ボイド成長解析に基づくダメージモデルの 延性亀裂進展シミュレーションへの適用*

山田 剛久**, 大畑 充***

Application of damage model based on void growth analysis to ductile crack growth simulation*

by YAMADA Takehisa** and OHATA Mitsuru***

The aim of this study is to confirm that ductile crack growth resistance of cracked components can be predicted by simulation model with the proposed damage model, which is derived by unit cell analyses with an initial void and reflects void growth behavior until ductile crack initiation. Critical strain under constant stress triaxiality history, which is used in the damage model as ductility of the material, could be determined properly using tensile test results by inverse analyses. Tensile tests using notched round bar specimens, which simply represent stress triaxiality history similar to cracked component, were conducted for two different steels and the proposed damage model was found to be validated for evaluation of ductile crack initiation limit. Then, ductile crack growth tests of two types of bend specimens with a machined notch and a fatigue pre-crack were conducted for a mild steel. It was demonstrated that ductile crack growth resistance could be reproduced using simulation model with the proposed damage model with high accuracy and the influence of plastic constraint to ductile crack growth behavior could be simulated.

Key Words: damage model, ductile crack initiation, ductile crack growth resistance, stress triaxiality, simulation

1. 緒 言

近年の鉄鋼材料の高靱性化に伴い、構造物の安全性や信頼性の確保の観点で、延性亀裂の発生限界および進展挙動を精度良く評価・予測できる技術の構築が望まれている。マイクロボイドの成長・合体に起因して生じる延性亀裂の発生限界特性は、従来、応力多軸度と相当ひずみを用いて整理されており、延性亀裂発生限界ひずみは応力多軸度に依存することが確認されている¹⁻²⁾。負荷中に応力多軸度が複雑に変化する亀裂部材の延性亀裂進展抵抗の予測には、上述の特性を用いて、応力多軸度に依存する限界ひずみに対するひずみ増分を損傷度増分として表わし、それを累積していく方法が考えられ、材料の延性特性を考慮でき、簡便で実用的である。このような累積損傷モデルの例として、Ohらは、ひずみの増加に対して損傷が線形的に累積していくと仮定した線形累積損傷モデルを延性亀裂進展抵抗曲線(R曲線)のシミュレーションに用いている³⁾。一方、マイクロボイドの成長・合体に基づく延性損傷発展を考えた場合、損傷はひずみの増加に対して非線形的に蓄積することが報告されており⁴⁻⁶⁾、R曲線を予測するためには、応力多軸度履歴に応じた損傷発展挙動が適切に考慮されるダメージモデルを用いることが重要となる。そこで、著者らは、鉄鋼材料を想定して、ボイド成長挙動をUnit cellを用いた弾塑性解析により把握し、そこから導かれる損傷発展則を用

いて非線形的な損傷の蓄積を反映した簡易的で現象論的な非線形累積損傷モデルを提案してきた⁷⁾。

本研究では、提案する非線形累積損傷モデルの適用性を検証し、亀裂部材の延性亀裂進展抵抗を簡易的にシミュレーションする手法を構築することを目的とする。まず、亀裂部材における応力多軸度の変化を想定し、円周切欠き付丸棒試験片を用いてその応力多軸度の変化を簡易的に模擬した試験を実施する。非線形累積損傷モデルを用いて、この試験における延性亀裂の発生限界を評価できることを示し、提案モデルの有効性を確認する。ここでは、軟鋼と高張力鋼を用いた検証を行い、機械的性質が異なる鉄鋼材料に対して適用できることを示す。次に、軟鋼を対象に機械切欠き材および疲労予亀裂材の延性亀裂進展試験を実施し、非線形累積損傷モデルを組み込んだシミュレーションモデルにより、切欠き底および疲労予亀裂先端からの延性亀裂進展抵抗が予測可能であることを示す。

2. ボイド成長解析に基づくダメージモデル⁷⁾

著者らは、Unit cellによるボイド成長解析によって得られた損傷発展挙動を取り入れた延性ダメージモデルを提案してきた⁷⁾。具体的には、Unit cellの系統的な弾塑性解析により、ひずみの増加に対して非線形的に成長するボイド成長の挙動を把握し、ボイドの急成長点を延性亀裂発生限界として整理することで、ボイドの成長挙動、すなわち損傷の発展挙動が材料の応力-ひずみ関係に依らず表現できることを導いている。次式にUnit cell解析から導出した損傷発展則を示す。

