰۵۲ کمک گرفته شد. پس از اعتبارسنجی، پارامترهای مدل خسارت GTN برای آلیاژ آلومینیم O-۵۰۸۳ از طریق روش تطبیق منحنی تنش-کرنش مهندسی در حالت تجربی و شبیه‌سازی، تعیین گردید. در پایان نیز برای نشان دادن صحت پارامترها با مدل پلاستیسیته فلزات متخلخل موجود در نرم‌افزار مقایسه شد.

۲- مدل خسارت GTN

اساساً بررسی خسارت نرم در فلز می‌تواند مطابق شکل ۱ طبقه‌بندی شود: جوانه‌زنی حفره در مجاورت عیوب، رشد حفره به علت تغییر شکل مومسان، انعقاد و شکل‌گیری

³ Abaqus/Explicit⁴ Abaqus/Implicit/Standard¹ Upper Bound Solution of Cell Models² In situ

$$f^*(f) = \begin{cases} f & f \leq f_c \\ f_c + G(f - f_c) & f > f_c \end{cases} \quad (4)$$

$$G = \frac{f_u^* - f_c}{f_f - f_c}, \quad f_u^* = \frac{q_1 + \sqrt{q_1^2 - q_3}}{q_3} \quad (5)$$

که f_c کسر حجمی بحرانی حفره، G نرخ انعقاد حفرات f_f کسر حجمی حفره در شکست نهایی مواد است [۴]. f_0 بیان‌گر کسر حجمی حفرات اولیه قبل از تغییر شکل مومسان است. در نیروهای بالاتر حفرات رشد کرده، در نهایت با آزاد کردن انرژی با یکدیگر ادغام می‌شوند. انعقاد حفره وقتی که کسر حجمی حفرات به میزان بحرانی f_c برسد، اتفاق می‌افتد. افزایش کسر حجمی حفرات در مدل خسارت GTN، به صورت رابطه (۶) نوشته می‌شود [۴].

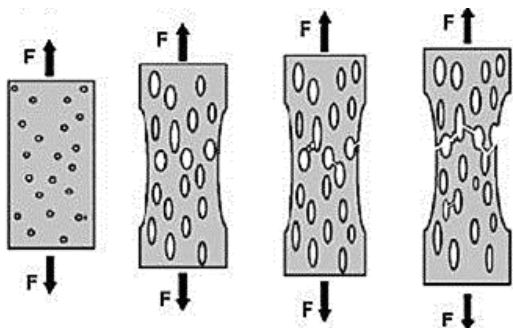
$$\dot{f} = \dot{f}_g + \dot{f}_n \quad (6)$$

$$\dot{f}_g = (1 + \varepsilon^P : I) \quad (7)$$

$$\dot{f}_n = A \varepsilon_{eq}^P \quad (8)$$

$$A = \frac{f_N}{S_N \sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\varepsilon_{eq}^P - \varepsilon_N}{S_N} \right)^2 \right] \quad (9)$$

که در آن \dot{f}_g نرخ رشد حفرات، \dot{f}_n نرخ جوانه‌زنی حفرات، ε^P تانسور کرنش مومسان و I تانسور واحد مرتبه ۲، f_N کسر حجمی حفرات مستعد جوانه‌زنی، ε_N کرنش جوانه‌زنی میانگین و S_N انحراف معیار مربوطه است. تابع جوانه‌زنی f_N/f_N فرض می‌شود که دارای توزیع نرمال است. چون ماده زمینه تراکم ناپذیر فرض شده است، \dot{f}_g مربوط به جز هیدرواستاتیک کرنش مومسان است و از آنجایی که \dot{f}_n می‌تواند هم از کرنش و هم از تنش ناشی شود، با این فرض که جوانه‌زنی توسط کرنش مومسان معادل، ε_{eq}^P کنترل شود، روابط بیان شده‌اند [۴].



شکل ۱- تصویر شماتیکی از ۴ مرحله جوانه‌زنی، رشد، انعقاد حفرات و تشکیل ترک‌های درشت در فرآیند خسارت نرم

ریزترک‌ها و سرانجام به هم پیوستگی ریزترک‌ها و تشکیل ترک‌های درشت [۶]. برطبق مدل GTN، خسارت موضعی از جوانه‌زنی، رشد و انعقاد پی‌درپی حفرات داخل یک ماده، ناشی شده است. این سه مرحله، باعث از بین رفتن مقاومت ماده هنگام تغییر شکل شده که به تدریج منجر به شکست می‌شود [۷].

۲-۱- روابط و معادلات حاکم

گارسون [۸]، براساس آنالیز حل حد بالا برای ماده کاملاً مومسان که درون آن یک حفره وجود دارد، تابع تسلیمی برای مواد متخلخل ارائه کرد. این مدل بعدها توسط تورگارد [۹-۱۱] و نیدلمن [۱۲]، اصلاح و توسعه یافت. مدل خسارت گارسون-تورگارد-نیدلمن (GTN)، به طور وسیع در مدل‌سازی شکست‌های نرم مورد استفاده قرار می‌گیرد. ذکر این نکته ضروری است که این مدل، اثر خسارت نرم ریزساختاری روی رفتار تسلیم را در نظر می‌گیرد. تابع تسلیم مدل خسارت GTN که شامل یک حفره کروی است، به صورت رابطه‌ی (۱) است [۶].

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

$$\sigma_m = \frac{1}{2} \sigma_{kk} \quad \text{و} \quad \sigma_{kk} = \delta_{ij} \sigma_{ij} \quad (2)$$

$$\sigma_e = \left(\frac{3}{2} \cdot \mathbf{S}_{ij} \cdot \mathbf{S}_{ij} \right)^{1/2} \quad \text{و} \quad \mathbf{S}_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma_{ij} \delta_{ij} \quad (3)$$

در آن σ_y تنش سیلان کششی، σ_m تنش هیدرواستاتیک، σ_e تنش معادل فون میزز و \mathbf{S}_{ij} تنش دویاتور تانسور تنش کوشی σ_{ij} که δ_{ij} دلتای کرانکر و $ij = 1, 2, 3$ است. متغیرهای خسارت در این مدل، کسر حجمی حفرات است. q_1 ، q_2 و q_3 پارامترهای مناسب مدل هستند که با یک مقدار ثابت منطقی برای فلزات به ترتیب برابر با ۱/۵، ۱، ۲/۲۵ لحاظ می‌شوند [۵]. f^* پارامتر خسارت است که توسط تورگارد و نیدلمن معرفی و به کسر حجمی موثر حفره اشاره دارد [۱۳]. وقتی که ماده سالم و تراکم ناپذیر باشد f^* معادل با صفر است و معیار تسلیم گارسون، به معیار تسلیم فون میزز تبدیل می‌شود [۶ و ۱۳].

f^* برابر با ۱، نشان‌دهنده این است که در ماده کاملاً حفره-زائی رخ داده، دارای هیچ ظرفیت تحمل نیرو نمی‌باشد. تابع انعقاد حفره برحسب تابع تخلخل اصلاح شده f به صورت رابطه (۴) است [۶]:

$$\varepsilon_{n+1}^P = \varepsilon_n^P + \Delta\varepsilon^P \left(\Delta\varepsilon^P = \Delta\lambda \frac{\partial\phi}{\partial\sigma_{n+1}} \right) \quad (19)$$

که \mathbf{C} تانسور مرتبه ۴ الاستیک است. از معادلات (۷)، (۱۰) و (۱) نتیجه می‌شود که مقادیر مجهولات در لحظه $n+1$ باید معادلات (۲۰)، (۲۱) و (۲۲) را ارضا کنند تا جواب درست بدست آید.

$$\Delta\varepsilon^e + \Delta\lambda \frac{\partial\phi}{\partial\sigma} - \Delta\varepsilon = 0 \quad (20)$$

$$\Delta f + (1-f)\Delta\lambda \frac{\partial\phi}{\partial\sigma_m} - A\Delta\varepsilon_{eq}^P = 0 \quad (21)$$

$$\phi = 0 \quad (22)$$

برای بیان معادلات در ادامه روند حل مجهولات، معادله (۲۰) و (۲۱) به ترتیب برابر با Ω و Λ قرار داده شده است. برای حل دستگاه معادلات (۲۳)، (۲۴) و (۲۵) در طول چندین تکرار i ، از روش نیوتون استفاده شده است.

