

繰り返し予ひずみが鋼構造物脆性破壊リスク増加に与える影響の簡易評価法提案

Proposal for simplified evaluation method for the effect of cyclic pre-strain on the increased risk of brittle fracture of steel structures

東京大学大学院 工学系研究科 システム創成学専攻 学籍番号 37-206382 大家 直也
指導教員 川畑友弥 教授

Keywords: Pre-strain, Brittle fracture, Stress triaxiality, Dislocation, Weibull stress

I. 研究背景・目的

19世紀末から進む鋼構造建築物の高層化により、鉄鋼材料の脆性破壊の例も国内では1990年代から報告されるようになった[1]。これ以降、建築分野においても脆性破壊は大きな解決課題と捉えられるようになった[2]。脆性破壊は、塑性変形が付与されることで結晶粒界にパイルアップされた転位を駆動力として発生すると考えられている[3]。そのため、鉄鋼材料に対して地震などによって塑性変形が付与されることは、破壊靱性低下が起こり、脆性破壊リスクが増大することを意味している。

繰り返し予ひずみが鉄鋼材料の破壊靱性に与える影響の研究は小菅らを中心にいくつかの例[4,5,6]がある。しかし、小菅らの提案した予ひずみ付与による限界破壊応力の変動予測は複雑なプロセスを必要とし実用性が十分でない。また、予ひずみ付与による靱性低下に影響を与える要因はまだ網羅的には検討されていないと考えられる。本研究では、実験から得られるマクロパラメータのみから評価を行える、予ひずみ付与による材料損傷量の正確かつ簡易的な評価式の定式化を行った。さらに、未検討の要因として式(1)で表される応力多軸度が予ひずみ付与による材料損傷に与える影響を考察することとした。

まずは、材料損傷への多軸度影響の考察を直接的な観察によって行う(II)。次に、予ひずみを加えていない鋼材に対して試験条件によらず脆性破壊発生特性を統一的に評価可能な指標を検討する(III)。最後に、様々な予ひずみ履歴を経た鋼材に対して破壊靱性低下を調査し(IV)、予ひずみ付与による材料損傷量の簡易評価式を定式化した(V)。

$$\eta = \frac{1}{\sigma_{eq}} \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad (1)$$

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}{2}} \quad (2)$$

II. in-situ 観察による材料損傷への多軸度影響の考察

SEM (Scanning Electron Microscope : 走査型電子顕微鏡) のチャンバー内で、Fig. 1に示す、異なる多軸度履歴を持つ単軸試験片と十字形試験片に対して引張試験を行った。引張負荷により材料損傷が進行する様子を、各結晶粒の結晶方位測定などに用いられるEBSD (Electron Back scattered Diffraction Pattern : 後方散乱電子回折) 法でFig. 2のようにin-situ 観察 (in-situ はラテン語で“その場で”という意味) することで、材料損傷における多軸度影響を考察した。多軸引張試験をSEM内で実施するのは前例のない試みである。

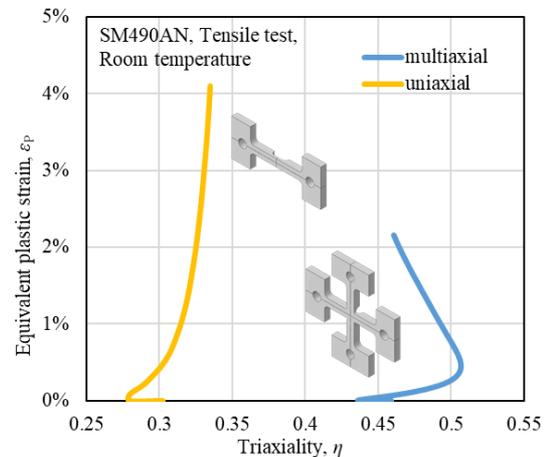


Fig. 1 Stress triaxiality history (in-situ)

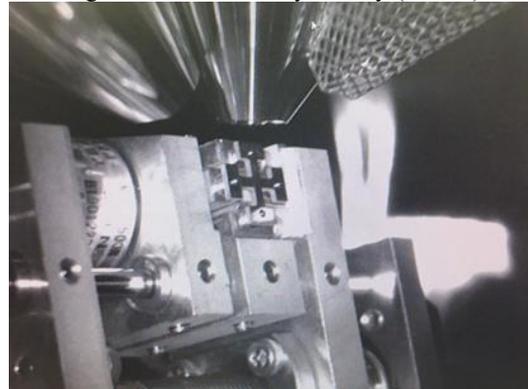


Fig. 2 Multiaxial tensile test on SEM stage

SEM 内引張試験では両試験片について 5 回途中止めしてその都度 in-situ 観察を行った。途中止めの度に、引張方向の公称ひずみを観察領域における試験片の変形量から計測した。