*受付日 平成31年4月9日 受理日 令和元年6月27日

**正 員 株式会社IHI Member, IHI Corporation

***正 員 大阪大学大学院 Member, Osaka University

$$\omega = a \cdot \exp\left(b \cdot \frac{E_{eq}}{E_c(\eta)}\right) + c \quad (1)$$

ここで、 ω は損傷度、 E_{eq} はマクロ相当ひずみ、 $E_c(\eta)$ は延性亀裂発生時の限界相当ひずみであり、応力多軸度 η に依存する。また、 a, b, c は初期ボイド体積率 f_0 に依存する係数であり、Table 1に示す値を取る。ここで、ひずみの増加に対して損傷が線形的に累積する、いわゆる線形累積損傷モデルにおける損傷発展は E_{eq} と $E_c(\eta)$ を用いて次式で表わされる。

$$\omega' = \frac{E_{eq}}{E_c(\eta)} \quad (2)$$

ここで、 ω' は線形累積損傷モデルにおける損傷度である。さらに、簡易的なダメージモデルの定式化のために、式(2)から得られる線形累積損傷モデルの損傷度増分とUnit cell解析より導出した式(1)から得られる損傷度増分の比を用いて、次式で表わされる非線形累積損傷モデルを提案している。

$$\omega = \int d\omega = \int \gamma \omega \cdot \frac{d\bar{\epsilon}_p}{\bar{\epsilon}_{p,cr}(\eta)} = 1 \quad (3)$$

ここで、 $d\omega$ は損傷度増分、 $d\bar{\epsilon}_p$ は相当塑性ひずみ増分、 $\bar{\epsilon}_{p,cr}(\eta)$ は一定応力多軸度履歴下における延性亀裂発生時の

限界相当塑性ひずみであり応力多軸度 η ($\sigma_m/\bar{\sigma}$, σ_m : 平均応力, $\bar{\sigma}$: 相当応力) に依存する。 γ は f_0 に依存する係数でTable 1に示す値を取り、 ω が1に達したときに延性亀裂が発生すると定義する。式(3)は $d\bar{\epsilon}_p$ と $\bar{\epsilon}_{p,cr}(\eta)$ の比で表わされる線形累積損傷モデル³⁾に対して、損傷度が大きくなるに従い損傷度の蓄積が加速していくことを表現している。また、初期損傷度 ω_0 は f_0 と延性亀裂発生時の限界ボイド体積率 f_c の比で表わされ、Table 1に示す値となる。式(3)における γ や ω_0 は f_0 と良い相間があることが確認されている。

3. 実験方法

3.1 円周切欠き付丸棒試験片の引張試験

供試材には、強度および加工硬化能が異なる溶接構造用圧延鋼材 SM400B および高張力鋼 HT780 を用いた。Table 2 および Table 3 に各供試材の化学成分および機械的性質を示す。Fig. 1 に示す平滑丸棒試験片と切欠き半径 R の異なる円周切欠き付丸棒試験片 ($R=1, 2, 5$ mm) を作製した。試験片長手方向は供試材の圧延方向とした。平滑丸棒試験片を用いた単調引張試験は JIS Z 2241 に準拠して実施し、切欠き付丸棒試験片を用いた引張試験では試験機変位制御にて、変

Table 1 Coefficients in equations (1) and (3) and initial damage used for nonlinear damage accumulation model

Initial void volume fraction f_0 (%)	a in eq.(1)	b in eq.(1)	c in eq.(1)	γ in eq.(3)	Initial damage ω_0
0.1	0.020	3.90	0.013	3.83	0.033
0.01	0.0045	5.40	0.0005	5.27	0.005
0.001	0.0010	6.91	0.00	6.91	0.001

Table 2 Chemical compositions of materials used (mass%)

Material	C	Si	Mn	P	S	Mo	V	Ni	Cr	Ti	B
SM400B	0.15	0.19	1.00	0.009	0.003	—	—	—	—	—	—
HT780	0.13	0.34	1.34	0.010	0.003	0.14	0.04	0.02	0.17	0.013	0.001

Table 3 Mechanical properties of materials used

Material	Yield stress σ_Y (MPa)	Tensile strength σ_T (MPa)	Uniform elongation ϵ_T (%)	Reduction of area ϕ (%)	Yield ratio $YR(=\sigma_Y/\sigma_T)$
SM400B	252	424	14.8	70.8	0.59
HT780	655	757	5.5	71.9	0.87

Fig. 1 Specimen configurations used for tension test (unit: mm)