$$\Omega_{i+1} = \Omega_i + d\Omega_i = 0 \quad (23)$$

$$\Lambda_{i+1} = \Lambda_i + d\Lambda_i = 0 \quad (24)$$

$$\Phi_{i+1} = \Phi_i + d\Phi_i = 0 \quad (25)$$

برای بدست آوردن مجهولات، ابتدا مقادیر دستگاه معادلات (۲۳-۲۵) در حالت دیفرانسیلی حل می‌شوند که این عمل، نیاز به اعمال تغییرات در مجهولات به صورت دیفرانسیلی ($d\varepsilon^e$ و $d\varepsilon_{eq}^P$) است. اعمال تغییرات در مجهولات در معادلات (۲۶-۲۸) آشکار می‌شود.

$$A_i^\Omega: d\varepsilon^e + A_i^{\Omega\varepsilon_{eq}^P}: d\varepsilon_{eq}^P + A_i^{\Omega f}: df = -\Omega_i \quad (26)$$

$$A_i^\Lambda: d\varepsilon^e + a_i^{\Lambda\varepsilon_{eq}^P}: d\varepsilon_{eq}^P + a_i^{\Lambda f}: df = -\Lambda_i \quad (27)$$

$$A_i^\Phi: d\varepsilon^e + a_i^{\Phi\varepsilon_{eq}^P}: d\varepsilon_{eq}^P + a_i^{\Phi f}: df = -\Phi_i \quad (28)$$

که در معادلات A_i^Ω تانسور مرتبه ۴، $A_i^{\Omega\varepsilon_{eq}^P}$ ، $A_i^{\Omega f}$ و A_i^Φ و A_i^Λ ، $A_i^{\Lambda\varepsilon_{eq}^P}$ ، $A_i^{\Lambda f}$ ، $a_i^{\Lambda\varepsilon_{eq}^P}$ و $a_i^{\Lambda f}$ مقادیر تانسورهای مرتبه ۲ و $a_i^{\Phi\varepsilon_{eq}^P}$ ، $a_i^{\Phi f}$ و $a_i^{\Phi f}$ مقادیر اسکالر هستند.

برای حل معادلات (۲۶)، (۲۷) و (۲۸)، یک دستگاه خطی با ۸ مجهول شامل، ۶ مولفه‌ی کرنش الاستیک، کرنش پلاستیک معادل و کسر حجمی حفره نیاز است. حل این دستگاه خطی، دارای روش حل محاسباتی به صورت رابطه (۲۹) خواهد بود.

$$\begin{bmatrix} A_i^\Omega & A_i^{\Omega\varepsilon_{eq}^P} & A_i^{\Omega f} \\ A_i^\Lambda & a_i^{\Lambda\varepsilon_{eq}^P} & a_i^{\Lambda f} \\ A_i^\Phi & a_i^{\Phi\varepsilon_{eq}^P} & a_i^{\Phi f} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} d\varepsilon^e \\ d\varepsilon_{eq}^P \\ df \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -\Omega_i \\ -\Lambda_i \\ -\Phi_i \end{pmatrix} \quad (29)$$

تنش سیلان کششی زمینه σ_y تابعی از کرنش مومسان معادل ε_{eq}^P ماده زمینه است که کرنش سختی را تولید می‌کند. رابطه (۱۰)، با فرض مرتبط بودن کرنش سختی با قانون سیلان، کرنش مومسان ماکروسکوپی ε^P از قانون سیلان بدست می‌آید [۱۴].

$$\varepsilon^P = \frac{\partial\phi}{\partial\sigma} \lambda \quad (10)$$

که ε^P و σ به ترتیب تانسور کرنش مومسان و تانسور تنش می‌باشند. با توجه به اصل کار مومسان معادل، تابع کرنش مومسان معادل به صورت رابطه‌ی (۱۱) است [۱۰].

$$(1-f)\sigma_y \varepsilon_{eq}^P = \sigma: \varepsilon^P \quad (11)$$

۲-۲- شبیه‌سازی مدل

در این بخش، معادلات و الگوریتم نوشته شده در زیرروال UMAT معرفی می‌شود. برای این منظور از الگوریتم معرفی شده برای تابع پتانسیل گارسون استفاده گردید که توسط بیسون [۱۵] بیان شده است. برای حل این مدل، از روش انتگرال‌گیری زمانی به وسیله روش الگوی برگشتی اوایلر استفاده شده است. مقدار مشتق اول زمانی با استفاده از این روش، به صورت رابطه (۱۲) است.

$$X_{n+1} = X_n + \Delta t \dot{X}_{n+1} \Rightarrow \dot{X}_{n+1} = \frac{X_{n+1} - X_n}{\Delta t} = \frac{\Delta X}{\Delta t} \quad (12)$$

با توجه به روش الگوی برگشتی اوایلر روابط (۱۳-۱۶) را برای مدل GTN خواهیم داشت.

$$\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon^e + \Delta\varepsilon^P \quad (13)$$

$$\Delta\varepsilon^P = \Delta\lambda \frac{\partial\phi}{\partial\sigma} \quad (14)$$

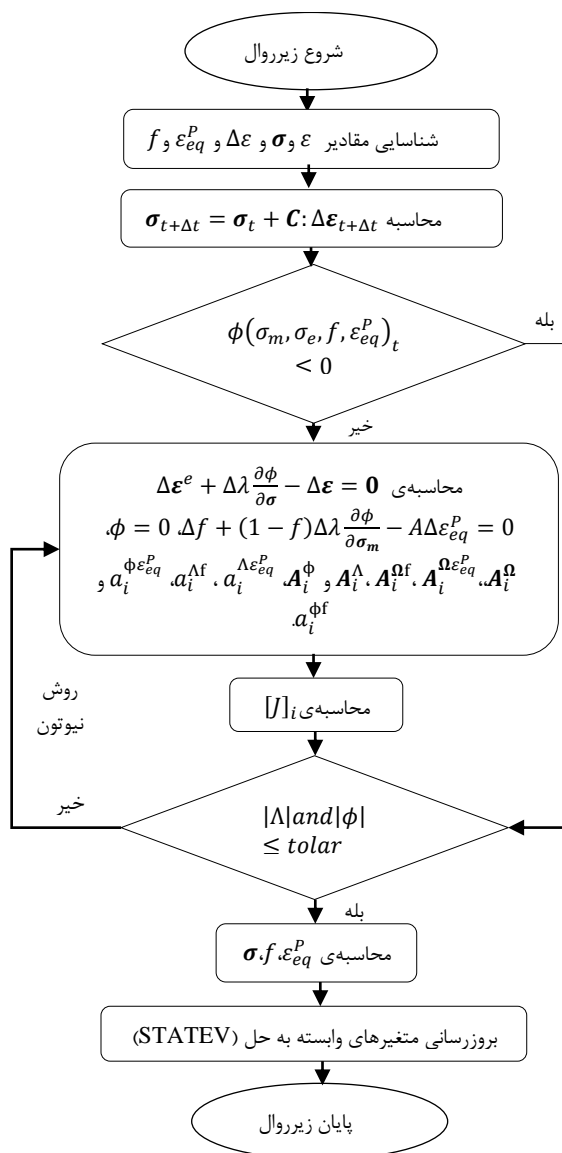
$$\Delta\lambda = (1-f) \frac{\sigma_m \Delta\varepsilon_{eq}^P}{\sigma: \frac{\partial\phi}{\partial\sigma}} \quad (15)$$

$$\Delta f = (1-f)\Delta\varepsilon^P: \mathbf{I} + A\Delta\varepsilon_{eq}^P \quad (16)$$

