

曲げを受ける二辺固定二辺自由支持平板局部座屈部の極低サイクル疲労破壊評価

EXPERIMENTAL AND NUMERICAL CHARACTERIZATION OF ULTRA LOW-CYCLE FATIGUE FRACTURE OF CFCF RECTANGULAR PLATE ELEMENTS UNDER CYCLIC BENDING

寺澤友貴^{*1}, 伊藤大悟^{*2}, 竹内 徹^{*3}, シットラー ベン^{*4}Yuki TERAZA WA, Daigo ITO, Toru TAKEUCHI
and Ben SITLER

The ultra low-cycle fatigue fracture of open section steel members undergoing local buckling was experimentally investigated using rectangular clamped-free-clamped-free (CFCF) plates, validating a classic macro model (plastic-hinge-based damage model) and phenomenological micro model (void growth model, or stress-weighted damage model). Finite element models were calibrated to the 3D-DIC experimental data to further analyze the fracture mechanism, and to characterize the stress triaxiality and Load angle parameter during local buckling.

Keywords: CFCF plate, Local buckling, Ultra low-cycle fatigue fracture, Plastic-hinge-based damage model, Void growth model, Structural steel

二辺固定二辺自由支持平板, 局部座屈, 極低サイクル疲労破壊, 塑性ヒンジ理論, 空隙成長モデル, 構造用鋼材

1. 序

鋼構造の研究領域では、Northridge 地震(1994)¹⁾や阪神淡路大震災(1995)²⁾の地震被害を契機として、鋼構造部材の母材や接合部の極低サイクル疲労破壊評価法に関する研究が精力的に行われている。

日本の建築構造では、構造設計時の疲労照査での利用を想定した極低サイクル疲労破壊評価法が発展してきた。これらは、(1)疲労寿命(Capacity)は Coffin-Manson 則^{3), 4)}に代表される変形振幅で整理された破断繰り返し回数の実験式(疲労曲線)を用いる、(2)疲労度(Demand)は骨組モデルの解析結果をレインフロー法⁵⁾等により変形振幅の頻度分布として計数する、(3)疲労破壊(Damage)は線形⁶⁾や非線形⁷⁾の累積損傷則を用いる、古典的なマクロ手法という点で共通する。脆性的な破壊が地震被害で露見した梁端接合部や、標準仕様で定められた部材では専用の疲労曲線^{7), 8)}も提供されている。

特に板要素の局部座屈は、鋼構造部材の深刻な耐荷力低下の原因であり¹⁰⁾、竹内ら¹¹⁾⁻¹⁴⁾がその疲労破壊評価法を牽引してきた。同手法では、塑性ヒンジ理論を用いて部材全体に対する局部座屈部の変形集中を評価し、鋼素材の疲労曲線を適用して疲労破壊を判定する。局部座屈部に限定すれば、同手法は鋼部材全般に適用可能な汎用性を秘めているとも言える。しかし、同手法は中空の開断面部材で高い精度が示された一方¹³⁾、H形など開断面部材では過大安全側評価となる場合¹⁴⁾もあり、その適用限界は未だ曖昧なままとされている。

一方、米国では、上記の地震被害の反省から、部材や接合部の性能確認試験には実大級の試験体を用いるという意見が主流となったものの、製品開発の過程で多数の実大試験を行うことが費用面で現実的でないため、その代替としての利用を想定して有限要素法解析

による極低サイクル疲労破壊評価法が発展してきた¹⁵⁾。これらの手法は、鋼材の疲労破壊が鋼素材中の介在物周辺で核生成する空隙の成長・合体により生じる実態¹⁶⁾を固体力学の諸量を用いて表現する、という現象論的なミクロ手法である。特に Rice と Tracy¹⁷⁾が、空隙の成長を相当塑性ひずみと応力状態で定式化し、Kanvinde と Deierlein ら¹⁸⁾⁻²⁰⁾が Void Growth Model (VGM)として拡張した。古典的なマクロ手法に無いミクロ手法の特徴は応力状態^{21), 22)}の考慮であり、様々な制約を克服した現在の VGM²³⁾は汎用法として完成しつつある。しかし、日本では、VGMは未だ馴染みが薄く、板要素の局部座屈部の疲労破壊に対する適用性も広範には確認されていない。

そこで本研究は、開断面部材の板要素の局部座屈部の疲労破壊を対象に、局所の板要素を最も単純化した二辺固定二辺自由支持平板の繰返し曲げ実験を行い、塑性ヒンジ理論と VGM に基づく極低サイクル疲労破壊評価法の適用性を検証する。まず、2章では評価法を解説する。次の3~4章では実験を解説し結果を分析する。続く5章では塑性ヒンジ理論の適用性を検証する。最後の6章では実験結果に校正した有限要素法モデルを用いて VGM の適用性を検証する。

2. 塑性ヒンジ理論または VGM を用いた極低サイクル疲労破壊評価

2.1 塑性ヒンジ理論に基づく極低サイクル疲労破壊評価法

Fig.1 に塑性ヒンジ理論に基づく極低サイクル疲労破壊評価法(以下、塑性ヒンジ理論)の概要を示す。同手法では、全体の等価軸歪振幅 $\Delta \epsilon_n$ (無次元化変形振幅)に、対象とする局部座屈部の力学モデル(Fig.1(a)(b))に基づく塑性ヒンジ理論から評価される歪振幅拡大係数 α_c を乗じ、塑性化領域長さ L_h の塑性ヒンジ部に集中する塑性歪

*1 東京工業大学 建築学系 助教・博士(工学)

*2 元 東京工業大学 大学院生 修士(工学)

*3 東京工業大学 建築学系 教授・博士(工学)

*4 元 東京工業大学 大学院生 博士(工学)

Assist. Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

Former. Grad. Student, Tokyo Institute of Technology, M.Eng.

Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

Former. Grad. Student, Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

振幅 $\Delta\epsilon_h$ を算出する。

Fig.1(b)(c)に本研究が対象とする二辺固定二辺自由支持平板の力学モデルを示す。この境界条件の平板はH形鋼フランジなど開断面部材局所の板要素を単純化している。本研究では、等価軸歪振幅 $\Delta\epsilon_n$ は局所の板要素長さ L に対する軸変形振幅 Δu の比として式(1)で計算し、対応する塑性ヒンジ回転角 ϕ_h は式(2)で計算する。Fig.1(b)に示す塑性ヒンジの塑性化領域長 L_h は、Fig.1(c)に示すモーメント分布の局部座屈長さ L_p と塑性域より式(3)で計算する。塑性ヒンジ表面の塑性歪振幅 $\Delta\epsilon_h$ は、矩形平板の板厚 t と塑性ヒンジ回転角 ϕ_h より式(4)で計算する。最後に歪振幅拡大係数 α_c は式(5)で計算される。

$$\Delta\epsilon_n = \Delta u/L \quad (1)$$

$$\phi_h = \cos^{-1}(1-\Delta\epsilon_n) \quad (2)$$

$$L_h = L_p(1-Z/Z_p) = L_p/3 \quad \text{※矩形平板の場合の理論値} \quad (3)$$

$$\Delta\epsilon_h = t\phi_h/L_h = 3t\cos^{-1}(1-\Delta\epsilon_n)/L_p \quad (4)$$

$$\alpha_c = \Delta\epsilon_h/\Delta\epsilon_n = 3t\cos^{-1}(1-\Delta\epsilon_n)/L_p\Delta\epsilon_n \quad (5)$$

以上の方法で算出した $\Delta\epsilon_h$ の時刻歴データは、累積塑性歪振幅 $\Sigma\Delta\epsilon_{hp}$ と平均塑性歪振幅 $\overline{\Delta\epsilon_{hp}}$ に変換する⁷⁾。このとき $\overline{\Delta\epsilon_{hp}}$ はレイノフロー法から式(6)で評価する。疲労破壊は $\Sigma\Delta\epsilon_{hp}$ が SS400 の疲労曲線から導出される疲労破壊条件式 $3857\overline{\Delta\epsilon_{hp}}^{-1.13}$ に達した時点とする¹³⁾。

$$\overline{\Delta\epsilon_{hp}} = \frac{\sum_{i=1}^{50} n_i (\Delta\epsilon_{hi} - 2\epsilon_y)}{\sum_{i=1}^{50} n_i} \quad (6)$$

ここに $\Delta\epsilon_{hi}$ と n_i は i 番目の歪全振幅(単位歪全振幅 $0.02 \times i$) と繰返し回数である。式(6)で弾性範囲の歪度 ($\Delta\epsilon_{hi} - 2\epsilon_y \leq 0.0$) は計数しない。

2.2 Void Growth Model (VGM)による極低サイクル疲労破壊評価法

Fig.2 に微視的な鋼素材の極低サイクル疲労破壊の模式図を、Fig.3 に応力状態の定義を、Fig.4 に応力状態の座標平面を示す。Fig.2 に示すように、鋼素材の極低サイクル疲労破壊の実態は、素材中の介在物周辺で核生成する空隙の成長・合体であることが知られている^{16), 17)}。Wierzbicki ら^{21), 22)}の検討より、Fig.3 と Fig.4 に示すように、等方性材料の応力状態は、垂直応力の影響を表す応力三軸度 T (ミーゼス応力 $\bar{\sigma}$ に対する平均垂直応力 σ_m の比、式(7))と、せん断の影響を表す Lode 角パラメータ ζ (偏差主応力軸と応力ベクトルの偏差平面内角度 θ を周期性を考慮して無次元化した指標で、偏差応力テンソルの第2, 第3 不変量 J_2, J_3 の関数式(8))の組合せで整理できることが分かっている。特に等二軸引張状態($T=+2/3, \zeta=-1$)、塑性平面歪引張状態($T=+0.57, \zeta=0$)、一軸引張状態($T=+1/3, \zeta=+1$)、純振りまたは純せん断状態($T=0, \zeta=0$)、一軸圧縮状態($T=-1/3, \zeta=-1$)、塑性平面歪圧縮状態($T=-0.57, \zeta=0$)、等二軸圧縮状態($T=-2/3, \zeta=+1$)は、平面応力状態上(式(9))に位置する。微視的な極低サイクル疲労破壊評価法では、以上の応力状態と相当塑性歪に基づき疲労破壊が評価される。

$$T = \sigma_m / \bar{\sigma} \quad (7)$$

$$\zeta = 3\sqrt{3}J_3/2J_2^2 \quad (8)$$

$$\zeta = (-27/2)(T^2-1/3)T \quad (9)$$

Kanvinde と Deierlein らの Void Growth Model (VGM)では、疲労寿命(Capacity)は、圧縮場の相当塑性歪の累積 $\bar{\epsilon}_p^{sig}$ によって劣化すると式(10)と式(11)で評価される²⁰⁾。また、疲労度(Demand)は、応力三軸度 T と Lode 角パラメータ ζ によって重み付けされた相当塑性歪 $\bar{\epsilon}_p$ の累積として式(12)で評価される²³⁾。最後に疲労破壊(Damage)は塑性歪の累積ともなって増大する疲労度が劣化する疲労寿命に達した時点として式(13)で評価される^{18), 19)}。現在の VGM は応力重