位速度1mm/minで室温大気中で引張荷重を与えた。試験中、荷重 P と試験片に取り付けた伸び計による軸方向変位 D を計測した。切欠き付丸棒試験片に用いた伸び計の標点間距離は20mmとした。これらの丸棒試験片を用いた引張試験結果と後述する弾塑性解析の結果を用いて、応力多軸度に依存する延性亀裂発生時の限界ひずみを取得した。また、延性亀裂およびボイドの発生状況を確認する目的で、破断前に除荷した試験片をFig.2に示す手順で断面観察に用いた。

提案する非線形累積損傷モデルの適用性を確認する目的で、切欠き付丸棒試験片を用いて応力多軸度を大きく変化させる試験を実施した。一般に、切欠きや亀裂を有する部材における延性亀裂進展中の亀裂前方域では最初に高い応力多軸度下にて塑性ひずみを受け、亀裂進展に伴い徐々に応力多軸度が低下する。このような応力多軸度の変化を想定し、Fig.1(c)に示すR1またはR2の切欠き付丸棒試験片(高応力多軸度状態)を所定の軸方向変位まで引張荷重を与えた後に除荷し、Fig.3に示す切欠き半径5mm(R5)の切欠き付丸棒試験片(低応力多軸度状態)に再加工して破断するまで引張荷重を与えた。この切欠き再加工試験による試験片断面中央部の応力多軸度の変化のイメージ図をFig.4に示す。Table 4にR1もしくはR2の切欠き付丸棒試験片に与えた負

荷レベルを示す。表中の $\bar{\epsilon}_{p,cr,exp}$ は切欠き付丸棒試験片の延性亀裂発生時の限界相当塑性ひずみ(後述するFig.13におけるプロット)、 $\bar{\epsilon}_p$ は相当塑性ひずみを表し、途中止めレベルの目安として示した。

3.2 延性亀裂進展試験

提案する非線形累積損傷モデルを組み込んだシミュレーションの適用性を検証する目的で、3.1節で用いたSM400Bによる延性亀裂進展試験を実施した。機械切欠き底からの延性亀裂進展抵抗を取得するための試験として、板厚 $B=10$ mm、板幅 $W=10$ mmの標準Vノッチシャルピー試験片(CVN試験片)を用いて三点曲げ試験を実施した。Fig.5に三点曲げ試験の模式図を示す。試験機変位制御にて、変

Fig.2 Preparation of cross section observation

Fig.3 Configuration of re-machined notched round bar specimen with notch radius of 5 mm (unit : mm)

Fig.4 Schematic of stress triaxiality history for tensile test using re-machined R5 round bar specimen after loading in sharp notched round bar specimen

Fig.5 Schematic of static three-point bending test using CVN specimen (unit : mm)

Table 4 Testing conditions for round bar specimens with sharp notch and re-machined dull notch

Material	Specimen No.	1 st test (sharp notch)			2 nd test (dull notch)	
		Notch radius	Loading target Axial displacement D (mm)	$\bar{\epsilon}_p / \bar{\epsilon}_{p,cr,exp}$	Notch radius	Loading target
SM400B	SM-1	R1	1.62	0.68	R5	Rupture
	SM-2		1.47	0.54		
	SM-3		1.17	0.28		
HT780	HT-1	R1	0.56	0.89		
	HT-2		0.45	0.54		
	HT-3		0.3	0.23		
	HT-4	R2	0.35	0.37		

位速度 0.5 mm/min で所定の荷重線変位 LLD まで载荷した後、除荷して試験片中央部の断面観察により切欠き底からの延性亀裂進展量 Δa_{max} を計測した。異なる LLD にて途中止めを行った複数の試験片を用いることで R 曲線を取得した。

また、疲労予亀裂先端からの延性亀裂進展抵抗を取得するための試験として、 $B=30\text{ mm}$, $W=60\text{ mm}$, $a_0/W=0.5$ (a_0 は初期亀裂長さ) の深い亀裂を有する曲げ試験片を用いて四点曲げ試験を実施した。Fig. 6 に四点曲げ試験の模式図を示す。試験機変位制御にて、変位速度 1.0 mm/min で所定の CTOD レベルまで载荷した後、除荷し、延性亀裂面を形成しないよう液体窒素温度で脆性破壊させた。破面観察により試験片中央部における疲労予亀裂先端からの Δa_{max} を計測した。四点曲げ試験についても、異なる CTOD レベルにて途中止めを行った複数の試験片を用いることで R 曲線を取得した。CTOD δ は、三点曲げ試験の CTOD 算出式が四点曲げ試験にも適用可能⁸⁾であることから、ISO12135⁹⁾に準拠して、クリップゲージで計測した亀裂末端開口変位 V_g から、次式で示される初期亀裂先端開口変位で定義した。

$$\delta = \frac{K^2(1-\nu^2)}{2\sigma_Y E} + \frac{0.4(W-a_0)V_p}{0.6a_0 + 0.4W + z} \quad (4)$$