観察領域の中からノイズの少ない、かつ平均結晶方位がそれぞれ異なる結晶粒 3 個を選定し、材料損傷の評価を行った。転位が堆積し材料損傷が進行する際には、結晶中の格子の乱れが増大し、結晶中の方位差も増大すると考えられる。そこで、材料損傷を表す指標として結晶粒内の方位のばらつきを示す GOS (Grain Orientation Spread) を EBSD 法により取得し材料損傷を評価した。

各結晶粒の GOS の増加の様子を Fig. 3 に示す。同じ引張試験を再現した FEM (Finite Element Method: 有限要素法) 解析モデルから、観察領域が途中止め時公称ひずみを取る際の相当塑性ひずみを計測し、それをグラフの横軸とした。また、各結晶粒の平均方位を標準ステレオ三角形で示してある。Fig. 3 より、同じ相当塑性ひずみレベルでも、より高応力多軸度場である十字形試験片への負荷の方が GOS が上昇しやすい、すなわち転位運動の進展が早く、材料損傷が進行しやすいと考えられた。Fig. 3 の結果の理由の考察として、塑性変形による結晶中のすべり面の移動を考えたところ、高多軸度場の損傷発展のしやすさは、特定のすべり面の移動が高多軸度場では大きいことによる転位堆積の急速さに起因する可能性が考えられた。

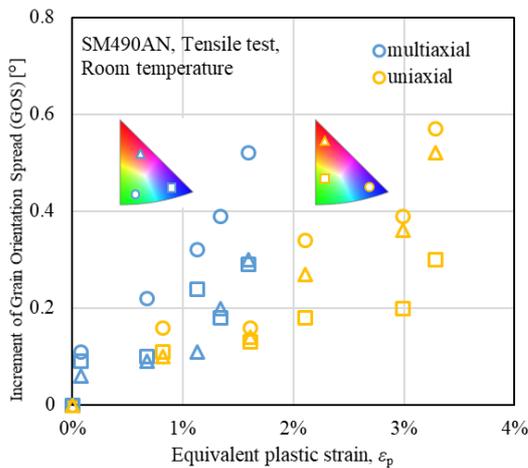


Fig. 3 Increment of GOS vs. plastic strain

III. 脆性破壊発生特性の評価指標検討

試験片サイズや切り欠き長さの異なる 8 種類の試験片について三点曲げ試験を行った。試験結果に対し、材料力学的な整理、古典的な破壊力学による整理を行ったところ、サイズや切り欠き長さに影響を受けて限界条件の評価に大きなばらつきが出た(材料力学的な整理では限界値の最大値は最小値の 1.5 倍であった)。

しかし、切り欠き先端周辺の局所的な応力場な

どをもとに脆性破壊発生を評価するローカルアプローチではある程度の統一的な評価が可能であると考えられた。ローカルアプローチに基づいて算出された応力の代表値がワイブル応力であり、この計算方法はいくつかのモデルが提案されている。本節では、式(3)に示す Beremin モデル[8]、式(4)の Bordet モデル[9]、式(5)の Yoshizu モデル[10]を適用して評価を行った。試験片が実際の実験で限界 CTOD に達した際のワイブル応力である限界ワイブル応力を Fig. 4 に示す。横軸は試験片の板厚 B [mm] である。いずれのモデルにおいても統一的な評価を行うことが出来た。

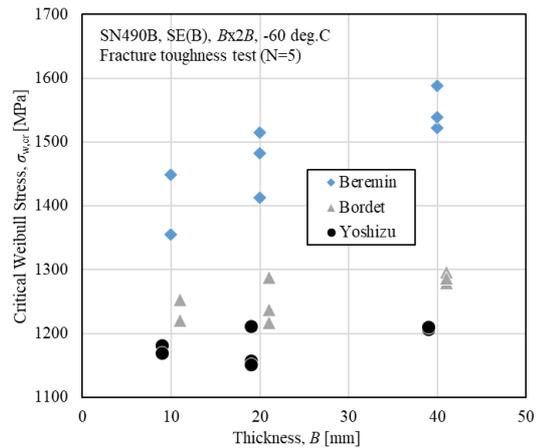


Fig. 4 Comparison of critical Weibull stress

$$\sigma_w = \left\{ \int_{V_f} \frac{\sigma_1^m dV}{V_0} \right\}^{\frac{1}{m}} \quad (3)$$

