繰返し荷重下における構造用鋼の延性き裂進展特性

— 大変形繰返し負荷を受ける鋼構造部材の脆性破壊限界評価に関する研究

(第1報) —

正員 大 畑 充* 正員 南 二三吉*
藤 田 周 亮** 橋 本 昌 明***
正員 豊 田 政 男*

Ductile Crack Growth Behavior of Structural Steels under Cyclic Loading

- Brittle Fracture Evaluation of Steel Components Subjected to Large Scale Cyclic Loading (Part 1) -

by Mitsuru Ohata, *Member* Fumiyoshi Minami, *Member*
Syusuke Fujita Masaaki Hashimoto
Masao Toyoda, *Member*

Summary

Fracture mechanics parameter to estimate ductile crack growth properties for structural steels under large scale cyclic loading are discussed using a shallow notched 4-point bend specimen. From the measurement of strain distributions around the extended ductile crack for specimens subjected to various loading histories, it has been shown that the ductile crack initiate and extend under a certain plastic strain level at the crack tip irrespective of loading histories. 90% skeleton CTOD, $\delta_{90\% \text{ skeleton}}$ is defined to scale the crack growth under cyclic loading, which will be related to an effective crack tip strain. The crack growth resistance evaluated with $\delta_{90\% \text{ skeleton}}$ is found to be independent of loading histories including monotonic, repetitive and cyclic incremental and decremental loading.

1. 緒言

建築鉄骨構造物が地震負荷などによる繰返し大変形を受ける場合、構造不連続部やき裂欠陥などの応力・歪集中部から直接脆性的な不安定破壊が発生することはまれで、多くの場合、それに先んじて延性き裂が発生・進展していることが報告されている¹⁾²⁾。すなわち破壊までに蓄積される繰返し歪(予歪)による材質劣化領域を延性き裂が進展する過程で成長き裂先端から脆性破壊が生じる。このような破壊様相を示す建築鉄骨構造物の破壊防止設計³⁾を考える場合、

- (1) 延性き裂進展特性の評価パラメータ(特に繰返し負荷履歴に依存しないパラメータ)の検討、
- (2) 延性き裂進展からの脆性破壊への遷移機構の解明

が重要と考えられる。

材料の延性き裂の進展特性を評価するために、従来から破壊力学パラメータを用いた $J-R$ 曲線⁴⁾や CTOD-R 曲線などが採用されている。一般に、これらの破壊力学パラメータは、大規模降伏状態下で延性き裂進展を伴う場合にはエネルギー解放率としての意味を失うが、少なくともき裂先端近傍の応力・歪場を特徴づけることから不安定脆性破壊特性とともに延性き裂進展抵抗をも記述するものとして適用されている。一方、このような場合にも、エネルギー保存則に基づいて理論的に破壊力学パラメータとしての意味をもつものとして $\tilde{G}_c^{(s)}$, $\tilde{J}^{(s)}$ および $J^{(s)}$ などが導出されているが、これらの実験的算定が困難であることや数値計算での算定にも任意性の高いパラメータが導入されていることから、工学的には上記の R 曲線の採用が適切であると考えられる。

このような J 積分あるいはき裂先端開口変位 CTOD による延性き裂進展特性曲線は、単調負荷が作用する場合の特性を記述するものである。これは本来、延性き裂の進展が、き裂先端近傍のある領域での歪あるいは変形が材料固有の限界値に達しながら進展するというクライテリオ

* 大阪大学大学院工学研究科生産科学専攻

** 大阪大学大学院工学研究科(現、住友金属工業(株))

*** 大阪大学大学院工学研究科(現、光洋精工(株))

ンの仮定に基づいており⁸⁾、 $J-R$ 曲線や $CTOD-R$ 曲線はこのような条件を継続的に満足させるために必要な外力を J 積分や $CTOD$ で表したものと見える。近年の有限要素法による三次元なき裂進展解析からも、単調負荷のもとではき裂先端近傍の相当塑性歪が一定条件の下で進展が継続されることが実証されている⁹⁾。しかし、繰返し荷重が作用する状況下でのき裂進展特性に関しては、比較的低歪の繰返し載荷試験による検討はあるものの^{10,11)}、特に大変形の繰返し荷重下において延性き裂の発生・進展がどのような力学条件の下で開始・継続されるかについて、また繰返し載荷履歴の影響について検討した研究は見あたらない。