ここで、 K は応力拡大係数、 ν はポアソン比、 σ_Y は降伏応力、 E はヤング率、 V_p は V_g の塑性成分、 z はナイフエッジ高さであり、本研究では $z=0\text{ mm}$ である。

4. 解析方法

4.1 円周切欠き付丸棒試験片の引張試験

実験を行った円周切欠き付丸棒試験片の延性亀裂発生時の η と $\bar{\varepsilon}_p$ を取得する目的で弾塑性 FEM 解析を実施した。切欠き付丸棒試験片の解析モデルは 4 節点の軸対称ソリッド要素を用いて作成し、解析モデルの端面に強制変位を与えた。解析モデルの例を Fig. 7 に示す。解析コードには汎用有限要素解析コード ABAQUS Ver. 6.12-1 を用いた。また、延性亀裂が発生するような大変形領域まで再現できるように幾何学的非線形を考慮した。解析に用いる真応力-真ひずみ関係については、一様伸び ε_T までは単調引張試験結果をそのまま使用し、それ以降は次式で示す Swift 則により、 $3/4\varepsilon_T$ から ε_T のひずみ範囲において真応力-真ひずみ曲線の勾配を再現するように決定した関係を使用することとした¹⁰⁾。

Fig. 6 Schematic of four-point bending test using fatigue pre-cracked specimen (unit : mm)

$$\sigma = \sigma_Y \left(1 + \frac{\varepsilon_p}{\alpha}\right)^n \quad (5)$$

ここで、 σ と ε_p はそれぞれ真応力と真塑性ひずみであり、 α は材料定数、 n はひずみ硬化指数である。Fig. 8 に解析に用いた真応力-真塑性ひずみ関係を示す。

3.1 節で示した切欠き再加工試験に対しては、R1 もしくは R2 の切欠き付丸棒試験片の除荷時の応力・ひずみ状態を、ABAQUS の Mapping 機能¹¹⁾を用いて再加工後の R5 切欠き付丸棒試験片の解析モデルに初期状態として与えた。切欠き再加工試験では、試験片中央部の η 、 $\bar{\varepsilon}_p$ と式 (3) を用いて算出される負荷中の ω の履歴を取得した。なお、非線形累積損傷モデルでは初期ボイド体積率 f_0 を設定する必要があるが、本研究で用いる SM400B および HT780 のような鉄鋼母材において、一次ボイドの起点¹²⁾として考えられる MnS の量は Table 2 から非常に小さいと想定されるため、 f_0 は十分小さい値として 0.01 % を用いる。すなわち、 $f_0=0.01\%$ に対する γ と ω_0 (Table 1 参照) からなる非線形累積損傷モデルを用いた。なお、MnS の体積率の推定式として次式が提案されており¹³⁾、Table 2 に示されている S と Mn の含有量から MnS の体積率 $f_{MnS}(\%)$ を求めると、SM400B と HT780 のいずれも概ね 0.01 % であった。

$$f_{MnS}(\%) = 0.054(S\% - \frac{0.001}{Mn\%}) \quad (6)$$

ここで、S % と Mn % はそれぞれ S と Mn の含有量である。

Fig. 7 Example of analytical model (unit : mm)

Fig. 8 Stress-strain relationships used for FE-analyses

4.2 延性亀裂進展シミュレーション

延性亀裂進展シミュレーションに用いる機械切欠きを有する CVN 試験片と深い疲労予亀裂を有する四点曲げ試験片の解析モデルを Fig.9 と Fig.10 にそれぞれ示す。それぞれ 8 節点の三次元ソリッド要素を用いて作成し、試験片の対称性を考慮して 1/4 モデルとした。機械切欠き先端および疲労予亀裂先端の最小要素寸法は $30\mu\text{m} \times 30\mu\text{m}$ とした。4.1 節と同様、ABAQUS Ver. 6.12-1 を用いて幾何学的非線形を考慮した弾塑性解析を実施した。解析に用いた真応力-真ひずみ関係は Fig.8 に示す SM400B と同じである。負荷は治具を模擬した剛体要素を通じて強制変位として与えた。