مجهولات عبارتند از نمو کرنش الاستیک $\Delta\varepsilon^e$ ، نمو کرنش پلاستیک معادل $\Delta\varepsilon_{eq}^P$ و نمو کسر حجمی حفره Δf که در روند حل مساله باید معلوم شوند. انتخاب این مجهولات اجازه می‌دهد تا وضعیت ماده را در لحظه $n+1$ ام از مقادیر در لحظه n ام با استفاده از روابط (۱۷)، (۱۸) و (۱۹)، تعیین کرد.

$$\varepsilon_{n+1}^e = \varepsilon_n^e + \Delta\varepsilon^e \Rightarrow \sigma_{n+1} = \sigma_n + \mathbf{C}: \Delta\varepsilon^e \quad (17)$$

$$\varepsilon_{eq\ n+1}^P = \varepsilon_{eq\ n}^P + \Delta\varepsilon_{eq}^P \quad (18)$$



شکل ۲- الگوریتم حل مدل خسارت GTN

منحنی تنش- کرنش بدست آمده از طریق انجام آزمون تجربی کشش تک‌محوره، در شکل ۵ نشان داده شده است که در آن تنش تسلیم برابر با ۱۳۷ MPa است. با توجه به معادلات ساختاری که در بخش پیشین به آن اشاره شد، نیاز است ۹ پارامتر $f_0, f_C, f_N, f_f, \epsilon_N, q_1, q_2$ و q_3 در مدل تعریف شوند. در این پژوهش، از میان ۹ پارامتر مدل خسارت GTN، برای بدست آوردن ۶ پارامتر $f_C, f_0, f_N, f_f, \epsilon_N$ و q_1 برای آلیاژ آلومینیم ۵۰۸۳-O نیاز به داشتن حدس اولیه در شبیه‌سازی است. برای این منظور،

تانسور ضرایب در معادله (۲۹) با نماد $[J]_i$ نمایش داده می‌شود.

در شکل ۲، الگوریتم حل مدل خسارت GTN نمایش داده شده است. جزئیات روند حل و پیاده‌سازی الگوریتم معادلات مدل خسارت GTN به صورت زیر است:

- ۱- شناسایی مقادیر E و σ و $\Delta \epsilon$ و ϵ_{eq}^P و f در زمان‌های $t = 0, \dots, t_i$
- ۲- بدست آوردن مقدار تنش با فرض این که نمو کرنش کاملاً الاستیک باشد $\sigma_{t+\Delta t} = \sigma_t + C: \Delta \epsilon_{t+\Delta t}$
- ۳- محاسبه تابع تسلیم مدل GTN. $\phi(\sigma_m, \sigma_e, f, \epsilon_{eq}^P)_t = 0$ اگر $\phi(\sigma_m, \sigma_e, f, \epsilon_{eq}^P)_t \leq 0$ گام زمانی فعلی الاستیک است و ادامه حل در مرحله ۵ انجام خواهد شد. اگر $\phi(\sigma_m, \sigma_e, f, \epsilon_{eq}^P)_t > 0$ گام زمانی پلاستیک است و ادامه محاسبات در مرحله ۴ انجام خواهد شد.
- ۴- حل معادلات اصلی (۲۰)، (۲۱) و (۲۲) برای بدست آوردن مجهولات و استفاده از روش تکراری نیوتون.
- ۵- به روز رسانی مقادیر $\sigma, f, \epsilon_{eq}^P$ و همچنین به روز رسانی پارامترهای وابسته به حل.

۲-۳- مشخص‌بندی و خواص مواد

برای شبیه‌سازی فرآیند کش تک‌محوره ورق آلیاژی آلومینیم ۵۰۸۳-O با ضخامت ۱mm، ابعاد و هندسه نمونه با استفاده از استاندارد ASTM E8M-04 که دارای طول سنج ۲۵mm و عرض سنج ۶mm است، طراحی و شبیه‌سازی مطابق با شکل ۳ انجام شده است. برای ساده‌سازی در روند شبیه‌سازی از مدل ۱/۴ با طول سنج ۱۲/۵mm و همچنین عرض سنج ۳mm استفاده شده است. برای این مدل سه-بعدی از المان‌های بلوکی ۸ گره‌ای C3D8R از انواع المان‌های انتگرالی کاهش‌یافته استفاده شده است. تعداد المان‌های قطعه کار، ۴۶۵۰ المان است که تعداد المان‌ها در راستای ضخامت ۵ است. در شکل ۳ الف، مدل شبیه‌سازی شده نشان داده شده است.

برای تعیین خواص آلیاژ آلومینیم ۵۰۸۳-O از آزمون تجربی کشش تک‌محوره مطابق با شکل ۴ استفاده شد. نمونه را در دمای ۴۲۰°C به مدت ۱ ساعت آنیل نموده، سپس برای انجام آزمون کشش تک‌محوره آماده‌سازی شد.

به علت مشابهت رفتار مکانیکی آلیاژهای آلومینیم گروه 5XXX به یکدیگر، از داده‌های آلیاژ آلومینیم O-5052 که در جدول ۱ آمده است، به عنوان حدس اولیه استفاده شد تا بتوان ثوابت آلیاژ آلومینیم O-5083 را برای مدل خسارت GTN یافت.

۳- نتایج و بحث

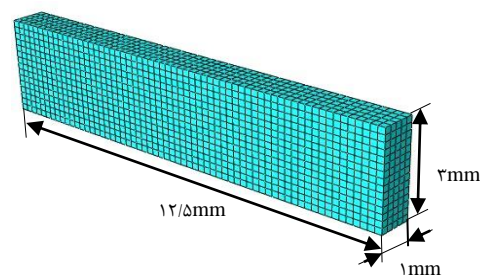
با استفاده از معادلات ارائه شده در بخش روابط و معادلات حاکم، زیرروال UMAT مربوط به مدل خسارت GTN نوشته شد. برای اعتبارسنجی کد نوشته شده و صحت آن از پارامترها و داده‌های ارائه شده از جانب هی و همکاران [۴] که برای آلیاژ آلومینیم O-5052 می‌باشد، استفاده شده است. در شکل ۶، منحنی‌های تنش مهندسی در مقابل کرنش مهندسی برای آلیاژ آلومینیم O-5052 در دو حالت منحنی تجربی و همچنین منحنی بدست آمده از طریق زیرروال UMAT نشان داده شده است. همان‌طور که مشاهده می‌شود، منحنی بدست آمده از طریق زیرروال UMAT که با استفاده از پارامترهای جدول ۱ است، با منحنی تجربی بدست آمده از تطابق خوبی برخوردار است.

پس از تایید صحت کد نوشته شده از طریق زیرروال UMAT، از زیرروال را برای تعیین پارامترهای آلیاژ آلومینیم O-5083 استفاده شد. در این پژوهش، برای یافتن ۶ پارامتر $f_0, f_c, f_N, f_f, \epsilon_N$ و S_N برای آلیاژ آلومینیم O-5083 از روش تطبیق منحنی تنش-کرنش مهندسی در شبیه‌سازی با منحنی تنش-کرنش مهندسی تجربی، به دست آمده از شکل ۵ استفاده شده است. برای این منظور، از داده‌های آلیاژ آلومینیم O-5052 که در جدول ۱ آمده است، به عنوان حدس اولیه استفاده شد تا بتوان ثوابت آلیاژ آلومینیم O-5083 را برای مدل خسارت GTN یافت.