一方、建築鉄骨構造物における初期き裂先端あるいは応力・歪集中部では、不安定破壊に至るまでの繰返し負荷過程において歪が蓄積され材質劣化をもたらす。従来から、破壊靱性に及ぼす予歪の影響に関する実験的検討は数多くあり、一般に予歪は脆性破壊限界値を低下させ^{3,12,13)} (鋼材によっては低予歪レベルにおいて必ずしもそうではないが^{14,15)})、その劣化の程度は予歪による鋼材の流動応力の変化量で一義的に決定されることが報告されている^{3,16)}。また、繰返し予歪材においても予歪付与履歴によらずその予歪材の流動応力により支配されるとするものや^{17,19)}、スケルトン予歪量によってはほぼ一義的に決まるという提案と実証結果が報告されている²⁰⁾。これらの検討はいずれも、一様な単調引張、圧縮あるいは繰返し予歪を付与した鋼板から採取した破壊靱性試験片によってなされたもので、応力・歪集中部において繰返し負荷によって延性き裂の発生・進展を伴いながら蓄積される大きな予歪勾配が、脆性破壊特性にどのように影響をもたらすかは明らかにされていない。

以上のような現状に鑑み、本研究の第1報では、き裂材を用いた検討により、繰返し荷重下での建築構造用鋼の延性き裂進展挙動と進展き裂先端近傍の力学的状態を明らかにする。特に、載荷履歴の影響に注目し、負荷履歴に依存しないき裂進展特性評価パラメータについて検討を行う。

2. 供試材および試験方法

2. 1. 供試材と対象試験片

実験には、Table 1 に示す化学組成と機械的性質をもつ2種類の溶接構造用圧延鋼材、SM490A 鋼および SM400B 鋼を供試した。

繰返し試験は、建築鉄骨構造物における初期欠陥あるいはき裂形状の不連続部を想定して、Fig. 1 に示す浅いき裂 $a_0/W=0.1$ (a_0 : 初期き裂長さ、 W : 試験片幅) をもつ四点曲げ試験片を用いて実施した。このような $a_0/W=0.1$ の浅いき裂を有する四点曲げ試験片を実験に用いたのは、①切欠き部が一樣引張状態に近い載荷試験を小型試験片で容易に行える、②切欠きと反対側の試験片表面

(back surface) に歪ゲージを添付することにより切欠き部に作用する歪レベルがほぼ把握できることによる。試験片厚さ B は各鋼材の原厚とし、SM490A 鋼では $B=15\text{mm}$ 、SM400B 鋼では $B=16\text{mm}$ である。試験片のき裂先端には疲労予き裂を導入しているが、特に正負交番試験用の試験片はき裂全体を疲労き裂のみで仕上げた。すなわち、あらかじめ試験片幅を仕上がり寸法 $W=4B$ よりも長くした状態で機械切欠きを加工し、疲労き裂を長めに導入した後、機械切欠き部を削除して所定の寸法 W に仕上げた。これは、後述する正負交番繰返し載荷試験において、圧縮負荷時にき裂先端近傍での圧縮塑性歪場の形成を容易にすることをねらいとしている。

Table 1 Chemical composition and mechanical properties of steels used.

	Chemical composition (mass%)					Mechanical properties					
	C	Si	Mn	P	S	σ_Y (MPa)	σ_T (MPa)	YR (%)	ϵ_T (%)	$\sqrt{E_0}$ (J)	$\sqrt{T_{rs}}$ (°C)
SM490A ($t=15\text{mm}$)	0.15	0.35	1.36	0.016	0.003	374	538	70	27.6	282	-40
SM400B ($t=16\text{mm}$)	0.16	0.18	0.66	0.024	0.006	273	448	61	17.7	149	-10

σ_Y : Yield stress (0.2% proof stress), σ_T : Tensile strength,

YR: Yield to tensile ratio (σ_Y/σ_T), ϵ_T : Uniform elongation,

$\sqrt{E_0}$: Charpy absorbed energy at 0°C, $\sqrt{T_{rs}}$: Ductile-brittle transition temperature

Fig. 1 Configuration of 4-point bend specimen.

2. 2. 試験条件・方法

四点曲げ試験の載荷条件を Fig. 2 に示す。荷重履歴の影響をみるために、一方向繰返し載荷、正負交番繰返し載荷、および単調載荷の3種類の履歴を与え、各荷重サイクルでの歪量 ϵ_i (back surface での歪) を図のように変化させた。なお、SM490A 鋼では繰返し履歴は正負交番繰返しのみとし、各サイクルのピーク荷重を次第に増加させる荷重漸増型と、その逆に次第に減少させる荷重漸減型の荷重履歴を与えた。荷重漸増および漸減パターンは種々に変化させ、5 レベルとした。また、正負交番繰返し試験はき裂が開く方向の荷重で終了した。

実験は、SM490A 鋼は室温 (20°C)、SM400B 鋼は -40°C で行った。試験中は、荷重-back surface 歪関係、および荷重-切欠き末端開口変位 (V_g) 関係を自動記録した。なお、開口変位 V_g はクリップゲージにてナイフエッジを取り付けた切欠きの両側で測定し、その平均値を記録した。試験片の温度はき裂先端近傍に添付した熱電対に