$$\sigma_w = \left\{ \int_{V_f} \left(\int_0^{\epsilon_p} \sigma_1^m d\epsilon_p \right) \frac{dV}{V_0} \right\}^{\frac{1}{m}} \quad (4)$$

$$\sigma_w = \left\{ \int_{V_f} \left(\int_0^{\epsilon_p} \epsilon_p^{\beta-1} \sigma_1^m d\epsilon_p \right) \frac{dV}{V_0} \right\}^{\frac{1}{m}} \quad (5)$$

IV. 予ひずみ付与による靱性低下の定量化

V の材料損傷の簡易評価の定式化に向け、予ひずみ付与による破壊靱性低下を実験で検証した。予ひずみ試験片は全長、板幅、切り欠き形状は共通しているが、Fig. 5 に示したように板厚方向の形状について、薄板 (thin)、サイドグループを付与した厚板 (sidegroove) の 2 種類を用意し、予ひずみ付与による靱性低下の応力多軸度影響の比較を行った。Table 1 に示すような予ひずみパターンを用意し、四点曲げ試験によって予ひずみを付与した。

予ひずみを付与した試験片から破壊靱性試験片を採取し、疲労き裂を導入した。-75°C 下で三点曲げによる破壊試験を実施し、式(6)の限界 CTOD (Crack Tip Opening Displacement) を試験結果か

ら取得し、破壊靱性値とした。各予ひずみパターンで、5本の破壊試験を行い、限界CTODの代表値にはMOTE[11]を用いた。破壊靱性試験結果をFig. 6に示す。横軸は既存の材料損傷則であるMiner則[12]を各予ひずみパターンに適用して得られた材料損傷度である。予ひずみの付与とともに靱性は低下するが最終的に一定値に収束すること、高多軸度のsidegrooveの方が収束に向かうペースが早いこと（これはIIの結果と整合）、最終予ひずみ方向について、予圧縮材の方が予引張材よりも靱性低下が大きいこと（これは先行研究[13]でも指摘）などが傾向として挙げられた。

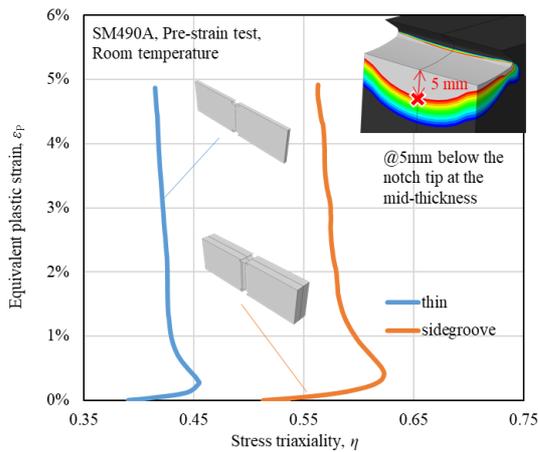


Fig. 5 Stress triaxiality histories (pre-straining)

Table 1 Pre-strain patterns in this study

Mark	Sample	Plastic strain (%)
P1	thin	+1 > -1
P2		-1 > +1
P3		+1 > -1 > +2 > -2 > +3 > -3
P4		-1 > +1 > -2 > +2 > -3 > +3
P5	side-groove	+1 > -1
P6		-1 > +1
P7		+1 > -1 > +2 > -2 > +3 > -3
P8		-1 > +1 > -2 > +2 > -3 > +3
P9	As	No pre-strain

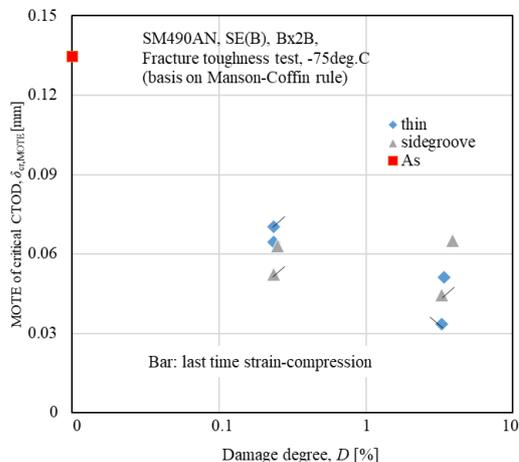


Fig. 6 Fracture toughness reduction

V. 靱性低下の簡易評価の定式化

簡易評価の定式化を行うにあたり、FEM解析上で予ひずみパターンを拡張し、 $\delta_{cr,MOTE}$ のデータを追加した。追加パターンには実験での限界CTODのデータがないので、4章で有効と認められたワイブル応力を脆性破壊発生の一時的な限界条件とし、逆算的に $\delta_{cr,MOTE}$ を求めた。