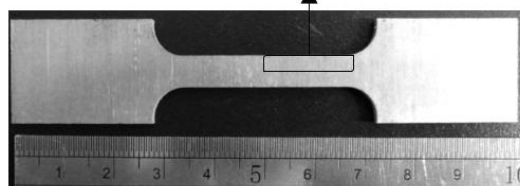
جدول ۱- پارامترهای مدل خسارت GTN برای آلیاژ آلومینیم

O-5052 به عنوان حدس اولیه [۴]

مقدار ثوابت	ضرایب ثابت مدل GTN	مقدار ثوابت	ضرایب ثابت مدل GTN
۰/۱	S_N	۰/۰۰۲۹۷۸	f_0
۱/۵	q_1	۰/۰۳۰۱۰۳	f_c
۱	q_2	۰/۰۲۴۹	f_N
۲/۲۵	q_3	۰/۰۴۸۵۴	f_f
		۰/۱۰۲۸	ϵ_N

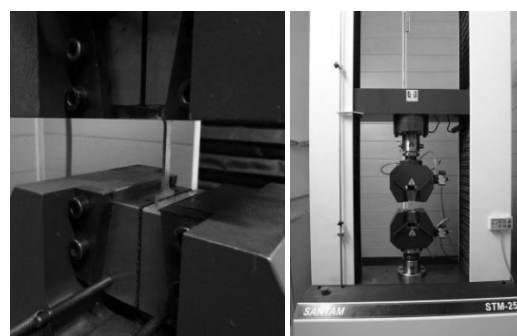


(الف)

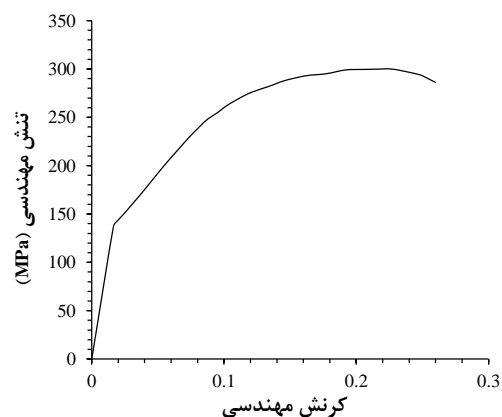


(ب)

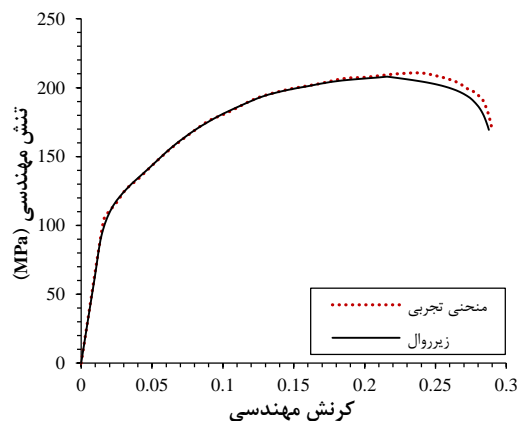
شکل ۳- الف) مش بندی و ب) ابعاد و هندسه نمونه کشش تک محوره آلیاژ آلومینیم O-5083



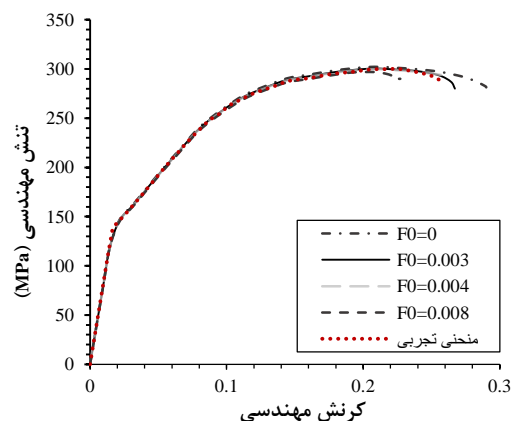
شکل ۴- نمایی از آزمون کشش تک محوره



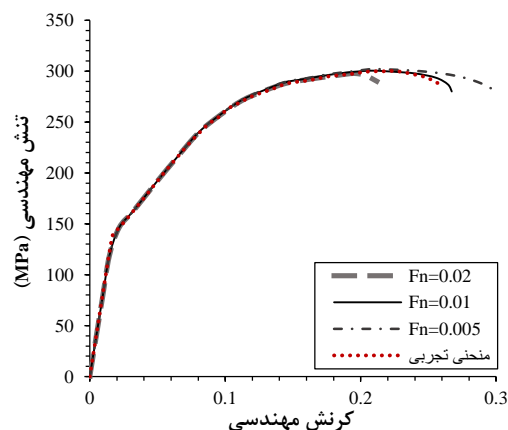
شکل ۵- منحنی تنش-کرنش مهندسی مربوط به آلیاژ آلومینیم O-5083



شکل ۶ - مقایسه منحنی تنش- کرنش مهندسی تجربی برای آلیاژ آلومینیم ۵۰۵۲-۰ [۴] با منحنی حاصل از شبیه‌سازی



شکل ۷- منحنی تنش مهندسی در مقابل کرنش مهندسی در کسر حجمی حفرات اولیه مختلف

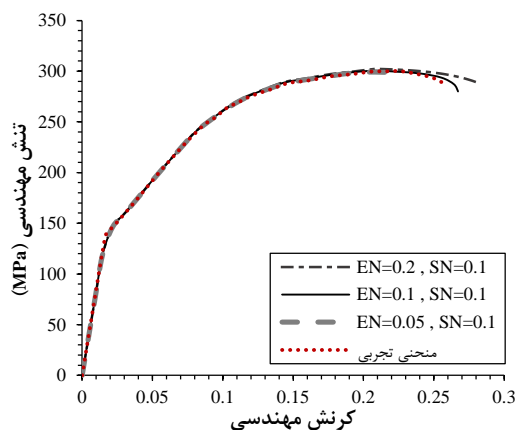


شکل ۸- منحنی تنش مهندسی در مقابل کرنش مهندسی در کسر حجمی حفرات مستعد جوانه‌زنی مختلف

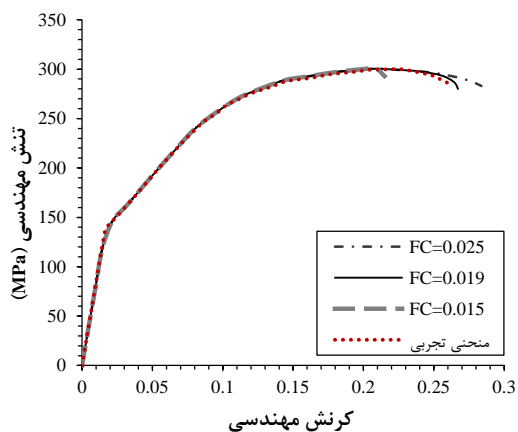
در شکل ۷، تاثیر پارامتر f_0 روی منحنی تنش کرنش مهندسی نشان داده شده است. نکته حائز اهمیت، در شکل ۷ جابجایی اعمالی برای شبیه‌سازی ۴mm است، ولی جابجایی نهایی در منحنی‌ها با توجه به شرایط کسر حجمی حفرات اولیه، متفاوت خواهد بود. همان‌طور که در شکل ۷ مشاهده می‌شود f_0 برابر با ۰/۰۰۳ با منحنی آزمون تجربی مطابقت بهتری نسبت به سایر کسر حجمی حفرات اولیه دارد. این مقدار کسر حجمی با مقدار معرفی شده در جدول ۱ مشابهت دارد که برابر با ۰/۰۰۲۹۷۸ است. این بدان معنا است که کسر حجمی حفرات اولیه در ساختار را می‌توان معادل با مفهوم عیوب اولیه موجود همانند حفرات موجود در مرزدانه‌ها و همچنین نقاط اتصال مرزدانه‌ها در ساختار در نظر گرفت که این عیوب در آلیاژ آلومینیم ۵۰۸۳-۰ مشابه با آلیاژ آلومینیم ۵۰۵۲-۰ است. همان‌طور که مشاهده می‌شود، با افزایش کسر حجمی حفرات اولیه که معادل با افزایش عیوب اولیه آلیاژ است، شروع گلوپی در کرنش مهندسی کم‌تری رخ می‌دهد و حاکی از شکست زودهنگام در قطعه‌کار است.