よって測定し、目標試験温度の $\pm 2^\circ\text{C}$ となるように温度を管理した。試験後、板厚方向の3箇所 ($B/4$, $2B/4$, $3B/4$ の位置, B : 試験片厚さ) の位置での延性き裂長さと、最大延性き裂長さ $\Delta a_{\max}$ を測定した。

2. 3. 進展き裂先端近傍の歪分布測定方法

延性き裂進展に伴うき裂先端近傍の歪分布の変化特性を調べるために、Fig. 3に示すように試験後に板厚中央断面で試験片を切断し、延性き裂面に沿った方向およびき裂先端近傍の硬度を測定した。硬度はビッカース硬度計によって0.5mm間隔で荷重9.8Nで測定したが、延性き裂面に沿っては複数断面で硬度測定を行い (板厚中央断面で硬度測定後、ビッカース圧痕が無くなるまで研磨し、再び硬度測定を行うという手順を繰返した)、き裂進展による硬度の変化特性を詳細に調査した。

成長き裂先端近傍の歪量は、あらかじめ丸棒引張試験で求めた硬度と塑性歪量の関係を用いて、き裂周りのビッカース硬度から推定した。Fig. 4に丸棒引張試験での硬度測定手順を示す。室温にて引張負荷を与えた丸棒試験片を種々の荷重レベルから除荷し、くびれ底部断面の直径変化と硬度を測定した。Fig. 5にこのような丸棒試験で得たSM490A鋼とSM400B鋼のくびれ底部断面の平均硬度と塑性歪量 (相当塑性歪) $\bar{\epsilon}_p$ の関係を示す。なお、塑性歪は無限小標点間真歪 $= \ln(A_0/A)$ により算出した (A_0 , A : 丸棒試験片の初期断面面積, 除荷後のくびれ底部断面の

Fig. 2 Pattern of loading history.

面積)。また、SM490A鋼に関しては別途、H型断面梁の四点曲げ試験で得られた種々の繰返し載荷試験による総累積塑性歪量とビッカース硬度の関係を同時に示した。これによると、歪付与履歴によらず総累積塑性歪量とビッカース硬度の関係は、単調引張歪と硬度の関係とほぼ等しいことがわかる。

3. 繰返し荷重下での延性き裂進展特性

3. 1. 繰返し荷重下での変形挙動

一方向繰返し載荷試験で得たSM400B鋼の荷重 - back surface 歪関係および荷重 - V_g 関係の代表例をFig. 6に示す。比較のために単調載荷試験の結果を破線で示してい

Fig. 3 Procedure for Hv-measurement during extension of ductile crack around extended ductile crack-tip.

Fig. 4 Procedure to address the relationship between hardness and plastic strain.

(a) SM490A steel

(b) SM400B steel

Fig. 5 Relationship between hardness, Hv and equivalent plastic strain, $\bar{\epsilon}_p$.

るが、一方向繰返し試験の挙動は単調載荷試験のものにかなり近いことがわかる。Fig. 7はSM490A鋼における荷重漸増型の正負交番繰返し試験の荷重-back surface歪関係および荷重-クリップゲージ変位 V_g 関係の代表例である。Fig. 6と同様にき裂を開口させる方向の荷重を正にとっており、単調載荷試験の結果を破線で表している。また、Fig. 8は荷重漸減型の正負交番繰返し試験結果を示している。荷重サイクルの第1サイクルは当然ながら単調

載荷試験と同じであるが、2サイクル目以降は鋼材のバウシinger効果の影響により1サイクル目に比べて正荷重側の弾性荷重範囲が小さくなっている。また、back surface歪およびクリップゲージ変位 V_g が正から負になるときのわずかな荷重上昇（き裂を閉口させる方向の荷重値の上昇）は、き裂末端が完全に閉口したことを示すものである。

繰返し載荷試験でのき裂先端開口挙動を単調載荷試験

(a) Load, P - back surface strain, ϵ curves. (b) Load, P - clip gage displacement, V_g curves.

Fig. 6 Deformation behavior obtained by monotonic and repetitive 4-point bend loading for SM400B.

(a) Load, P - back surface strain, ϵ curves. (b) Load, P - clip gage displacement, V_g curves.

Fig. 7 Deformation behavior obtained by 4-point bend monotonic and incremental cyclic loading for SM490A steel.

(a) Load, P - back surface strain, ε curves. (b) Load, P - clip gage displacement, V_g curves.

Fig. 8 Deformation behavior obtained by 4-point bend monotonic and decremental cyclic loading for SM490A steel.