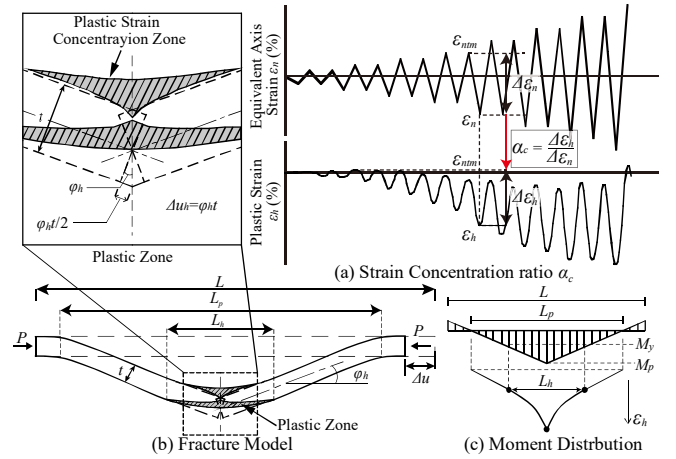


Fig.1 Schematic of plastic-hinge-based damage model

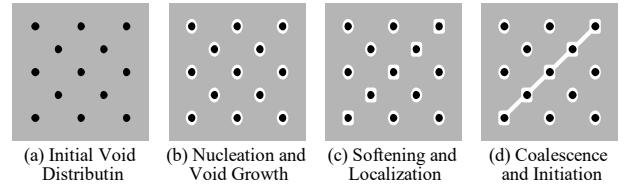


Fig.2 Micromechanical processes leading to ductile fracture

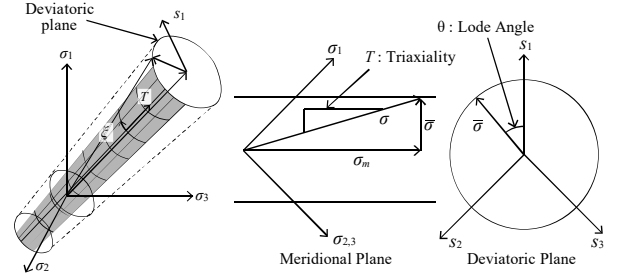


Fig.3 Definition of stress triaxiality and load angle

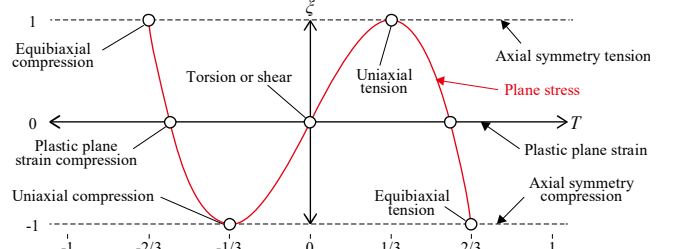


Fig.4 Stress triaxiality T - Lode angle parameter ζ relationship

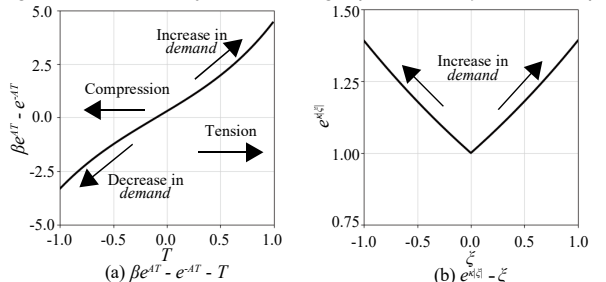


Fig.5 Relationship of stress states and Demand terms

み付け損傷モデル(Stress-Weighted Damage Model)とも呼ばれている。

$$Capacity = e^{-\bar{\epsilon}_p^{sig}} \quad (10)$$

$$\bar{\epsilon}_p^{sig} = \int_0^{\bar{\epsilon}_p} \left\{ \begin{array}{ll} 0 & (T > 0, \text{引張場}) \\ 1 & (T \leq 0, \text{圧縮場}) \end{array} \right\} d\bar{\epsilon}_p \quad (11)$$

$$Demand = \int_0^{\bar{\epsilon}_p} C (\beta e^{AT} - e^{-AT}) e^{k|\zeta|} d\bar{\epsilon}_p \geq 0 \quad (12)$$

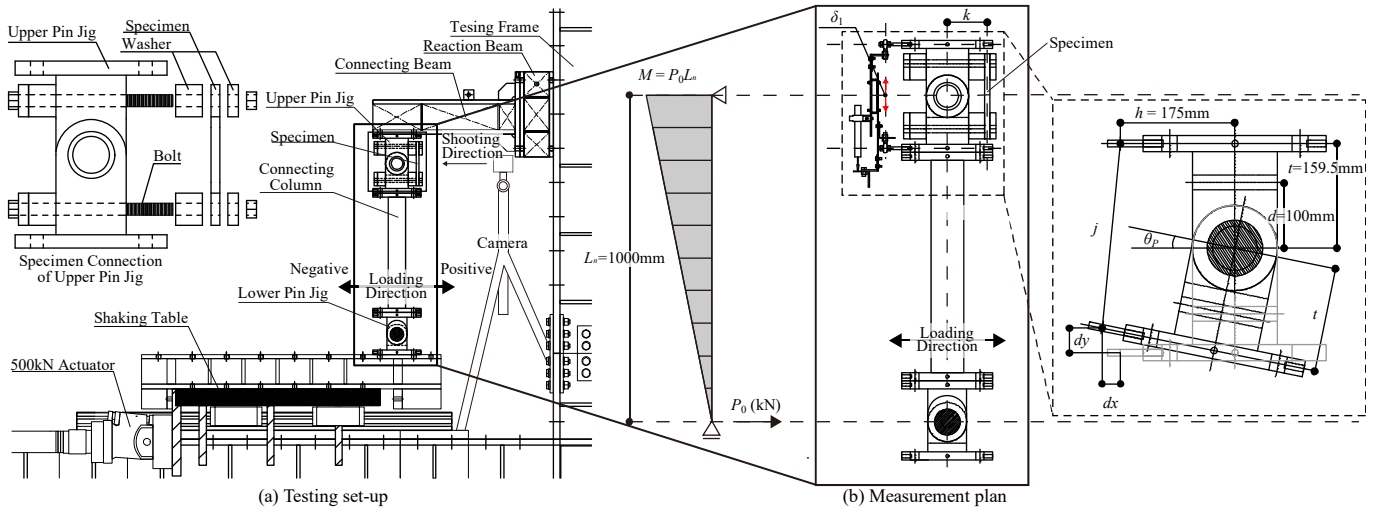


Fig. 6 Test configuration

$$Damage = Demand / Capacity \quad (13)$$

ここに $\lambda=0.22$, $C=0.1415$, $A=1.3$, $\beta=1.3$, $\kappa=0.33$ とする²³⁾。

Fig.5 に応力三軸度 T や Lode 角パラメータと疲労度の影響項の関係を示す。疲労度は両者の影響項の積として表される。特に Fig.5(a) に示す圧縮場に相当する低または負の応力三軸度 T 下では、空隙が収縮することを模擬して疲労度が減少評価される。また、Fig.5(b) に示す Lode 角パラメータの絶対値が大きな範囲では、せん断帯の形成を模擬して疲労度が増大評価される。以上に示すように、塑性ヒンジ理論は歪量のみで疲労度を判定する一方、VGM は応力状態を考慮して疲労度を減少または増大評価する特徴がある。

3. 二辺固定二辺自由支持平板の繰返し曲げ実験の概要

3.1 実験システム

以上の極低サイクル疲労破壊評価法を厳格に精査するため、本研究は可能な限り正確な実験系と計測環境の構築に努めた。Fig.6 に実験システムを示す。実験システムは、試験体、加力治具(上部・下部ピン治具、繫ぎ柱)、繫ぎ梁、反力梁、アクチュエータ付き加力台、反力フレームで構成され、アクチュエータ付き加力台を水平方向に動かすことで試験体に加力する。この実験システムは同図中央のモーメント分布を模擬しており、特に上部ピン治具のピンにはせん断力を負担させ、同治具に緊結された試験体には曲げモーメントだけが働く仕様とした²⁴⁾。また、下部ピン治具中心には鉛直方向のルーズホールを設け、上部ピン治具を中心とした加力治具の回転の鉛直変位を解放し、加力治具に不要な軸力を生じない設計とした。ピン治具はベアリングを内蔵して回転摩擦を解放するようにした。