در شکل ۸، تاثیر پارامتر f_N روی منحنی تنش کرنش مهندسی نشان داده شده است. همان‌طور که مشاهده می‌شود، با افزایش پارامتر f_N تشخیص بهتری از شروع گلوپی خواهیم داشت؛ بطوری‌که در کسر حجمی جوانه‌زنی حفرات برابر با ۰/۰۱ مطابقت بهتری با منحنی آزمون تجربی مشاهده می‌شود. با افزایش بیش‌تر پارامتر f_N شروع گلوپی در کرنش مهندسی کم‌تری رخ خواهد داد و باعث شکست زود هنگام در قطعه‌کار خواهد شد. با کاهش مقدار f_N شروع گلوپی به تعویق می‌افتد که این حقیقت با توجه به فرمول‌های (۸) و (۹)، باعث کاهش در ضریب جوانه‌زنی و همچنین کاهش نرخ جوانه‌زنی حفرات می‌شود و با توجه به فرمول (۶)، باعث کاهش کسر حجمی حفرات در قطعه‌کار می‌شود؛ بنابراین فرآیند انعقاد حفرات و همچنین شروع گلوپی به تعویق می‌افتد. به عنوان مثال، می‌توان در شکل ۸ مشاهده کرد که در f_N برابر با مقدار ۰/۰۱، کرنش مهندسی برای شروع گلوپی برابر با مقدار ۰/۲۴۸ است، در حالیکه مقدار کرنش مهندسی در f_N برابر با ۰/۰۰۵، مقدار ۰/۲۶۹ است.

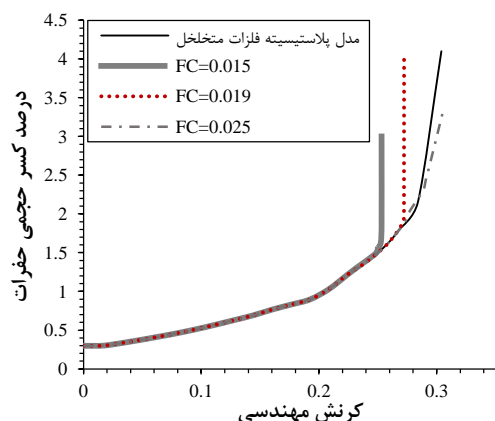
علاوه بر f_N ، ϵ_N نیز بر روی گلوپی شدن تاثیر گذار است. همان‌گونه که در شکل ۹ مشاهده می‌شود، با کاهش کرنش جوانه‌زنی میانگین، شروع گلوپی به تعویق می‌افتد.



شکل ۹- منحنی تنش مهندسی در مقابل کرنش مهندسی در کرنش جوانه‌زنی میانگین مختلف



شکل ۱۰- منحنی تنش مهندسی در مقابل کرنش مهندسی در کسر حجمی حفرات بحرانی مختلف



شکل ۱۱- منحنی کسر حجمی حفرات در مقابل کرنش مهندسی در کسر حجمی حفرات بحرانی مختلف

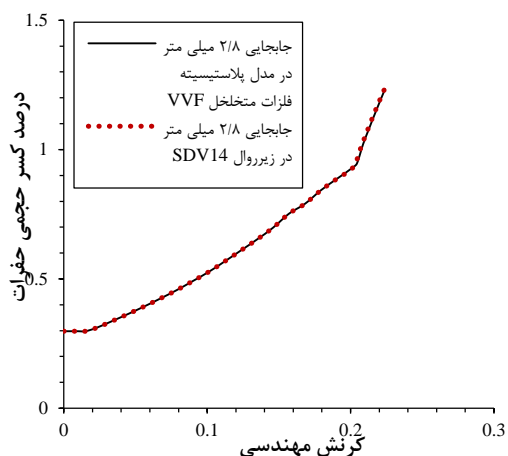
کرنش جوانه‌زنی میانگین، کرنش مکان‌های مستعد جوانه‌زنی حفرات است که در این مکان‌ها، شرایط مطلوب برای جوانه‌زنی حفرات فراهم است. همان‌طور که در شکل ۹ مشاهده می‌شود، هنگامی که مقادیر ϵ_N ، δ_N برابر با مقدار ۰/۱ می‌باشد، جوانه‌زنی روند بهتری را با توجه به میزان کرنش ارائه می‌دهد که این مقدار برای آلیاژهای آلومینیم مقدار مطلوبی است.

تأثیر پارامتر f_c روی منحنی‌های تنش در مقابل کرنش مهندسی و همچنین کسر حجمی حفرات در مقابل کرنش مهندسی در شکل ۱۰ و شکل ۱۱ مشاهده می‌شود. همان‌طور که مشاهده می‌شود، در f_c برابر با ۰/۱۵، شبیه‌سازی در قسمت گلویی شدن با مشکل روبرو می‌شود و شرایط لازم برای گلویی شدن در آن در کرنش‌های کم‌تری رخ می‌دهد. همچنین در f_c برابر با ۰/۲۵ نیز به علت بالا بودن میزان کسر حجمی بحرانی حفرات، شروع گلویی شدن به تأخیر می‌افتد و همچنین ادامه روند شبیه‌سازی برای پیش بینی شکست با مشکل روبرو می‌کند، ولی در f_c برابر با ۰/۱۹ منحنی تنش کرنش انطباق نسبتاً خوبی با منحنی تنش کرنش تجربی به کار رفته در این پژوهش دارد. اختلاف ناچیزی که در نمودار تنش-کرنش مهندسی تجربی و همچنین منحنی‌های تنش-کرنش مهندسی در شبیه‌سازی مشاهده می‌شود، به این دلیل است که شبیه‌سازی در شرایط ایده‌آل‌تری، نسبت به حالت تجربی است؛ به عبارت دیگر، در حالت تجربی بسیاری از عیوب ریزساختاری در قطعه‌کار است که در فرآیند شبیه‌سازی، از آن‌ها صرف‌نظر شده است و همچنین کنترل فرآیند شبیه‌سازی از لحظه باریک‌شوندگی تا لحظه شکست مشکل است. دلیل دیگر این عدم تطابق، فرض‌هایی از جمله همسانگردی پلاستیک و همچنین کروی بودن حفرات در زیرروال می‌تواند باشد. باید توجه داشت که رفتار فلزات در دمای محیط، به صورت الاستیک-پلاستیک ناهمسانگرد است و همچنین حفرات می‌توانند به اشکال متفاوت و نامنظمی باشند. شکل ۱۱، درصد کسر حجمی حفرات در مقابل کرنش مهندسی مربوط به بخش پلاستیک در کسر حجمی حفرات بحرانی مختلف را نشان می‌دهد. در شکل ۱۱ نیز می‌توان مشاهده کرد که در نمودار مربوط به f_c برابر با ۰/۱۹، شبیه‌سازی روند دقیق‌تری

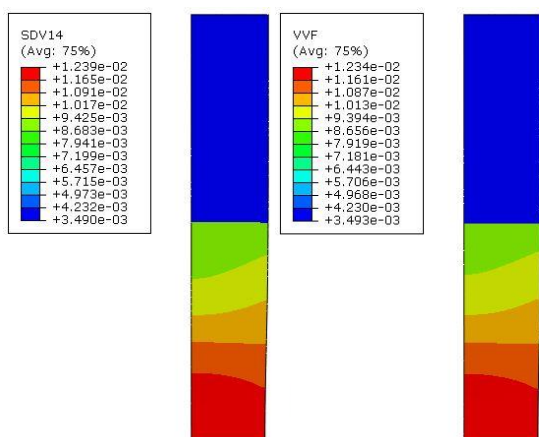
جدول ۲- پارامترهای مدل خسارت GTN برای آلیاژ

آلومینیوم O-۵۰۸۳

مقدار ثوابت	ضرایب ثابت مدل GTN	مقدار ثوابت	ضرایب ثابت مدل GTN
۰/۱	S_N	۰/۰۰۳	f_0
۱/۵	q_1	۰/۰۱۹	f_C
۱	q_2	۰/۰۱	f_N
۲/۲۵	q_3	۰/۰۴	f_f
		۰/۱	ϵ_N



شکل ۱۲- کسر حجمی حفرات در برابر کرنش مهندسی برای آلیاژ آلومینیوم O-۵۰۸۳ در جابجایی ۲/۸ mm



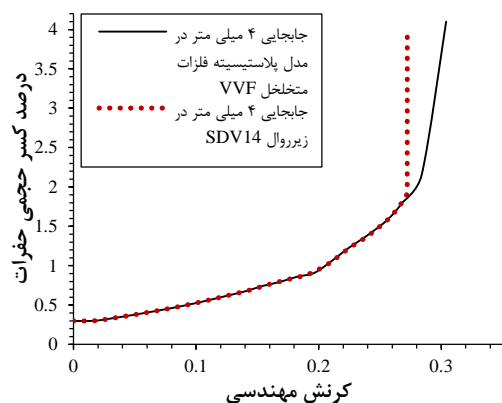
شکل ۱۳- ترسیم کانتور کسر حجمی حفرات در زیرروال UMAT (سمت چپ) و مدل پلاستیسیته فلزات متخلخل (سمت راست) برای آلیاژ آلومینیوم O-۵۰۸۳ در جابجایی ۲/۸ mm

برای درصد کسر حجمی حفرات پیش‌بینی می‌نماید. به عبارت دیگر، روند ادامه شبیه‌سازی تا لحظه شکست (جوانه-زنی، رشد و انعقاد حفرات) را به راحتی انجام می‌دهد، ولی همان‌طور که مشاهده می‌شود، در f_C برابر با ۰/۰۲۵، به علت بیش‌تر شدن مقدار کسر حجمی بحرانی حفرات، انعقاد حفرات به تعویق می‌افتد و روند ادامه شبیه‌سازی با مشکل روبرو می‌شود.