の場合と比較するために、Fig. 9に示す手順で試験後に試験片を板厚中央断面で切断し、初期疲労き裂先端位置における開口変位量 δ_p (除荷後であることからCTODの塑性成分に相当) を測定した。Fig. 10はSM490A鋼の実験で得たクリップゲージ変位 V_p (塑性成分) と δ_p の関係を示している。正負交番繰返し試験でも単調載荷試験でも V_p が同じであればき裂先端開口変位 δ_p はほぼ同じになっており、荷重履歴の影響はとくに見られない。

3. 2. 繰返し荷重下での進展き裂先端近傍の歪分布

繰返し荷重下での延性き裂の進展挙動を特徴づける力学パラメータを検討するにあたり、まずFig. 3の要領でき裂先端近傍および延性き裂面に沿った方向の硬度測定を行い、Fig. 5で得られた硬度と塑性歪の関係に照らして進展き裂先端近傍の歪分布特性を調査した。

Fig. 11およびFig. 12は、SM490A鋼について、単調載荷試験片の硬度分布とき裂進展の関係調べた結果を示している。Fig. 11は板厚中央断面でのき裂面に沿った方向の硬度分布であるが、延性き裂面上の硬度は疲労き裂面上に比べて明らかに高く、延性き裂の発生には切欠き先端近傍での塑性歪の蓄積 (同図にFig. 5(a)から決定されるビッカース硬度に対応する塑性歪量を示している) が

Fig. 9 Method for observation of crack tip opening profile.

Fig. 10 Effect of loading pattern on relation between V_p and δ_p .

Fig. 11 Hardness distribution around crack-tip with crack extension under monotonic loading.

Fig. 12 Hardness contours in front of growing crack-tip under monotonic loading.

必要であることがわかる。また、延性き裂進展領域内 ($0 < x < \Delta a$) では、き裂進展量 Δa によらず硬度はある一定の範囲にある。Fig. 12 はき裂先端近傍で硬度がほぼ等しい $Hv=200$ の値を示す地点を結んで描いたもの (等硬度線) で、この硬度は約 17% の塑性歪に相当する (Fig. 5(a) 参照)。延性き裂の進展によってき裂先端近傍の高歪領域が順次拡大していることがわかる。このようなき裂進展に伴う高歪領域の拡大傾向は、SM400B 鋼でも、また一方向繰返し試験および正負交番繰返し試験でもほぼ同様であった。これらの結果は、疲労き裂先端からの延性き裂の発生はき裂先端近傍の塑性歪量がある一定値に達したときに起こり、延性き裂進展は継続的にこの条件が満たされることによって生じていることを示すものである。

次に、進展き裂先端近傍の歪分布に荷重履歴がどのように影響しているかについて検討を行った。Fig. 13 は、SM490A 鋼および SM400B 鋼の繰返し試験片と単調載荷試験片の中から延性き裂成長量 Δa がほぼ同じであったものを選定して、それらの延性き裂面に沿う硬度分布を比較したものである。これを見ると、荷重履歴によらず各試験片はほぼ同じ硬度分布形状を呈している。また、延性き裂内 ($0 < x < \Delta a$) では硬度はほぼ一定の範囲にあり、荷重

履歴によらずき裂先端近傍の歪がほぼ一定の条件で延性き裂が進展している様子が見える。これは、Fig. 5(a) の結果から考えて、繰返し負荷を受ける材の延性き裂の発生は総累積塑性歪に依存するという結果¹⁹⁾と同様の結果を与えるものである。

Fig. 14 は、SM490A 鋼を対象に延性き裂成長レベルがほぼ同じ単調載荷試験片と正負交番繰返し試験片の等硬度線を比較している。正負交番繰返し試験片は単調載荷試験片に比べてき裂前方にわずかに大きな広がりを見せているが、本実験における繰返し載荷履歴においては、延性き裂成長量 Δa がほぼ同じであれば、荷重履歴によらずき裂先端近傍の高歪領域の寸法もほぼ同じであることがわかる。

4. 繰返し荷重下での延性き裂進展特性の評価指標の検討

繰返し荷重下で進展するき裂先端近傍の歪分布は延性き裂成長量 Δa が同じ単調載荷のものとはほぼ同じであることを示した。また、繰返し荷重下においてき裂の発生・進展はき裂先端近傍での累積塑性歪一定条件のもとで継続されることがわかった。

Fig. 13 Hardness distribution along crack-line for growing crack with almost the same Δa under different loading histories.

Fig. 14 Hardness contours in front of growing crack-tip with almost the same crack extension under different loading histories for SM490A steel.