延性亀裂進展シミュレーションは、提案した非線形累積

損傷モデルを ABAQUS の User Subroutine を用いて解析モデルに組み込んで実施した。非線形累積損傷モデルで考慮する f_0 は 4.1 節と同様に 0.01% とし、それに準ずる γ と ω_0 を使用した。負荷中、各要素の ω を計算し、 $\omega=1$ に達した要素を削除することで延性亀裂進展を模擬した。

5. 非線形累積損傷モデルに使用する材料特性の決定

提案した非線形累積損傷モデルを適用するにあたり、当該材料の延性亀裂発生限界特性を決定する。延性亀裂発生時の η と $\bar{\epsilon}_p$ の関係は、3.1 節で示した丸棒試験片を用いた引張試験結果と解析結果を併用して得られる¹⁰⁾。Fig.11 に例として、SM400B の P - D 曲線について試験結果と解析結果を

Fig.9 Analytical model of CVN specimen with a machined notch for simulating ductile crack growth (unit: mm)

Fig.10 Analytical model of four-point bend specimen with a fatigue pre-crack for simulating ductile crack growth (unit: mm)

Fig.11 Comparison with experimental and analytical P - D curves of SM400B

Fig. 12 Cross section observation after unloading near inflection point in P - D curve for R5notched round bar specimen

比較して示す。また、Fig. 11 中の矢印で示す P - D 曲線の急変点近傍で除荷し、Fig. 2 で示す方法で R5 切欠き付丸棒試験片の断面観察を行った。Fig. 12 に断面観察の結果として、試験片中央部で発生した延性亀裂とその近傍に生成していたボイドの観察例を示す。Fig. 12 で示した断面観察結果に基づき、Fig. 11 中の矢印で示した延性亀裂の発生点における試験片中央部の η と $\bar{\varepsilon}_p$ を FEM 解析から取得する。このようにして得た SM400B および HT780 の延性亀裂発生時の η と $\bar{\varepsilon}_p$ を Fig. 13 にプロットで示す。図中の点線は負荷中の η と $\bar{\varepsilon}_p$ の履歴を示し、添え字は試験片形状を示す。非線形累積損傷モデルでは、材料の延性特性として一定応力多軸度履歴下における限界相当塑性ひずみ $\bar{\varepsilon}_{p,cr}(\eta)$ を用いるが、Fig. 13 で示されている限界相当ひずみは点線で示した η の履歴が示すように負荷中に η が変化しており、この限界相当塑性ひずみと応力多軸度の関係をそのまま $\bar{\varepsilon}_{p,cr}(\eta)$ として非線形累積損傷モデルに使用することは適切でない。平滑丸棒試験片や切欠き付丸棒試験片では、局所的なひずみ集中によるネckingのため、一定の応力多軸度状態にて引張試験を実施することは困難である。そこで、本研究では非線形累積損傷モデルに従う場合、 η の変化を伴って延性亀裂が発生した Fig. 13 における各試験片のプロット点 (Fig. 11 中の矢印で示す延性亀裂発生時の軸方向変位のレベルに相当) で $\omega=1$ となるように、逆解析的に一定応力多軸度履歴下での限界ひずみ $\bar{\varepsilon}_{p,cr}(\eta)$ を設定することとした。すなわち、 $\bar{\varepsilon}_{p,cr}(\eta)$ は $\exp$ 型の指数関数で表わせるとして、係数 A および B を用いた次式で示す。

$$\bar{\varepsilon}_{p,cr}(\eta) = A \exp(B\eta) \quad (7)$$

次に、FEM 解析から負荷中の η と $\bar{\varepsilon}_p$ を取得し、Fig. 13 中の点線を辿って損傷が進む時の ω を非線形累積損傷モデルを用いて計算する。この時、各試験片において、延性亀裂発

Fig. 13 Relationships between η and $\bar{\varepsilon}_p$ at ductile crack initiation for SM400B and HT780

生 (Fig. 13 中のプロット点) までに累積された ω と 1 との差が最も小さくなるように、式 (7) 中の係数 A および B を設定する。このようにして決定した当該材料の $\bar{\varepsilon}_{p,cr}(\eta)$ を Fig. 14 と次式に示す。

$$\bar{\varepsilon}_{p,cr}(\eta) = 1.68 \exp(-0.75\eta) \quad \text{for SM400B} \quad (8)$$

$$\bar{\varepsilon}_{p,cr}(\eta) = 5.29 \exp(-2.33\eta) \quad \text{for HT780} \quad (9)$$