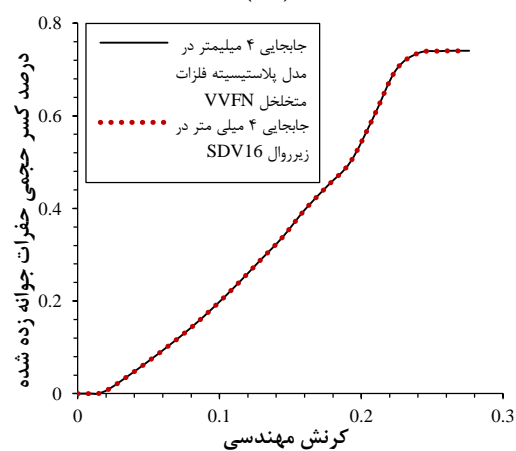
فاصله مابین کسر حجمی در ۲ پارامتر f_f و همچنین f_C روند ادامه شبیه‌سازی را کنترل می‌کند. دلیل این امر، پارامتر نرخ انعقاد G است که در معادله (۵)، ارتباط آن با ۲ پارامتر f_C و f_f مشاهده می‌شود. با افزایش مقدار f_f ، شیب نهایی شکست کمتر و در نتیجه شکست در کرنش‌های بیش‌تر رخ می‌دهد و با کاهش مقدار f_f شیب نهایی شکست بیش‌تر و سبب شکست زود هنگام در ورق فلزی می‌شود. در آلیاژ آلومینیوم O-۵۰۸۳ فاصله ما بین گلویی شدن تا شکست کوتاه است. جهت تطبیق منحنی تنش-کرنش مهندسی در شبیه‌سازی با منحنی تنش-کرنش مهندسی تجربی، کسر حجمی نهایی شکست برابر با مقدار ۰/۰۴ فرض شده است. جدول ۲ پارامترهای مدل خسارت GTN تعیین شده از طریق شبیه‌سازی برای آلیاژ آلومینیوم O-۵۰۸۳ را نشان می‌دهد.

با توجه به ثوابت بدست آمده برای آلیاژ آلومینیوم O-۵۰۸۳ می‌توان منحنی‌های درصد کسر حجمی حفرات، درصد کسر حجمی حفرات جوانه‌زده شده و همچنین درصد کسر حجمی حفرات رشد یافته در مقابل کرنش مهندسی را استخراج و روند این منحنی‌ها را مشاهده کرد. همچنین برای نشان دادن صحت داده‌های استخراج شده برای آلیاژ آلومینیوم O-۵۰۸۳ از زیرروال UMAT، این داده‌ها مجدداً با مدل پلاستیسیته فلزات متخلخل موجود در نرم‌افزار آباکوس مورد مقایسه قرار گرفت که به عنوان نمونه این مقایسه برای جابجایی ۲/۸ mm در شکل‌های ۱۲ و ۱۳ نشان داده شده است.

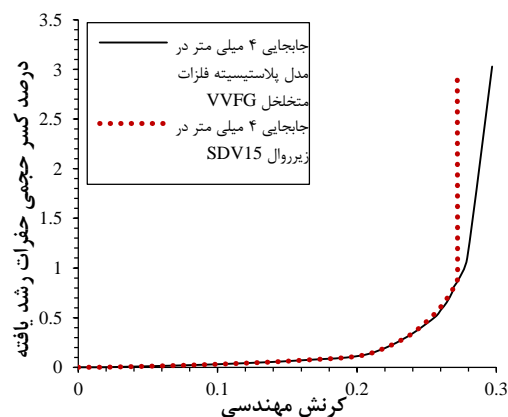
در شکل ۱۲، منحنی‌های کسر حجمی حفرات در مقابل کرنش مهندسی، از یک مقدار اولیه کسر حجمی شروع می‌شوند که مقدار $f_0 = ۰/۰۰۳$ است. همچنین در شکل ۱۳، کسر حجمی حفرات به دو نام SDV14 و VVF مشاهده می‌شود که VVF کسر حجمی حفرات در نرم‌افزار آباکوس در مدل پلاستیسیته فلزات متخلخل و SDV14 کسر حجمی



(الف)



(ب)



(ج)

شکل ۱۴- (الف) کسر حجمی حفرات در برابر کرنش مهندسی

(ب) نرخ جوانه‌زنی حفرات در مقابل کرنش مهندسی و (ج)

نرخ رشد حفرات در مقابل کرنش مهندسی، در جابجایی

۴ mm

حفرات در زیرروال UMAT است. همان‌طور که مشاهده می‌شود، در جابجایی ۲/۸mm تمرکز حفرات در بخش انتهایی نمونه بیشتر است و شرایط لازم را برای شروع گلوبی موضعی در این ناحیه را فراهم می‌آورد.

با ادامه جابجایی به میزان ۴mm روند تابع کسر حجمی تغییر خواهد کرد؛ به‌طوری‌که که تا کسر حجمی بحرانی حفره f_c ، همانند جابجایی‌های کمتر روند نمودار به صورت افزایشی است، ولی از کسر حجمی حفره بالاتر از میزان f_c روند نمودار، با شیب بیشتری به علت وجود نرخ انعقاد ریز حفرات خواهد بود که این روند در جابجایی ۴mm در شکل ۱۴ الف به وضوح مشاهده می‌شود.

در زیرروال مربوط به مدل خسارت GTN، پارامترهای نرخ جوانه‌زنی و نرخ رشد حفرات نیز بررسی شده است که در شکل ۱۴ ب و ج، اثر این پارامترها در جابجایی ۴mm نشان داده شده است. همان‌طور که مشاهده می‌شود، روند نرخ جوانه‌زنی حفرات در زیرروال و مدل پلاستیسیته فلزات متخلخل یکسان است و همچنین روند نرخ رشد حفرات تا مقدار کسر حجمی بحرانی، هم‌پوشانی خود را با مدل پلاستیسیته فلزات متخلخل حفظ می‌کند، ولی با افزایش کرنش حفرات با یکدیگر ادغام می‌شوند و تشکیل حفرات درشت‌تری می‌دهند که سبب افزایش نرخ رشد حفرات با سرعت بیشتری در $f > f_c$ می‌شود.