そこで、このような歪分布特性を呈する繰返し載荷試験の延性き裂進展特性を評価するための指標について考察する。

4. 1. 単純累積CTODによるき裂進展特性の評価

本研究では、負荷指標として初期き裂先端(疲労き裂先端)の開口変位(CTOD, δ)を用い、負荷履歴に依存しないき裂進展特性を記述するパラメータの検討を行う。

初期き裂先端開口変位 δ は BS7448²³⁾ の換算式

$$\delta = \frac{K^2(1-\nu^2)}{2\sigma_Y E} + \frac{r_p(W-a_0)V_p}{r_p(W-a_0)+a_0+z}, \quad K = \frac{Y P}{B\sqrt{W}} \quad (1)$$

を用いてクリップゲージ開口変位 V_g から換算した。ここで、 K : 応力拡大係数、 ν : ポアソン比、 σ_Y : 試験温度での降伏応力、 E : 縦弾性係数、 W : 試験片幅、 B : 試験片厚さ、 a_0 : 初期き裂長さ、 z : ナイフエッジの高さ、 V_p : クリップゲージ開口変位の塑性成分、 P : 荷重、 Y : 応力拡大係数の補正係数(a_0/W の関数)。ここで、本実験の四点曲げ試験片では $a_0/W=0.1$ としき裂が浅いことを考慮して、回転因子 r_p には $r_p=2a_0/W$ を用いた。また、応力拡大係数の補正係数 Y の値は BS7448²³⁾ に基づいて求めた($a_0/W=0.1$ に対して $Y=3.32$)。

Fig. 15 は単調載荷および繰返し載荷試験での CTOD 算出式の適用性について検討するために、Fig. 9 の手順で実測した初期き裂先端開口変位の塑性成分 $\delta_p(\text{measured})$ と、クリップゲージ変位の塑性成分 V_p から(1)式を用いて計算した初期き裂先端開口変位の塑性成分 $\delta_p(\text{calculated})$ を比較したものである。なお、繰返し載荷の CTOD は最終サイクル(き裂を開口させる負荷方向)の V_p から算出した CTOD である。これを見ると、単調載荷および繰返し載荷といった荷重形式によらず $\delta_p(\text{measured}) \approx \delta_p(\text{calculated})$ となっており、本四点曲げ試験片の CTOD 算出における三点曲げ CTOD 試験での CTOD 算出式の適用の妥当性ととも、繰返し載荷による各荷重サイクルでの初期き裂先端の開口変位量を単調載荷の算出式(1)式により評価可能であることが示された。

繰返し荷重下での延性き裂進展特性の評価にあたり、一方向繰返し載荷に対しては Fig. 6 に示したように変形挙動が単調載荷と変わらないことから、最終サイクルまでの合計塑性開口変位 V_p と最終サイクルでの荷重レベル P_{total} から CTOD を算出することにした。これに対し、正負交番繰返し試験では Fig. 10 で見られたように、荷重漸増型および漸減型のいかんによらずき裂末端開口変位 V_p が同じであれば疲労き裂先端位置での CTOD は単調載荷のものと同じであった。そこで、まず、き裂進展特性の評価指標として、単純に Fig. 16 に示すような各荷重サイクルのクリップゲージ変位を全て加算した累積変位(V_p)_{total} から得られる累積 CTOD, δ_{total} の適用を試みた。このとき、荷重値としては全荷重履歴での最大荷重値 P_{max} を用いることにした。すなわち、

Fig. 15 Relationship between plastic component of CTOD measured, δ_p , and that calculated, δ_p .

Fig. 16 Definition of total V_p for cyclic loading.

Fig. 17 Effect of loading histories on Δa - total CTOD, δ_{total} curves.

$$\delta_{\text{total}} = \frac{K_{\text{max}}^2(1-\nu^2)}{2\sigma_Y E} + \frac{r_p(W-a_0)}{r_p(W-a_0)+a_0+z} (V_p)_{\text{total}}, \quad (2)$$

$$K_{\text{max}} = \frac{Y P_{\text{max}}}{B\sqrt{W}}$$

累積 CTOD, δ_{total} を用いて SM490A 鋼の延性き裂進展特性を評価した結果を Fig. 17 に示す。これを見ると、同じき裂成長量 Δa_{max} に対する正負交番繰返し試験片の CTOD はき裂進展量の大きな範囲で単調載荷試験片のものより

明らかに大きくなっており、単純な累積CTODではき裂進展特性を統一的に評価できないことがわかる。この結果は、き裂進展量が同じであれば正負交番繰返し試験のき裂先端近傍の歪分布は単調載荷試験のものとはほぼ同じであったこと (Fig. 13, Fig. 14) を考慮すると、Fig. 16で定義した各サイクルのき裂先端開口変位の総和が全てき裂成長に関与しているわけではないことを意味するものといえる。