3.2 試験体

Fig.7 と Table 1 に試験体の平面図と諸元を示す。試験体パラメータは、幅 B 、R 部を除いた長さ L_B 、板厚 t であり、様々な組合せに対して同一の L_B/t の結果を比較できるようにした。ただし、 L_B/B は一定とし、 B/t と L_B/t で結果に差異が無かったため、本論では B/t に言及しない。材料特性のバラツキの影響を取り除くため、試験体は全て同一の一般構造用圧延鋼材 SS400 の鋼板(板厚 19mm, ロット番号は神戸製鋼 3317331)から方向を揃えて削り出して製作した。薄い板厚の試験体は、事前に鋼板を半割にしてから削り出し、削り出しによる反り変形が生じない製作仕様とした。試験体は各 4 体、合計 56 体以上用意して約 3 ヶ月実験し、亀裂発生時期にバラツキが無いこ

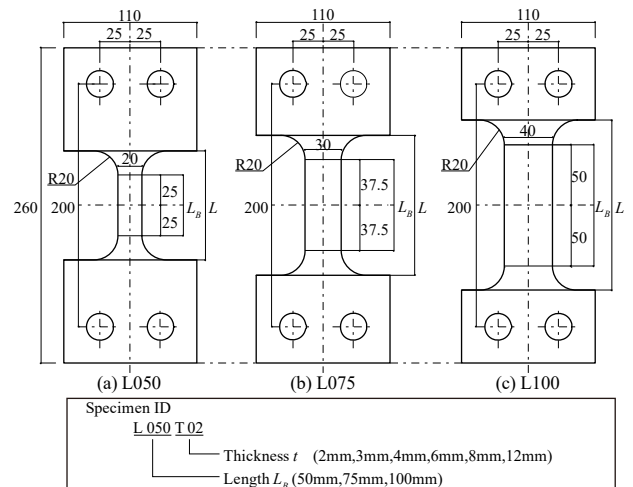


Fig. 7 Specimen drawings

Table 1 Specimen specification

Specimen ID	Width B (mm)	Length L_B (mm)	Thickness t (mm)	B/t	L_B/t	Yield strength (N/mm ²)	Tensile strength (N/mm ²)		
L050T02	20	50	2.0	10.0	25.0	291.9 (SS400)	438.4 (SS400)		
L050T03			3.0	6.7	16.7				
L050T04			4.0	5.0	12.5				
L050T06			6.0	3.3	8.3				
L050T08			8.0	2.5	6.3				
L075T02			30	75	2.0			15.0	37.5
L075T03					3.0			10.0	25.0
L075T04					4.0			7.5	18.8
L075T06	6.0	5.0			12.5				
L100T02	40	100			2.0	15.0	50.0		
L100T03					3.0	10.0	33.3		
L100T04			4.0	7.5	25.0				
L100T06			6.0	5.0	16.7				
L100T08			8.0	3.8	12.5				

とも確認した。なお、事前の計画では、Table 1 に掲載していない試験体(L075T12, L100T12, L100T16)も用意していたが、実験システムの許容性能を超えて実験できなかったため、それらの試験体の結果は 6 章の有限要素法解析にて補完する。また、有限要素法解析への適用も想定して単調と繰返しの材料試験片も用意した。

3.3 計測計画

計測項目は試験体の曲げモーメント M 、軸方向変形 u 、等価軸歪 ϵ_n 、ヒンジ角 θ_p 、圧縮時の圧縮側表面のたわみ、曲率、歪を計測する。曲げモーメント M は水平反力 P_0 とピン治具間距離 L_n より式(14)で計算する。軸方向変形 u 、等価軸歪 ϵ_n 、ヒンジ角 θ_p は、バネ式変位計の測定値 δ_i と Fig.5(b) の定義に従い式(15)~式(17)で計算する。

$$M = L_n \cdot P_0 \quad (14)$$

$$\theta_p = 2\sin^{-1}(\sqrt{dx^2+dy^2}/2\sqrt{h^2+t^2}) \quad (15)$$

$$\varepsilon_n = u/L \quad (16)$$

$$u = 2\sqrt{d^2+k^2}\sin((\theta_p+\phi)/2) \quad (17)$$

ここに $j = t + \delta_1$, $q = (-t^2 - j\sqrt{(tj)^2 + (4h^2 - j^2)(4h^2 + t^2)})/(4h^2 + t^2)$, $dx = \sqrt{j^2 - q}$, $dy = |q| - t$, $\phi = 2\arctan(d/k)$ である。

3.4 デジタル画像相関法を用いたたわみ, 曲率, 歪の計測

試験体表面のたわみ, 曲率, 歪は三次元デジタル画像相関法(3DDIC)を用いて分布量として計測した。Fig.8 に計測環境の概要を示す。3DDIC とは, 試験体表面に設けた模様(ランダムパターン)の変化を画像解析することで, その模様範囲の物理量の時間変化を測定する非接触式変形計測手法である。Fig.6(a)と Fig.8 に示すように, 計測環境は, 試験体と約 400mm 離して設置した三脚, LED 撮影ライト, 一眼レフカメラ 2 台(NIKON 製 D500, 2088 万画素, カメラ間距離 450mm)で構成される。画像解析は GOM Correlate を用いた。実験では, 事前に販売元から指導を受け, (1)当日の実験室環境に応じてカメラの ISO 値, F 値, ピントを微調整する, (2)校正用の画像を撮影する, (3)ソフトウェア上で問題なく画像解析出来ることを確認する, (4)試験中は 0.2Hz で自動撮影する, という手順で正確な計測に努めた。削り出した試験体は, 接合部以外の母材表面に防錆油を塗布して乾燥箱に保管し, 実験数日前に拭き取ってから大歪に追従するラバースプレーによるランダムパターンを改めて塗布した。