しかしIIIで用いたワイブル応力モデルをIVの破壊試験結果に適用したところ予ひずみパターンによって限界ワイブル応力が大きくばらついた。最も良好な結果を示したBordetモデルでも、予圧縮材と予引張材の限界値の差は解消されなかった。予ひずみパターンに依らない材料固有の限界値を得る手法を確立するため、メゾスケール転位動力学に基づきワイブル応力の修正を行った。予圧縮ひずみを加えた後、引張負荷を加えた時の転位の運動をFig. 7に示す。

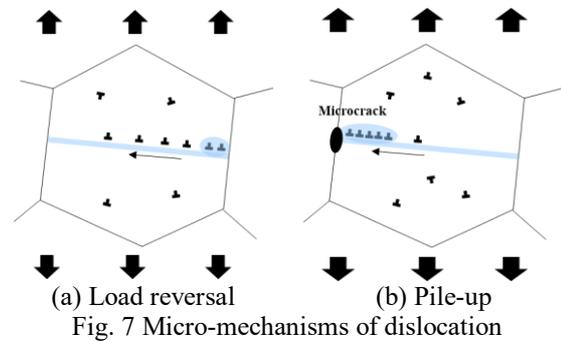


Fig. 7 (a)では圧縮の際にパイルアップした転位が荷重反転により逆運動を開始し、パイルアップがむしろ解消されている。Fig. 7 (b)では逆運動した転位が再びパイルアップを開始しマイクロクラック発生の原因となるが、パイルアップは塑性変形に対して永続的に続くものではない。このメカニズムから、転位のパイルアップ解消区間は材料損傷が進行しないこと、転位のパイルアップ区間はよりマイクロクラック発生が促進されることの2点を新たに盛り込んだ式(6)のような修正ワイブル応力を考案した。

$$\sigma_w = \left\{ \int_{V_f} \left(\int_{\epsilon_{p0}}^{\epsilon_p} \sigma_1^m (1 + \mu \alpha_1) d\epsilon_p [\alpha_1 > 0] \right) \frac{dV}{V_0} \right\}^{\frac{1}{m}} \quad (6)$$

転位のパイルアップにより発生する内部応力をあらわすテンソルである背応力をパラメータとして用いた。背応力考慮ワイブル応力をIVの破壊試験結果に適用した結果をFig. 8に示す。これはBereiminモデルやBordetモデルを適用した場合よりも統一的な評価である。このことから、予圧縮材が予引張材よりも破壊靱性低下が大きい理由は今まで明確な説明メカニズムがなかったが、予圧縮材の破壊試験での転位の急速

なパイラップによるマイクロクラック発生確率の高さと今回新たに考えられた．限界条件指標に式(6)の修正ワイブル応力を用いることで，追加予ひずみパターンにおける $\delta_{cr,MOTE}$ をFEM解析上で求めた．

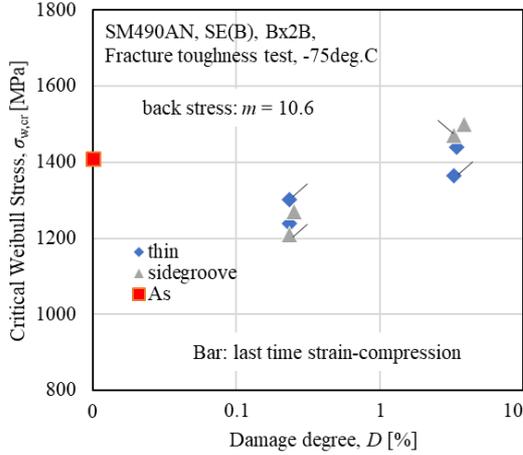


Fig. 8 Critical Weibull stress (back stress model)