4. 2. 負荷履歴に依存しないき裂進展特性の指標パラメータの検討

延性き裂成長量 Δa が同じであれば単調載荷および繰返し載荷といった荷重形式によらずき裂先端近傍の歪分布はほぼ同じであったこと (Fig. 13, Fig. 14) をふまえ、負荷履歴によらずき裂進展特性曲線を一義的に支配する評価パラメータについて考察する。すなわち、正負交番繰返し試験の第2サイクル以降において、き裂先端近傍でき裂発生・進展条件である一定歪量を継続して生じさせ、き裂先端近傍の塑性歪分布が単調載荷のそれと一義的な関係を有する等価なCTODの検討を行う。

そこでまず、正負交番繰返し試験のうち、荷重漸減型の載荷を対象として各荷重サイクルにおける延性き裂進展挙動を詳細に観察する。

荷重漸減型の正負交番繰返し試験を、Fig. 18に示すように1サイクル目の荷重サイクルで除荷した時に加熱着色を行い、その後空冷して試験片温度が室温になってから

Fig. 18 Measurement of crack growth at each load cycle during cyclic loading.

Fig. 20 Procedure for estimation of effective crack opening, $(V_{p2nd})_{eff}$ to yield ductile crack growth at 2nd load cycle.

Fig. 19 Ductile crack growth occurred at 1st and 2nd cycle of decremental cyclic loading.

ら2サイクル目の荷重を載荷するという方式で行った。こうすると、1サイクル目の荷重履歴で生じた延性き裂面は着色され、2サイクル目で生じた延性き裂成長量と区別できる。なお、加熱着色は試験片表面にクロメルアルメル熱電対を添付して電気炉で行い、試験片温度が250℃に達した時点で電気炉から取り出した。また、1サイクル目の荷重レベルは試験片に座屈が生じない範囲内(back surface 歪で最大6%以内)に設定した。このような手順で測定したSM490A鋼の正負交番繰返し試験での第1サイクルの延性き裂進展量 Δa_{1st} と第1サイクルのCTOD δ_{1st} の関係、および、第2サイクルの延性き裂成長量 Δa_{2nd} をFig.

19に示す(Δa_{1st} , Δa_{2nd} : 最大き裂進展量)。なお図には、単調載荷試験片の Δa_{max} -CTOD関係も合わせてプロットしている。これを見ると、第2サイクルの荷重レベルは第1サイクルの荷重値より低いにも関わらず、2サイクル目で明らかに延性き裂が進展しているのがわかる。

そこで、Fig. 20に示すように、正負交番試験片の第1サイクルと第2サイクルの合計き裂成長量 $\Delta a = \Delta a_{1st} + \Delta a_{2nd}$ と第2サイクルまでの累積CTOD $= \delta_{1st} + (\delta_{2nd})_{eff}$ の関係が単調

載荷試験片の Δa -CTOD曲線上にプロットされるような第2サイクルでの有効CTOD, $(\delta_{2nd})_{eff}$ を考える。この第2サイクルでの有効CTOD, $(\delta_{2nd})_{eff}$ は、第2サイクルでのクリップゲージ変位の有効成分を $(V_{p2nd})_{eff}$ とすると、

$$(\delta_{2nd})_{eff} = \frac{r_p(W-a_0)}{r_p(W-a_0) + a_0 + z} (V_{p2nd})_{eff} \quad (3)$$

から算定できる。なお、累積CTOD $=\delta_{1st}+(\delta_{2nd})_{eff}$ の弾性成分は荷重履歴の最大荷重値（荷重漸減型の場合は第1サイクルの荷重値 P_{1st} ）で支配されと考え、式(3)のCTOD計算においては弾性成分は無視した。こうして、 $(\delta_{2nd})_{eff}$ より $(V_{p2nd})_{eff}$ が求められると、Fig. 20に示すように正負交番繰返し試験の第2サイクルにおいて延性き裂進展が開始するであろう荷重値 $(P_{2nd})_{eff}$ を求めることができる。

Fig. 21は、Fig. 19の4体の荷重漸減型正負交番繰返し試験片のデータをもとに、第1サイクルの最大荷重値 P_{1st} と第2サイクルのき裂進展開始荷重値 $(P_{2nd})_{eff}$ の比をとったものである。多少のばらつきはあるが、2サイクル目の延性き裂成長は前サイクルの最大荷重値の約90%の荷重レベルから開始していることがわかる。

このような結果に基づき、前サイクルの最大荷重値の90%の荷重レベルを越える荷重範囲で生じたCTODの累積を90%スケルトンCTOD, $\delta_{90\% \text{ skeleton}}$ と定義する。

Fig. 21 Load ratio, $(P_{2nd})_{eff} / P_{1st}$ defined in Fig. 20 for 4 specimens subjected to decremental cyclic loading.