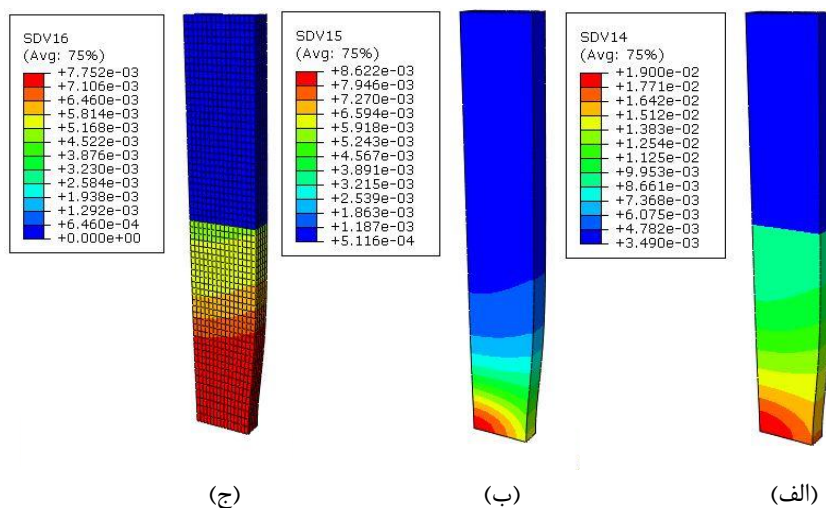
همان‌طور که در شکل ۱۴ مشاهده می‌شود، در کرنش مهندسی حدود ۰/۲ جوانه‌زنی و رشد حفرات با سرعت بیش‌تری انجام می‌شود که باعث افزایش کسر حجمی حفرات در کرنش بیش از ۰/۲ می‌شود. دلیل این امر مکان‌های مناسب جوانه‌زنی است که با افزایش کرنش این مکان‌ها کاهش یافته و رشد حفرات بیش‌تر می‌شود. این مطلب در شکل ۱۴ ب، به خوبی نشان داده شده است؛ به طوری‌که در کرنش‌های حدود ۰/۲۴۴۳ به علت به اتمام رسیدن مکان‌های مناسب جوانه‌زنی، نرخ جوانه‌زنی حفرات ثابت می‌شود و جوانه‌زنی حفرات جدید نخواهیم داشت. در شکل ۱۴، مشاهده می‌شود که شکست ناشی از فرآیند کشش در زیرروال UMAT در کرنش مهندسی پایین‌تری نسبت به فرآیند کشش در مدل پلاستیسیته فلزات متخلخل، اتفاق می‌افتد. این پیش‌بینی شکست در شکل ۱۴ الف به نمایش

حفرات شده، نهایتاً منجر به شکست نمونه خواهد شد؛ بنابراین مدل پلاستیسیته فلزات متخلخل در تشخیص دو پارامتر f_c و f_f در حل‌کننده ضمنی با مشکل روبرو خواهد بود، ولی زیرروال UMAT این دو پارامتر را نیز در بر می‌گیرد و از این طریق قادر به تعیین کسر حجمی بحرانی حفرات و همچنین کسر حجمی حفرات در شکست نهایی خواهیم بود.

در شکل ۱۵، کانتورهای کسر حجمی حفرات و همچنین نرخ جوانه‌زنی و نرخ رشد حفرات در جابجایی ۳/۴۱ mm در اثر فرآیند کشش تک‌محوره کاملاً مشهود است. دلیل انتخاب جابجایی ۳/۴۱ mm برای ترسیم کانتور در شکل ۱۵، نشان دادن کسر حجمی بحرانی و همچنین گلوبی شکل‌گرفته در پی آن در زیرروال است.

نهایتاً شکل ۱۶، صحت تشخیص گلوبی در فرآیند آزمون کشش تک‌محوره به صورت تجربی و همچنین شبیه‌سازی فرآیند آزمون کشش تک‌محوره در نرم‌افزار آباکوس را نشان می‌دهد. شبیه‌سازی نشان داده شده در شکل ۱۶ چ مربوط به فرآیند کشش تک‌محوره در حالت ۱/۴ طول سنج و عرض سنج در f_c برابر با ۰/۱۹ است. همان‌طور که مشاهده می‌شود، گلوبی در شکل ۱۶ چ در قسمت انتهایی مدل ۱/۴ طول سنج و عرض سنج رخ می‌دهد که این مکان در

درآمده است که جوانه‌زنی و رشد حفرات در زیرروال UMAT در کرنش مهندسی کمتر از ۰/۲۶ متوقف می‌شود که این توقف به علت شکست نمونه است، ولی در مدل پلاستیسیته فلزات متخلخل این شکست در کرنش مهندسی ۰/۲۹۲ دیده می‌شود. پیش‌بینی شکست در زیرروال UMAT ناشی از بخش انعقاد حفرات است که سبب بروز شکست در کرنش مهندسی کمتر می‌شود. این موضوع باعث می‌شود که شکست در زیرروال UMAT در جابجایی کمتر از ۳/۵ mm اتفاق بیافتد و ادامه روند شبیه‌سازی متوقف شود، ولی در مدل پلاستیسیته فلزات متخلخل شبیه‌سازی متوقف نمی‌شود و تا جابجایی ۳/۷ mm ادامه می‌یابد و این موضوع بیان‌گر ضعف در تشخیص شکست در مدل پلاستیسیته فلزات متخلخل است. اختلاف بین داده‌های مربوط به زیرروال UMAT و داده‌های مربوط به مدل پلاستیسیته فلزات متخلخل همان‌طور که در بالا به آن اشاره شد، بدلیل شروع مرحله انعقاد خواهد بود که در این مرحله، روابط مربوط به کسر حجمی متفاوت با مرحله قبل آن خواهد بود و کسر حجمی حفره با تابع جدیدی کنترل می‌شود که شامل پارامتر نرخ انعقاد G (معادله (۵)) است. در مرحله شروع انعقاد ترکیبی از فرآیند گلوبی شدن و همچنین انعقاد حفره‌ها اتفاق می‌افتد که این مسئله سبب افت سریع تانژنس، افزایش سرعت بهم‌پیوستگی



شکل ۱۵- ترسیم کانتورهای (الف) کسر حجمی حفرات (SDV14)، (ب) نرخ رشد حفرات (SDV15) و (ج) نرخ جوانه‌زنی حفرات (SDV16) در زیرروال UMAT در جابجایی ۳/۴۱ mm

در این پژوهش، سعی در بدست آوردن پارامترهای مدل خسارت GTN برای آلیاژ آلومینیوم ۵۰۸۳-O از طریق روش تطبیق منحنی تنش-کرنش مهندسی در شبیه‌سازی با منحنی تنش-کرنش مهندسی تجربی، شده است. برای تخمین صحیح ۶ پارامتر $f_0, f_C, f_N, f_f, \varepsilon_N$ و S_N برای مدل خسارت GTN در آلیاژ آلومینیوم ۵۰۸۳-O، شبیه‌سازی انجام شد. نتایج نشان می‌دهد که در f_0 برابر با f_N ، $0/003$ ، برابر با ε_N ، $0/01$ و S_N برابر با f_C ، $0/1$ ، برابر با f_f با $0/04$ و همچنین نتایج تست کشش تک‌محوره تجربی آلیاژ آلومینیوم ۵۰۸۳-O دارد.

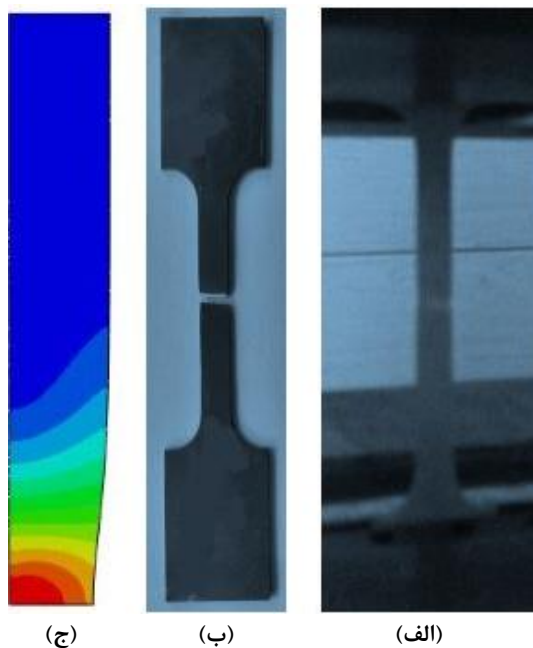
برای تعیین صحت پارامترهای بدست آمده از طریق زیرروال، زیرروال UMAT را با مدل پلاستیسیته فلزات متخلخل مورد مقایسه قرار داده شد. در زیرروال UMAT اثر ناشی از انقباض حفرات در نظر گرفته شده است؛ این در حالی است که در مدل پلاستیسیته فلزات متخلخل موجود در نرم‌افزار آباکوس در روش حل ضمنی، انقباض حفرات بعد از کسر حجمی بحرانی در نظر گرفته نمی‌شود. نتایج نشان داد که در کرنش‌های حدود $0/2443$ به علت به اتمام رسیدن مکان‌های مناسب جوانه‌زنی، نرخ جوانه‌زنی حفرات ثابت می‌شود و جوانه‌زنی حفرات جدید نخواهد داشت و از کرنش $0/2443$ به بعد، فقط رشد حفرات اتفاق می‌افتد. همچنین نرخ جوانه‌زنی و رشد مشابه مدل موجود در نرم‌افزار آباکوس است، با این تفاوت که نرخ رشد بعد از پارامتر کسر حجمی بحرانی با شیب بیشتری روند صعودی خود را طی می‌کند و این روند به علت فاکتور نرخ انقباض G در روابط به کار رفته در زیرروال UMAT است؛ بنابراین مدل پلاستیسیته فلزات متخلخل موجود در نرم‌افزار آباکوس در تعیین دو پارامتر f_C و f_f در حل‌کننده ضمنی با مشکل روبرو است و زیرروال UMAT، قادر به تعیین این دو پارامتر نیز است.