Fig.8(e)に例示するように, 画像解析では, 膨大な節点座標情報と対応するメッシュが生成され, 画像同士の時系列相関における隣接 2 節点間の相対位置に基づいて変位と変形が算出される。この変形ベクトルから最小二乗法により変形勾配テンソルが決定され, 変形勾配テンソルを分解した回転テンソルと右ストレッチテンソルから各種歪量が決定される。この計算法は固体力学の定義に従っている。

Fig.8(f)に示すように, 塑性ヒンジ回転角 ϕ_h は固定端から中央までのたわみ量で算出する Calculation 1 と曲率が直線的に変化する範囲で算出する Calculation 2 を比較する。Fig.8(g)に示すように, 局部座屈長さ L_p は荷重変形関係の座屈点を参考に曲率 $\phi \geq 0.005 \text{ rad/mm}$ の範囲とする。Fig.8(h)に示すように, 塑性化領域長 L_h は軸歪の圧縮側塑性領域($\varepsilon \leq -0.2\%$)より内側とする。

3.5 载荷計画

Fig.9 に载荷履歴を示す。同図には L050T08 試験体を例に対応する等価軸歪 ε_n も併記する。载荷はヒンジ角 θ_p による準静的変位制御とし, $\theta_p = 0.02 \text{ rad}$ まで 0.005rad.刻みで 2cycle 毎に正負交番漸増繰返し, その後は全断面破断まで 0.01rad.刻みで同様に漸増繰返しする。

4. 二辺固定二辺自由支持平板の繰返し曲げ実験結果の分析

4.1 実験状況

Table 2 に主要な試験体状況と実験結果のまとめを, Photo 1 に代表的な試験体状況を示す。繰返し曲げを受ける二辺固定二辺自由支持平板の定性的な極低サイクル疲労破壊の様相は全試験体で共通であった。具体的には, 開断面部材の板要素を模擬する二辺固定二辺自由支持平板では, (1)曲げに由来する軸力を受けて座屈(全体座屈であり局部座屈でもある)と引張降伏が生じ, (2)繰返し変形下で塑性化部領域に歪と疲労(損傷)が集中し, (3)部材中央(塑性化部領域の中で最も歪集中する領域)にくびれ(Necking, Photo 1(a))が生じ, (4)疲

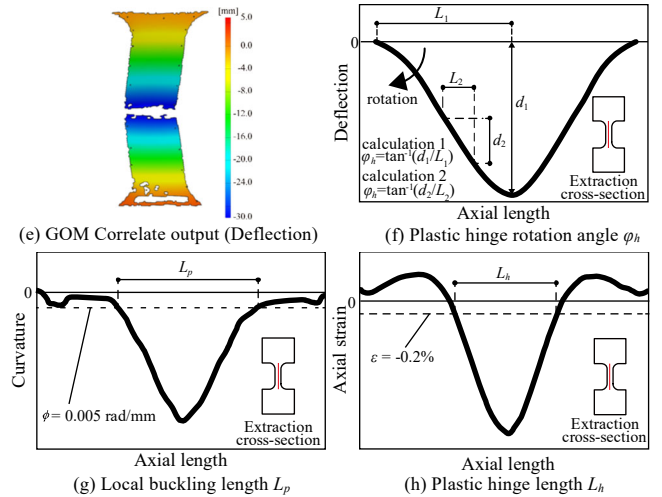
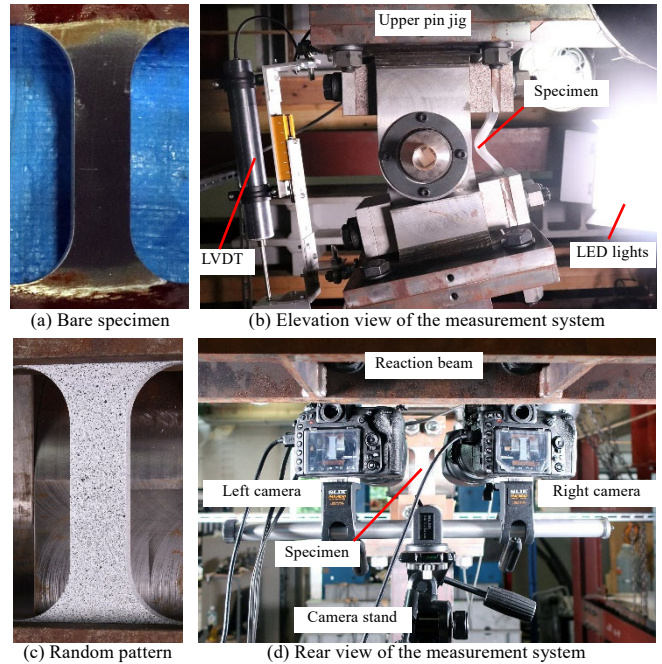


Fig.8 Overview of 3DDIC

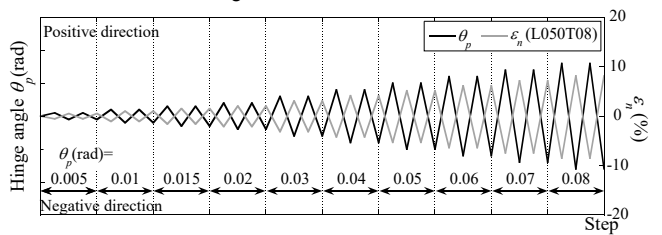


Fig.9 Loading protocol

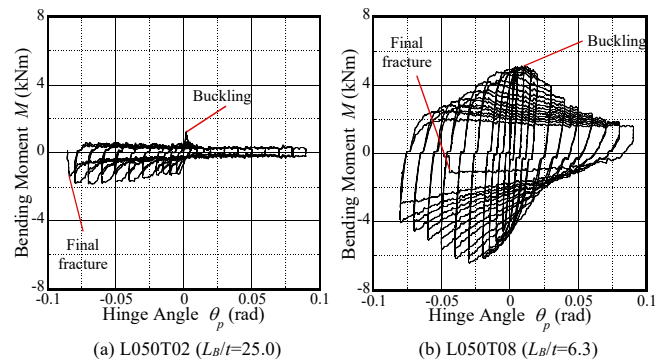


Fig.10 Example force-deformation relationships

劣が臨界点を越えて母材表面に皺の様な亀裂(Fracture initiation, Photo 1(b))が生じ, (5)その後の繰返し変形下で亀裂が進展(Fracture propagation, Photo 1(c))して, (6)全断面破断(Final fracture, Photo 1(d))に至った。Photo 1(d)に示すように, 全ての試験体の破断面は延性亀裂破壊の様相を呈した。また, Photo 1(e)に示すように, 比較的厚い試験体($L_B/t \rightarrow$ 小)では, 等価軸歪で10%を超える大圧縮変形を受けると, 体積不変となるように軸方向は圧縮, 幅方向は引張に変形する明かな一軸圧縮状態の変形モードが確認された。