Fig. 14 には、比較のために Fig. 13 で示した引張試験の結果 (負荷中に η が変化する場合の限界ひずみ) も同時に示してある。また、Fig. 15 に上式の $\bar{\varepsilon}_{p,cr}(\eta)$ を用いて、延性亀裂発生時、すなわち、 $\omega=1$ となる軸方向変位 D の予測結果を試験結果と比較して示す。予測結果は試験結果と良く一致しており、式 (8) および式 (9) は一定応力多軸度履歴下における限界相当塑性ひずみとして適切に設定されているものと考えられる。

Fig. 14 Critical strain under the constant stress triaxiality history determined by inverse analyses for SM400B and HT780

Fig. 15 Comparison of experimental axial displacement at ductile crack initiation with predicted results for smooth and notched round bar specimens (Predicted axial displacements are obtained using nonlinear damage accumulation model and $\bar{\epsilon}_{p,cr}(\eta)$ shown in equations (8) or (9))

6. 非線形累積損傷モデルの適用性の検証

6.1 切欠き再加工試験の延性亀裂発生限界予測への適用

応力多軸度履歴が変化する場合の延性損傷限界評価への非線形累積損傷モデルの適用性の基礎検証として、3.1節で述べた切欠き再加工試験の損傷解析を実施し実験結果と比較する。

まず、切欠き再加工試験における負荷中の応力多軸度 η の変化を確認した。Fig. 16に例として、SM-1 および HT-1 における試験片中央部における η と $\bar{\epsilon}_p$ の履歴を示す。Fig. 4で示したように、最初の R1 切欠き付丸棒試験片では比較的高応力多軸度下で塑性ひずみを受け、その後の再加工後の R5 切欠き付丸棒試験片において低応力多軸度下で塑性ひずみを受けることが確認できる。この応力多軸度の変化傾向は、6.2節で述べる亀裂部材における応力多軸度の変化 (Fig. 24) と同様であった (機械切欠きを有する CVN 試験片の応力多軸度の変化は切欠き再加工試験と同程度である一方で、疲労予亀裂を有する四点曲げ試験片では応力多軸度が大きく、切欠き再加工試験の応力多軸度の変化範囲に比べて大きい

Fig. 16 Examples of stress triaxiality history for tensile test using re-machined R5 round bar specimen after loading in sharp notched round bar specimen

が、高応力多軸度状態から低応力多軸度状態に変化する傾向は切欠き再加工試験と同様である)。

実験で得られた荷重 P -真ひずみ ε 曲線を解析結果と比較して Fig. 17 に示す。Fig. 17 では例として、SM400B については SM-1, HT780 については HT-1 の結果をそれぞれ示し、非線形累積損傷モデルを用いて算出される試験片中央部の ω の変化も示す。 ε は試験前の切欠き底の直径 d_0 と試験中に計測した切欠き底の直径 d を用いて算出した($\varepsilon = 2\ln(d_0/d)$)。再加工後の R5 切欠き付丸棒試験片においても、試験前の切欠き底直径を d_0 として再加工後の引張試験開始時を $\varepsilon=0$ としてプロットした。まず、 P - ε 曲線に着目すると、試験結果と解析結果は再加工後の R5 切欠き付丸棒試験片の荷重急減点まで良く一致していることが確認できる。また、 ω はひずみの増加に対して非線形的に蓄積されていく様子が示されている。Fig. 17 から、再加工後の R5 切欠き付丸棒試験片の荷重急減点、すなわち、延性亀裂発生点でほぼ $\omega=1$ となり、非線形累積損傷モデルにより延性亀裂発生限界が予測可能であることが示されている。Table 4 で示した他の試験条件

についても同様の評価を行い、再加工後の R5 切欠き付丸棒試験片における延性亀裂発生時の真ひずみ ε_f について、試験結果と予測結果を比較したものを Fig. 18 に示す。Fig. 18 中の添え字は Table 4 で示した試験片 No. である。Fig. 18 から、試験結果と予測結果はかなり良い一致を示しており、非線形累積損傷モデルが機械的性質の異なる鉄鋼材料に対して適用可能であることが実証された。

6.2 延性亀裂進展シミュレーションへの適用

ここでは、提案する非線形累積損傷モデルが、複雑な応力多軸度履歴を伴って進展する延性亀裂の挙動予測に適用できるか否かを検証する。そこで、式 (8) で示す SM400B の $\bar{\varepsilon}_{p,cr}(\eta)$ を非線形累積損傷モデルに適用して切欠きおよび亀裂部材の延性亀裂進展シミュレーションを実施し、3.2 節の実験結果と比較する。