本研究で得られたこれまでの知見より，以下の要素を組み込んだ，靱性低下を予測する簡易評価式(7)を立式した．

- (1) 塑性ひずみが付与されるにつれて靱性は低下するが最終的には一定値に収束する．
- (2) 同じ塑性変形量でも高多軸度場である方が収束に向かうペースが早い．
- (3) 最終予ひずみ方向が予引張よりも予圧縮である方が，破壊靱性低下が大きい．
- (4) 負荷反転時の降伏直後は転位堆積の解消区間であり，材料損傷には寄与しない．

$$\delta_{pre} = \delta_{As} - \delta_{sat} \left\{ 1 - \exp \left(-(aB + b)f(\Delta_p) \right) - h \cos(\theta) \right\} \quad (7)$$

$$f(\Delta_p) = \sum_i (|\Delta_{p,i}| - \Delta_{inv,i}) \quad (8)$$

$$\Delta_{inv,i} = \begin{cases} 0 & (i = 1) \\ \frac{k}{\gamma} & (i \geq 2) \end{cases} \quad (9)$$

本研究では，実験から得られるマクロパラメータのみから損傷評価を行うので，要素(1)の塑性ひずみについては予ひずみ試験の塑性変形区間のストローク量 Δ_p を，要素(2)の多軸度については予ひずみ試験片の板厚 B で代用することとした．ただし，要素(4)を反映するため，式(8)，(9)で定義したように，塑性変形区間のストローク量 Δ_p から転位の逆運動区間 Δ_{inv} を各予ひずみ1/2サイクルから除いたものを，損傷評価におけ

る塑性変形量とした．簡易評価式による $\delta_{cr,MOTE}$ の予測結果がIVの試験データとVの追加データと整合するよう定数係数のフィッティングを行った．定数係数のフィッティング結果とともに $\delta_{cr,MOTE}$ の予測値と実測値の比較をFig. 9に示す．簡易評価式は実測値をほとんど正確に予測できていることが確認され，簡易評価式の定式化に成功した．

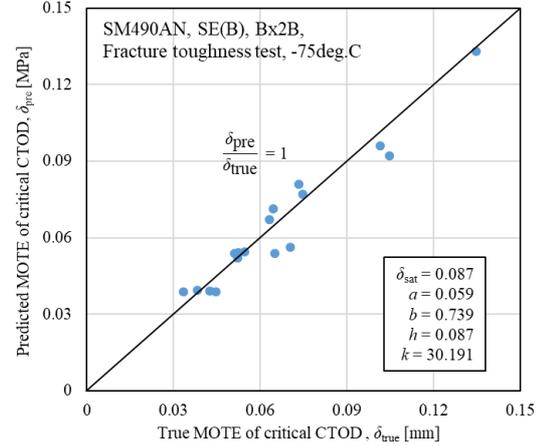


Fig. 9 True data set and prediction equation

VI.まとめ

本研究では，in-situ観察により材料損傷発展の多軸度影響を比較するという前例のない実験に成功した．また転位運動の考慮により予ひずみ材の限界条件を統一的に評価する新たなワイブル応力の定義に成功した．更に，様々な影響を網羅し，実験から得られるマクロパラメータのみで構成される，正確かつ簡易的な材料損傷評価を提案するなど，多くの新たな知見を得た．これらの知見は，地震などを多く経験する社会インフラ構造物に対する実用性の高い損傷診断に大いに進歩をもたらしたと考えられる．

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)
- [2] 建築研究所，日本鉄鋼連盟，鉄骨梁端接合部の脆性的破断防止ガイドライン・同解説，日本建築センター (2003)
- [3] E. Smith, Physical basis of yield and fracture conference proceeding, 36-46 (1966)
- [4] H. Kosuge, et al., Materials & Design, 185, 108222-108231 (2020)
- [5] H. Kosuge, et al., Crystals, 10, 867 (2020)
- [6] H. Kosuge, et al., Materials and Design, 203, 109603 (2021)
- [7] B. Z. Margolin, et al., Int. J. Pres. Ves. & Piping, 72, 73-87 (1997)
- [8] F. M. Beremin, Metallurgical Transactions A, 14, 2277-2287 (1983)
- [9] S. R. Bordet, Engineering Fracture Mechanics, 72, 3, 435-474 (2005)
- [10] S. Yoshizu, Procedia Materials Science, 3, 1447-1452 (2014)
- [11] T. Ozawa, T. Kawabata, et al., submitting
- [12] M. A. Miner, Journal of Applied Mechanics-Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, 12, 159-164 (1945)
- [13] C. Miki, et al., Journal of JSCE, 640, 165-175 (2000)