4.2 各種計測項目の時系列変化の概要

L050 試験体シリーズ($L_B=50\text{mm}$)を例に, 薄い板要素($L_B/t \rightarrow$ 大)と厚い板要素($L_B/t \rightarrow$ 小)の各種計測項目の時系列変化の概要を解説する。Fig.10に荷重変形関係を, Fig.11~Fig.13に材軸方向のたわみ, 曲率, 軸方向歪の画像解析結果を, Fig.14~Fig.16に Step を横軸に取った座屈長さ L_p , 塑性ヒンジ回転角 ϕ_h , 塑性化部長さ L_h , 母材中央の軸方向歪ピーク値の変化を示す。ただし, Fig. 10 と Table 2 に示すように, 全塑性モーメントと履歴面積は板厚に大きな影響を受けるもの

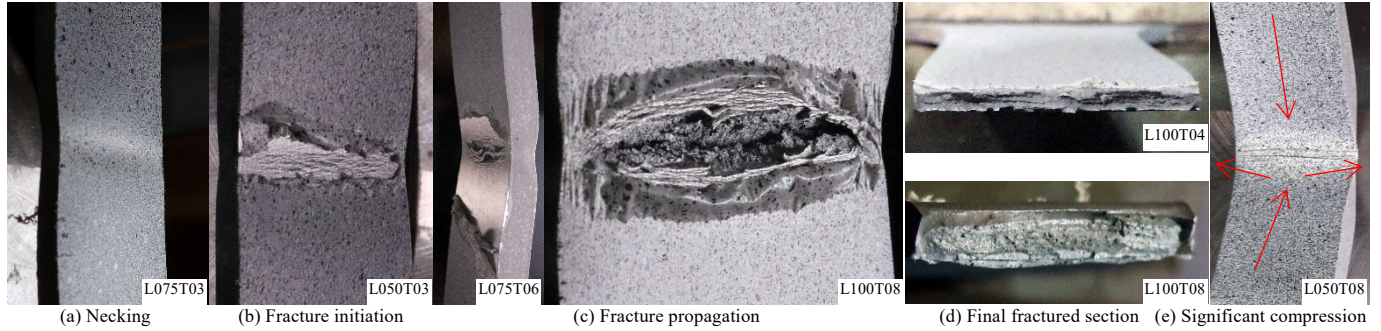


Table 2 Summary of experimental results

Specimen ID	Width B (mm)	Length L _B (mm)	Thickness t (mm)	L _B /t	Buckling	Fracture initiation	Final fracture	Σθ _p (rad.)	Σε _n (%)	L _p (mm)	L _h /L _p	Max. deflection d _i (mm)	Max. curvature φ (rad./mm)	Max. φ _h (rad.)	Min. ε _h (%)	Max. α _c	
L050T02	20	50	2.0	25.0	0.005rad.-1cycle	0.08rad.-2cycle	0.09rad.-1cycle	2.96	299.4	9.4-25.9	0.14-0.57	23.3	0.38	0.56	-5.8	4.4	
L050T03			3.0	16.7	0.005rad.-1cycle	0.07rad.-2cycle	0.08rad.-1cycle	2.33	237.0	9.2-18.9	0.33-0.67	22.2	0.36	0.58	-14.9	3.1	
L050T04			4.0	12.5	0.01rad.-1cycle	0.07rad.-2cycle	0.08rad.-1cycle	2.33	238.3	14.3-19.8	0.45-0.77	22.6	0.19	0.62	-19.6	2.7	
L050T06			6.0	8.3	0.015rad.-1cycle	0.08rad.-1cycle	0.08rad.-2cycle	2.64	272.9	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A
L050T08			8.0	6.3	0.015rad.-2cycle	0.08rad.-1cycle	0.09rad.-1cycle	2.64	275.9	23.8-30.4	0.71-0.75	24.3	0.07	0.56	-32.1	2.7	
L075T02			30	75	2.0	37.5	0.005rad.-1cycle	0.11rad.-2cycle	0.12rad.-1cycle	5.33	416.9	13.6-33.1	N/A	31.3	0.33	0.61	-7.5
L075T03	3.0	25.0			0.005rad.-1cycle	0.09rad.-2cycle	0.10rad.-1cycle	3.67	314.5	14.9-24.3	0.21-0.74	29.5	0.37	0.59	-8.0	2.9	
L075T04	4.0	18.8			0.01rad.-1cycle	0.08rad.-2cycle	0.09rad.-1cycle	2.96	254.9	11.8-24.9	0.46-0.86	28.9	0.33	0.59	-16.6	2.5	
L075T06	6.0	12.5			0.01rad.-2cycle	0.08rad.-2cycle	0.09rad.-1cycle	2.96	257.5	18.2-27.1	0.70-0.88	27.1	0.15	0.57	-19.9	2.6	
L100T02	40	100	2.0	50.0	0.005rad.-1cycle	0.14rad.-1cycle	0.14rad.-2cycle	7.86	651.3	13.9-39.7	N/A	43.2	0.47	0.68	-2.2	5.2	
L100T03			3.0	33.3	0.005rad.-1cycle	0.11rad.-1cycle	0.11rad.-2cycle	4.89	407.0	21.1-32.0	0.07-0.61	38.5	0.23	0.62	-3.4	6.1	
L100T04			4.0	25.0	0.005rad.-1cycle	0.09rad.-2cycle	0.10rad.-1cycle	3.67	306.8	19.4-31.0	0.13-0.74	35.6	0.22	0.57	-10.6	2.8	
L100T06			6.0	16.7	0.001rad.-2cycle	0.08rad.-2cycle	0.09rad.-1cycle	2.96	249.6	21.4-30.6	0.34-0.86	33.2	0.13	0.55	-17.5	2.4	
L100T08	8.0	12.5	0.015rad.-1cycle	0.08rad.-2cycle	0.09rad.-2cycle	2.96	251.7	20.4-31.4	0.14-0.96	32.9	0.11	0.54	-22.7	2.2			