まず、機械切欠きを有する CVN 試験片について、4.2 節の方法で実施したシミュレーション結果と試験結果の比較のために Fig. 19 に P -LLD 曲線を示すが、CVN 試験片の巨視的

Fig. 17 Comparison of experimental P - ε curves with analytical results and damage accumulation calculated by nonlinear damage accumulation model

Fig. 18 Comparison of experimental true strain at ductile crack initiation with predicted results for re-machined R5 notched round bar specimen

Fig. 19 Experimental and simulated P -LLD relationships for three-point bending test of CVN specimen with a machined notch

な変形挙動は両者で良く一致していることがわかる。さらに、Fig. 20 に R 曲線として LLD と Δa_{max} の関係を示すが、非線形累積損傷モデルを用いて CVN 試験片の切欠き底からの延性亀裂進展抵抗を予測することが可能であることがわかる。

次に、深い疲労予亀裂を有する四点曲げ試験片について、シミュレーション結果と試験結果を比較した Fig. 21 の P - V_g 曲線から CVN 試験片と同様、巨視的な変形挙動は両者で良く一致していることがわかる。Fig. 22 に R 曲線として CTOD と Δa_{max} の関係を示し、Fig. 23 に $\delta=0.65$ mm の時の疲労予亀裂先端からの延性亀裂進展量 Δa の板厚方向分布を示す。Fig. 22 では疲労予亀裂材の R 曲線が精度良く予測可能であることが示されている。さらに、Fig. 23 からは、板厚中央部で先行する Thumbnail 型の延性亀裂進展がほぼ再現できていることが確認できる。

また、亀裂部材の応力多軸度 η の変化を確認する目的で、CVN 試験片および四点曲げ試験片について、切欠き底および疲労予亀裂前方における亀裂進展中の η と $\bar{\epsilon}_p$ (試験片板厚中央部) の履歴を Fig. 24 に示す。Fig. 24 では、例として 0.3 mm

の亀裂進展量を想定し、切欠き底もしくは疲労予亀裂先端から 0.3 mm の位置における η と $\bar{\epsilon}_p$ の変化を示した。Fig. 24 中の矢印は亀裂進展に伴う変化の方向を示し、初め高い応力多軸度状態で塑性ひずみを受け、亀裂の進展に伴って徐々に応力多軸度が低下しながら塑性ひずみを受けていることが確認できる。特に、疲労予亀裂を有する四点曲げ試験片では亀裂進展中の η や $\bar{\epsilon}_p$ の変化が大きいことがわかる。また、同じ 0.3 mm 亀裂進展するまでに受ける相当塑性ひずみは四点曲げ試験片の方が小さいが、これは試験片形状の違いによる塑性拘束の効果に起因するもので、高応力多軸度状態となる四点曲げ試験片では限界ひずみが小さいため少ない $\bar{\epsilon}_p$ で損傷が蓄積していくことが表れているものと考えられる。

このように、ボイド成長挙動に基づいて提案した非線形累積損傷モデルは、機械切欠き材および疲労予亀裂材の延性亀裂進展シミュレーションに適用できることが実証された。一方、著者らの一人は、切欠き底や鈍化した疲労予亀裂先端からの延性亀裂発生条件として、「局所相当塑性ひずみ一定条件」^{(6), (14)}とマイクロボイドの成長・合体に基づく延性

Fig. 20 Comparison of experimental LLD - Δa_{max} relationship with simulated result for three-point bending test of CVN specimen with a machined notch

Fig. 22 Comparison of experimental $CTOD$ - Δa_{max} relationship with simulated result for four-point bending test of specimen with a fatigue pre-crack

Fig. 21 Experimental and simulated P - V_g relationships for four-point bending test of specimen with a fatigue pre-crack

Fig. 23 Comparison of ductile crack extension along fatigue pre-crack in specimen thickness direction of four-point bend specimen with a fatigue pre-crack at $\delta=0.65$ mm

Fig.24 Stress triaxiality and equivalent plastic strain histories during ductile crack growth at 0.30 mm away from notch root or pre-crack tip in ductile crack growth simulation of SM400B