Fig. 22 Definition of effective V_p , $(V_p)_{90\% \text{ skeleton}}$ for crack growth evaluation of cyclic loaded specimen.

$$\delta_{90\% \text{ skeleton}} = \frac{K_{max}^2(1-\nu^2)}{2\sigma_y E} + \frac{r_p(W-a_0)}{r_p(W-a_0) + a_0 + z} (V_p)_{90\% \text{ skeleton}}$$

$$K_{max} = \frac{Y P_{max}}{B\sqrt{W}} \quad (4)$$

ここで、 $(V_p)_{90\% \text{ skeleton}}$ は、Fig. 22に示すように、前サイクルの最大荷重値の90%の荷重レベルを上まわる荷重範囲で生じたクリップゲージ塑性変位の合計量である。

この荷重漸減型の繰返し載荷試験の詳細観察から提案される90%スケルトンCTOD, $\delta_{90\% \text{ skeleton}}$ を、荷重漸増型の載荷試験片にも適用し、すべての正負交番繰返し試験片の Δa_{max} -CTOD関係を評価した。Fig. 23は、SM490A鋼およびSM400B鋼の評価結果を示したものであり、両鋼材とも正負交番繰返し試験片の Δa_{max} -CTOD関係は荷重漸減型および漸増型のいずれにおいても単調載荷試験片のものとはほぼ等しく、負荷履歴によらず Δa_{max} -CTOD関係が統一的に整理されている。

以上より、本研究で定義する90%スケルトンCTOD, $\delta_{90\% \text{ skeleton}}$ は、建築構造用鋼が大変形繰返し負荷を受ける際、延性き裂の進展特性を負荷履歴によらず一義的に決定する力学パラメータとなることがわかった。ただし、本実験における繰返し載荷履歴においては、引張（正）荷重下で生じる歪量に比べて、圧縮（負）荷重下でき裂先端に生じる歪が小さなレベルに設定されており、90%スケルトンの考え方があらゆる負荷履歴でも有効かどうかについてはさらなる検討が必要である。また、き裂材に様々な履歴の繰返し載荷が作用する場合においても提案する90%スケルトンCTODが正確に定まれば、単調載荷試験による延性き裂成長特性からそのき裂進展量を予測することが可能であり、その後の脆性破壊限界特性評価に活かされるものと考えられるが、延性き裂進展特性に及ぼす負荷様式や部材形状・寸法などの影響の定量的予測手法、また、実建築鉄骨構造部材における90%スケルトンCTODの算出手法の開発が課題として残り、現実の建築鉄骨構造物の繰返し荷重下での延性き裂進展量の予測にはさらなる検討を必要とする。

(a) SM490A steel

(b) SM400B steel

Fig. 23 Crack extension properties evaluated with 90% skeleton CTOD, $\delta_{90\% \text{ skeleton}}$

一方、本 90% スケルトン CTOD は、き裂先端近傍において延性き裂の発生・進展条件を継続的に満たす力学パラメータであること、また、き裂先端近傍の力学場すなわち歪場を一義的に支配することから、本パラメータで評価した不安定脆性破壊限界値が負荷履歴に依存しない材料特性値となることが期待され、次報において検討する。

5. 結言

繰返し荷重下での建築構造用鋼の延性き裂進展挙動と進展き裂先端近傍の力学特性について基礎的検討を行い、以下のようなことが明らかとなった。

(1) 単調荷試験においても繰返し荷試験においても、延性き裂先端近傍の硬度は疲労き裂面上の硬度より明らかに高く、また、延性き裂の成長中はき裂先端近傍の硬度はほぼ一定の範囲内にあった。このことは、負荷履歴によらずき裂先端近傍の塑性歪（繰返し荷の場合は累積塑性歪）がほぼ一定の条件で延性き裂が発生・進展していることを意味している。

(2) 延性き裂進展量 Δa が同じであれば、単調荷や繰返し荷といった荷履歴によらず、き裂先端近傍の硬度分布（塑性歪分布）はほぼ同じであった。

(3) 正負交番繰返し試験の第 2 サイクル以降においては、検討を行った負荷範囲内（back surface 歪で 6% 以内の範囲内）では、前サイクルの最大荷重の約 90% の荷重レベルから新たな延性き裂の成長が開始していた。この結果を基に、正負交番繰返し試験のき裂進展特性の評価指標として、前サイクルの最大荷重値の 90% の荷重レベルを越える荷重範囲で生じた CTOD を累積する 90% スケルトン CTOD, $\delta_{90\% \text{ skeleton}}$ を提案した。90% スケルトン CTOD を用いると、正負交番繰返し試験での延性き裂成長量 Δa - CTOD 関係は、単調荷試験や一方向繰返し試験の Δa - CTOD 関係とはほぼ同じになり、延性き裂進展特性を負荷履歴によらず統一的に評価できることが示された。