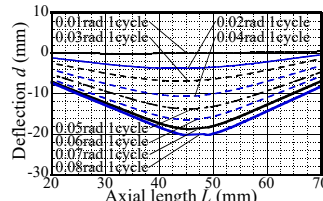
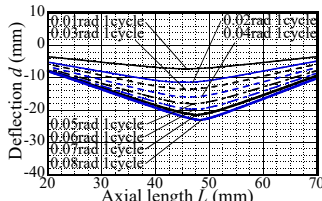


Fig.11 Example deflection

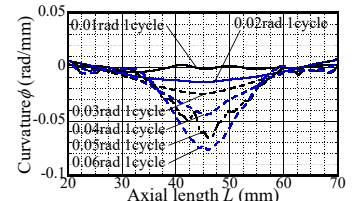
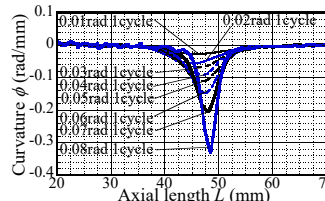


Fig.12 Example curvature

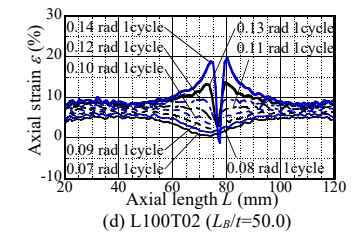
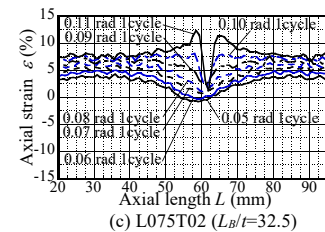
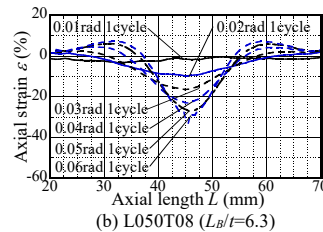
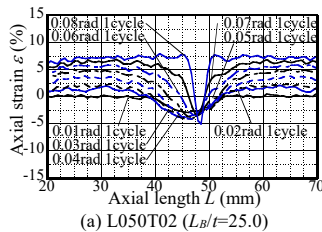


Fig.13 Example axial strain

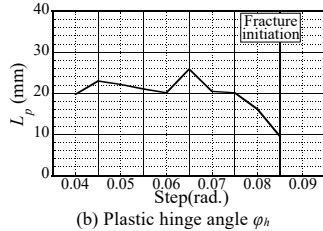
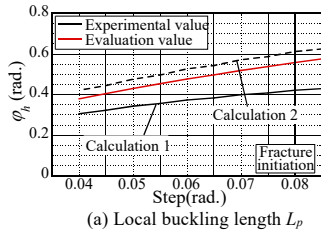


Fig.14 Example history of L050T02

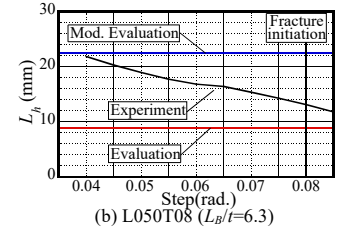
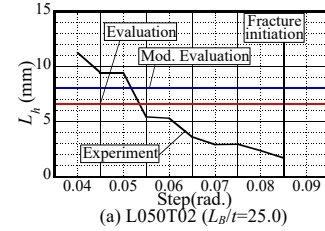
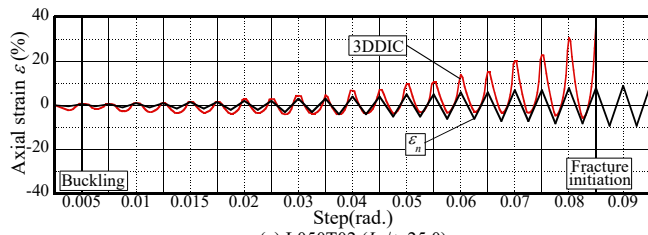
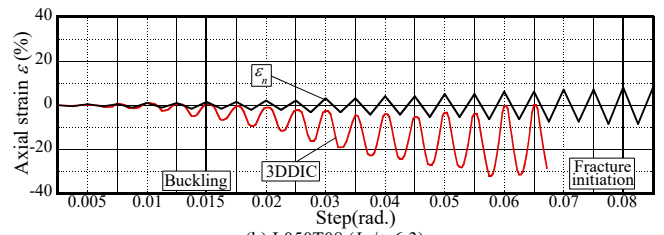


Fig.15 Example history of plastic hinge length L_h



(a) L050T02 ($L_B/t=25.0$)



(b) L050T08 ($L_B/t=6.3$)

Fig.16 Example axial strain history

の、疲労寿命(亀裂発生時期)に殆ど影響しなかったため、以後割愛する。なお、Photo 1(c)に例示するように、実験では亀裂発生の数 Step 前にランダムパターン剥離が生じたため、Fig.16 に例示するように、剥離後の画像解析結果は実験結果から除外した。また、試験体の座屈たわみ方向は偶発的に決まり、4 体用意しても L050T06 試験体のみ圧縮時の圧縮側表面の画像解析結果が得られなかった。Fig.11~Fig.13 の横軸は試験体上側(Fig.8(c))を原点とし、試験体 R 部から内側を注目して示している。この都合により、Fig.12 の左右端の曲率は非常に小さい値となっているが、Fig.8(g)に示すように、実際の固定端近傍は塑性化しない程度の曲率は発生している点に留意されたい。なお、Fig.11~Fig.13 に示すように、試験体が全体的に上側に変位する実験システムの都合により各種計測値は中心から偏って分布する場合があった。同図からは本研究が採用した計測手法(3DDIC)が正確に実状を捉えてられていることを裏付けている。

Fig.11 に示すように、たわみ量はヒンジ角 θ_p (制御角)に線形的に正比例し、曲げ剛性に関連して薄い($L_B/t \rightarrow$ 大)板要素ほど大きい傾向にあった。Fig.14(a)に示すように、たわみ量から計算できる塑性ヒンジ回転角 ϕ_n では、等価軸歪 ε_n より算出される塑性ヒンジ理論の理論値(式(2))は、曲率が直線的に変化する範囲(座屈長さ L_p 範囲)のたわみ量から算出した Calculation 2 とよく対応することが分かった。

Fig.12 に示すように、曲率は θ_p に従って増大し、薄い($L_B/t \rightarrow$ 大)板要素ほど大きい傾向にあった。また、Fig.12 と Fig.14(b)に示すように、座屈長さ L_p は漸増荷の過程で概ね減少傾向にあった。