損傷発展のどちらかが先に限界値に達した条件で延性亀裂が生じるとするモデルを提案している。本研究では「局所相当塑性ひずみ一定条件」を考慮していないため、Fig.20で見られるように延性亀裂発生レベルの予測精度はやや低下する場合があるが、延性亀裂の発生を決定付ける領域が小さいこと⁶⁾を考慮すると、延性亀裂の進展をシミュレートする上では「局所相当塑性ひずみ一定条件」を延性亀裂発生条件として考慮しなくても、4.2節で示した方法で延性亀裂進展抵抗を再現可能であると考えられる。

7. 結 言

本研究では、ボイド成長解析に基づいて提案した非線形累積損傷モデルが、負荷中に複雑な応力多軸度の変化を伴う亀裂部材の延性亀裂進展抵抗の予測に適用可能であることを検証した。

- (1) 非線形累積損傷モデルを用いるためには、材料の延性特性として一定応力多軸度履歴下の限界ひずみが必要になるが、本研究では、切欠き付丸棒試験片の引張試験から得られる応力多軸度の変化履歴と非線形累積損傷モデルを用いて、逆解析的にこの限界ひずみを求めた。
- (2) 機械的性質が異なる2種類の鉄鋼材料を用いて、亀裂部材における応力多軸度の変化を簡易的に模擬した切欠き再加工試験を実施した。切欠き再加工試験における延性亀裂発生限界は非線形累積損傷モデルにより予測可能であることが確認された。
- (3) 機械切欠き材および疲労予亀裂材の延性亀裂進展試験および非線形累積損傷モデルを組み込んだ延性亀裂進展シミュレーションを実施し、変形挙動やR曲線を比較した。提案した非線形累積損傷モデルを用いることで延性亀裂進展抵抗を精度良く予測可能であり、また、塑性拘束の違いによる延性亀裂進展特性への影響もシミュレート可能であることが示唆された。

参 考 文 献

- 1) G.R.Johnson and W.H.Cook: Fracture Characteristics of Three Metals Subjected to Various Strains, Strain Rates, Temperatures and Pressures, Engineering Fracture Mechanics, 21-1 (1985), 31-48.
- 2) A.Otsuka, T.Miyata, S.Nishimura and M.Ohashi: Ductile Fracture, Cleavage Fracture and Ductile-brittle Transition in Low Strength Steels, Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A, 47-415 (1981), 286-294. (in Japanese)
- 3) C.S.Oh, N.H.Kim, Y.J.Kim, J.H.Baek, Y.P.Kim and W.S.Kim,: A Finite Element Ductile Failure Simulation Method Using Stress-modified Fracture Strain Model, Engineering Fracture Mechanics, 78 (2011), 124-137.
- 4) A.L.Gurson: 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, 99 (1977), 2-15.
- 5) V.Tvergaard and A.Needleman: Analysis of the Cup-cone Fracture in a Round Tensile Bar, Acta Metall, 32-1 (1984), 157-169.
- 6) M.Ohata, T.Fukahori and F.Minami: Damage Model for Predicting the Effect of Steel Properties on Ductile Crack Growth Resistance, International Journal of Damage Mechanics, 19 (2010), 441-459.
- 7) T.Yamada, M.Ohata: Ductile damage model based on void growth analysis by unit cell, Quarterly Journal of the Japan Welding Society, 37-1 (2019), 59-67. (in Japanese)
- 8) M.Ohata, F.Minami, S.Fujita, M.Hashimoto and M.Toyoda: Ductile Crack Growth Behavior of Structural Steels under Cyclic Loading – Part I, Journal of the Society of Naval Architects of Japan, 188 (2000), 679-689. (in Japanese)
- 9) ISO 12135-2016: Metallic materials – Unified method of test for the determination of quasistatic fracture toughness, (2016).
- 10) T.Yamada and M.Ohata: A study on the effect of material properties on the characteristics of ductile crack initiation limit, Quarterly Journal of the Japan Welding Society, 36-4 (2018), 285-292. (in Japanese)
- 11) ABAQUS/Standard User's Manual, Version 6.12. Dassault Systems Incorporation.
- 12) J. Besson and A. Pineau: Numerical Simulation of Ductile Rupture: Analysis of Experimental Scatter and Size Effect, Recent Advances in Fracture, (1997), 125-136.
- 13) A.G.Franklin: Comparison between a Quantitative Microscope and Chemical Methods for Assessment of Non-metallic Inclusions, Journal of the Iron and Steel Institute, (1969), 181-186.
- 14) M.Ohata, T.Fukahori and F.Minami: Mechanical Properties Controlling Ductile Crack Growth of Structural Steel – Simulation of Ductile Crack Growth -, Tetsu-to-Hagane, 94 -2 (2008), 57-65. (in Japanese)