謝辞

本研究は、(社)日本溶接協会 鉄鋼部会技術委員会 APD 委員会（委員長：高梨晃一 千葉大教授）での共同研究の一部として行ったものである。関係者各位に謝意を表する。

参考文献

- 1) 日本建築学会近畿支部鉄骨構造部会：1995 年兵庫県南部地震鉄骨造建物被害調査報告書，1995.5.
- 2) 岡下，大南，道場，山本，富松，丹治，三木：兵庫県南部地震における神戸港湾幹線道路 P75 橋脚隅角部におけるき裂損傷の原因調査・検討，土木学会論文集，I-42，(1998)，No.591，pp.243-261.
- 3) 日本溶接協会鉄鋼部会技術委員会，APDII 委員会調査研究報告書，(2000).
- 4) P. C. Paris, H. Tada, A. Zahoor and H. Ernst : The Theory of Instability of the Tearing Mode of Elastic-Plastic Crack Growth, Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668, (1979), pp.5-36.
- 5) J. EFTIS, D. L. Jones and H. Liebowitz : On Fracture Toughness in the Nonlinear Range, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 7, (1975), pp.491-503.
- 6) 岸本，青木，坂田：き裂の進展挙動を記述するための破壊力学パラメータについて，日本機学会論文集（A 編），46 巻，(1985)，410 号，pp.1049-1057.
- 7) 西岡，小橋：動的弾塑性破壊試験における経路独立 T^* 積分の解析，日本機学会論文集（A 編），54 巻，498 号，(1988)，pp.301-306.
- 8) J. W. Hutchinson and P. C. Paris : Stability Analysis of J-controlled crack growth. Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668, (1979), pp.37-64.
- 9) 道場，平松，長谷川，松村，豊田：延性き裂進展中のき裂先端ひずみに及ぼす塑性拘束の影響，溶

- 接学会論文集, 第14巻, 第2号, (1996), pp.414-421.
- 10) J. D. Landes and D. E. McCabe : Load History Effect on the J_R -Curve, Elastic-Plastic Fracture, Second Symposium, Vol. II - Fracture Resistance Curves and Engineering Applications, ASTM STP 803, (1983), pp.II-723-II-738.
- 11) C. W. Marschall and G. M. Wilkowski : Effect of Cyclic loading on Ductile Fracture Resistance, Transactions of the ASME, Vol. 113, (1991), pp.358-367.
- 12) 井上, 前中, 佐久間 : 圧縮予歪が破壊靱性に及ぼす影響, 日本造船学会論文集, 第160号, (1986), pp.450-460.
- 13) 青木, 中込 : 塑性歪を受けた構造用鋼材の力学的性能に関する実験的研究, 日本建築学会構造工学論文集, Vol. 38 B (1992).
- 14) K. F. Amouzouvi and M. N. Bassim : Determination of Fracture Toughness from Stretch Zone Width Measurement in Predeformed AISI Type 4340 Steel, Materials Science and Engineering, Vol. 55, (1982), pp.257-262.
- 15) K. F. Amouzouvi and M. N. Bassim : Effect of the Type of Prior Straining on the Fracture Toughness of AISI 4340 Steel, Materials Science and Engineering, Vol. 60, (1983), pp.1-5.
- 16) 田川, 伊藤, 宮田 : 予ひずみによる鋼材の破壊靱性低下量の定量的予測と降伏比の影響, 溶接学会論文集, 第14巻, 第2号, (1996), pp.429-434.
- 17) J. D. Landes and T.R. Leax : Load History Effects on the Fracture Toughness of a Modified 4340 Steel, Fracture Mechanics : Eighteenth Symposium, ASTM STP 833, (1984), pp.436-448.
- 18) P. K. Liaw and J.D. Landes : Influence of Prestrain History on Fracture Toughness Properties of Steels, Metallurgical Transactions A, Vol. 17A, (1986), pp.473-489.
- 19) P. K. Liaw and J. D. Landes : Effects of Monotonic and Cyclic Prestrain on Fracture Toughness : A Summary, Fracture Mechanics : Eighteenth Symposium, ASTM STP 945, (1988), pp.622-646.
- 20) 中込, 日高, 大林 : 繰返し塑性歪を受けるSM490A鋼の溶接・接合部の破壊性状と材質劣化に関する実験的検討, 日本建築学会大会梗概集, C1, (1993), pp.333-336.
- 21) 中込 : 鉄骨造溶接接合部の破壊と力学的特性 その12 繰返し塑性ひずみをうけた鋼材の靱性劣化について, 鉄鋼技術, (1996), pp.79-83.
- 22) British Standard BS7448 (Part 1) : 1991, Fracture Mechanics Toughness Tests, Part 1. Method for Determination of K_{IC} , Critical CTOD and Critical J Values of Metallic Materials, (1991).