علاوه بر این، انقباض حفرات سبب شده است که شکست در شبیه‌سازی از طریق زیرروال UMAT در کرنش مهندسی کم‌تر نسبت به مدل پلاستیسیته فلزات متخلخل رخ دهد. همچنین در انتها نیز مقایسه‌ای بین نتایج تجربی و شبیه‌سازی انجام پذیرفت که در هر دو فرآیند تجربی و شبیه‌سازی، اهمیت کوتاه بودن زمان بین گلوبی و شکست مشخص است.

قطعه‌کار مرکز نمونه، همانند شکل ۱۶ الف و ب خواهد بود همان‌طور که هر دو فرآیند تجربی و شبیه‌سازی نشان می‌دهند، در آلیاژ ۵۰۸۳-O میزان گلوبی چشم‌گیر نمی‌باشد و شکست زود هنگام بعد از شروع گلوبی را نتیجه می‌دهد. در ضمن می‌توان مشاهده کرد که هندسه نمونه کشش تک‌محوره در شبیه‌سازی در لحظه قبل از شکست تا حدود زیادی با هندسه نمونه شکسته شده تطابق دارد.

۴- نتیجه‌گیری

در این پژوهش، فرآیند کشش تک‌محوره ورق آلیاژ آلومینیوم ۵۰۸۳-O به ضخامت ۱mm برای مدل خسارت GTN از طریق زیرروال UMAT، شبیه‌سازی و مورد بررسی قرار گرفت. برای اعتبار سنجی زیرروال را با پارامترهای آلیاژ آلومینیوم ۵۰۵۲-O استفاده شد که از طریق تجربی بدست آمده بودند و تطابق خوبی ما بین منحنی تجربی و شبیه‌سازی مشاهده شد.



شکل ۱۶- الف) گلوبی شدن در حین آزمون تجربی کشش تک‌محوره، ب) شکست قطعه‌کار و ج) شبیه‌سازی فرآیند کشش تک‌محوره به صورت ۱/۴ از طول سنج و عرض سنج آلیاژ آلومینیوم ۵۰۸۳-O در جابجایی ۴mm

	$A_i^{\Omega \varepsilon_{eq}^p}$	۵- لیست علائم
تانسورهای مرتبه ۲	$A_i^{\Omega f}$	علائم اسکالر
	A_i^{Λ}	
	A_i^{ϕ}	
تانسور مرتبه ۴	A_i^{Ω}	تابع جوانه‌زنی A/f_N
تانسور مرتبه ۴ الاستیک	C	$\Delta \varepsilon_{eq}^p$
نماد دیفرانسیلی نمو تانسوری کرنش الاستیک	$d\varepsilon^e$	ضرایب اسکالر تانسور ضرایب $a_i^{\Lambda f}$
تانسور واحد مرتبه ۲	I	$\phi \varepsilon_{eq}^p$
نماد تانسور ضرایب	$[J]_i$	$a_i^{\phi f}$
تنش دویاتور تانسور تنش کوشی	S_{ij}	$d\varepsilon_{eq}^p$
	علائم تانسوری یونانی	df
نمو تانسوری کرنش الاستیک	$\Delta \varepsilon^e$	f
تانسور کرنش الاستیک	ε^e	f_0
تانسور کرنش مومسان	ε^p	f_c
تانسور تنش	σ	f_f
نماد تانسوری برای معرفی توابع حل عددی	Ω	\dot{f}_g
		f_N
		\dot{f}_n
		f^*
		G
		q_1
		q_2
		q_3
		S_N
		علائم اسکالر یونانی
	$ij = 1, 2, 3$	دلتای کرانکر و δ_{ij}
		Δf
		$\Delta \varepsilon_{eq}^p$
		ε_{eq}^p
		ε_N
		Λ
		σ_e
		σ_m
		σ_y
		ϕ
		علائم تانسوری

۶- مراجع

- [1] Acharyya S, Dhar S (2008) A complete GTN model for prediction of ductile failure of pipe. Mater Sci 43(6): 1897-1909.
- [2] Hao S, Brocks W (1997) The Gurson-Tvergaard-Needleman-model for rate and temperature-dependent materials with isotropic and kinematic hardening. Comput Mech 20 (1-2): 34-40.
- [3] Chen Z, Dong X (2009) The GTN damage model based on Hill'48 anisotropic yield criterion and its application in sheet metal forming. Comp Mater Sci 44 (3): 1013-1021.
- [4] He M, Li F, Wang Z (2011) Forming Limit Stress Diagram Prediction of Aluminum Alloy 5052 Based on GTN Model Parameters Determined by In Situ Tensile Test. Chinese J Aeronaut 24(3): 378-386.
- [5] Alegre J, Cuesta I, Bravo P (2011) Implementation of the GTN damage model to simulate the small punch test on pre-cracked specimens. Procedia Eng 10: 1007-1016.
- [6] Abbasi S, Bagheri B, Ketabchi M (2012) Application of response surface methodology to drive GTN model parameters and determine the FLD of tailor welded blank. Comp Mater Sci 53(1): 368-376.
- [7] Abbasi M, Shafaat MA, Ketabchi M, Haghshenas DF (2012) Application of the GTN model to predict the forming limit diagram of IF-Steel. J Mech Sci Technol 26 (2): 345-352.

- [13] LIU L-g, LIU W, WANG J-x (2012) Influence of interfacial adhesion strength on formability of AA5052/polyethylene/AA5052 sandwich sheet AA5052/polyethylene/AA5052 sandwich sheet. *T Nonferr Metal Soc* 22: 395-401.
- [14] Xue L (2008) Constitutive modeling of void shearing effect in ductile fracture of porous materials. *Eng Fract Mech* 75(11): 3343-3366.
- [15] Besson J, Steglich D, Brocks W (2001) Modeling of crack growth in round bars and plane strain specimens. *Int J Solids Struct* 44: 8259-8284.
- [16] Abbassi F, Belhadj T, Mistou S (2012) Parameter identification of a mechanical ductile damage using Artificial Neural Networks in sheet metal forming. *Mater Design* 45:605-615.
- [8] Gurson AL (1997) Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: Part I—Yield criteria and flow rules for porous ductile media. *J Eng Mater-T Asme* 99 (1): 2-15.
- [9] Tvergaard V (1981) Influence of voids on shear band instabilities under plane strain conditions. *Int J Fracture* 17 (4): 389-407.
- [10] Tvergaard V (1982) On localization in ductile materials containing spherical voids. *Int J Fracture* 18 (4): 237-252.
- [11] Tvergaard V, Needleman N (1984) Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar. *Acta Metall Mater* 32 (1): 157-169.
- [12] Needleman A (1987) A continuum model for void nucleation by inclusion debonding. *J Appl Mech-T Asme* 54 (3): 525-531.