Fig.13 に示すように、軸方向歪も θ_p に従って増大する。また、厚い($L_B/t \rightarrow$ 小)板要素ほど圧縮側の歪が大きくなる傾向にあり、これは局部座屈時の力学モデルに基づく塑性ヒンジ理論から導出される 2.1 節式(4)と対応することが分かる。一方、歪が集中する塑性化部長さ L_h は、薄い($L_B/t \rightarrow$ 大)板要素ほど減少傾向にあった。さらに Fig.15 に示すように、 L_h は一定ではなく漸増荷の進展に従って線形的に縮小していく傾向にあることが分かった。

Fig.16 に示すように、厚い($L_B/t \rightarrow$ 小)板要素の軸方向歪は塑性ヒンジ理論の想定(Fig.1(a))と同様に圧縮側に偏る一方、薄い($L_B/t \rightarrow$ 大)板要素の軸方向歪は漸増荷の進展に伴い圧縮側から引張側に偏る傾向にあることが分かった。厚い板要素では引張時も座屈たわみが残留し、薄い板要素ではピンチングが生じたことを目視で確認しており、軸方向歪の画像解析結果はこの実験事実と対応していると考えられる。また、Fig.10(a)に示すように、薄い板要素ほど圧縮力を殆ど負担できず、ヒンジ部でただ折り曲げられているだけということも影響していると考えられる。なお、後述するように、これらの挙動は有限要素法による補完解析でも確認された。一方、Fig.13(a)(c)(d) と Table 2 に示すように、この影響により、3.4 節に示す圧縮側塑性

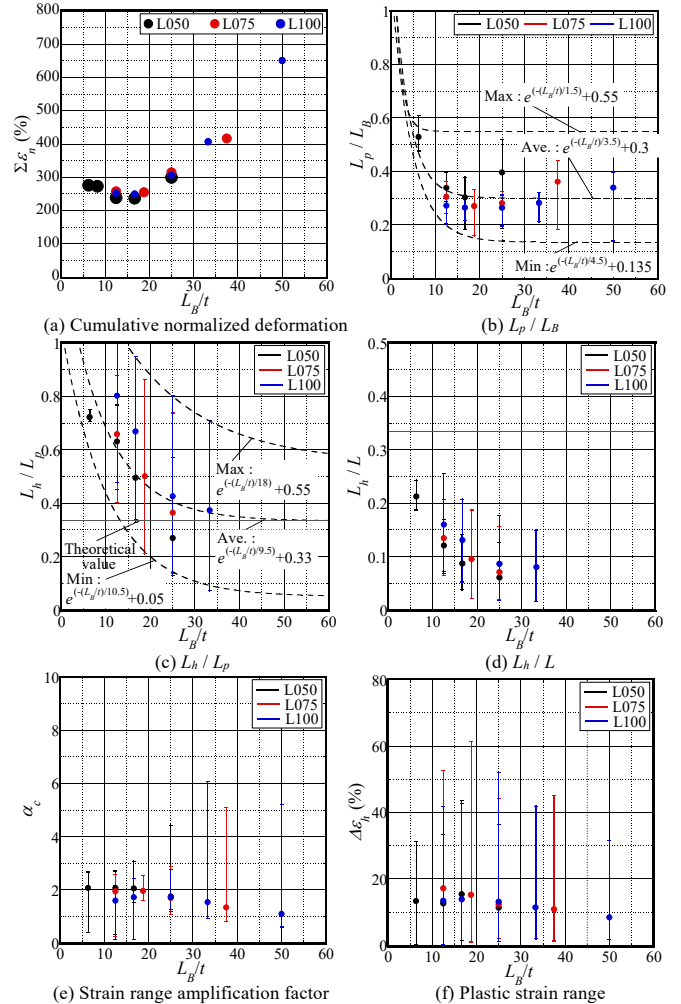


Fig.17 Influence of slenderness (L_B/t)

化領域として定義した塑性化部長さ L_h が判別できない試験体があり、本論文に掲載した実験結果からは除外している。

4.3 L_B/t が累積変形性能や塑性ヒンジ理論の諸量に与える影響

以上のように、実験結果は長さ厚比に相関性が確認された。そこで次に全試験体の実験結果を L_B/t で整理し、 L_B/t が塑性ヒンジ理論の諸量や累積変形性能に与える影響を分析する。Fig.17 に実験結果のまとめを示す。同図(b)~(f)のマーカとエラーバーは、時系列変化の平均値と変動をそれぞれ示す。同図(b)(c)には、実験結果の平均値、最大値、最小値にフィッティングした近似関数も併記する。累積変形性能は亀裂発生時 Step の累積等価軸歪 $\Sigma \varepsilon_n$ を指標とする。

Table 2 と Fig.17(a)に示すように、累積変形性能は板要素の長さ L_B に影響されず、専ら L_B/t に依存し、相対的に薄い板要素($L_B/t \rightarrow$ 小)の方が大きい(亀裂発生時期が遅い)傾向にあることが分かる。4.2 節で

述べたように、これは同じ載荷 Step で比較すると、薄い板要素の方が疲労度に影響する局部歪が小さいためと考えられる。

Fig.17(b)に示すように、板要素の座屈長さ L_p は L_B/t に反比例傾向にあり、 L_B の 14%~55%程度で変動する。この座屈長さ L_p は理論値を定めることができないため、5章の塑性ヒンジ理論の適用性検証では、 L_p は試験体毎に実験結果の平均値を用いることとした。

Fig.17(c)に示すように、歪が集中する塑性化部長さ L_h は、 L_B/t に反比例傾向にあり、特に $L_B/t \leq 25$ では、 L_h 平均値は $L_p/2 \sim L_p/1.25$ と理論値($L_p/3$)を上回り、相対的に厚い板要素の塑性下部領域(塑性ヒンジの大きさ)は塑性ヒンジ理論と整合しないことが分かった。塑性化部長さ L_h は塑性ヒンジ理論の歪集中の度合いを支配するパラメータであり、後述する塑性ヒンジ理論による評価誤差に大きく影響した。なお、Fig.17(d)に示すように、固定端からの全長 L に対する L_h 平均値の比は約 $0.05(=L/20) \sim 0.25(=L/4)$ であった。

Fig.17(e)に示すように、歪振幅拡大係数 α_c の実験最大値は、 L_B/t に比例して増加する傾向にあるものの、実験平均値は約 1.5~2.0 であり、部材に対して検討された既往研究^{10)~14)}より小さい。Fig.9に示すように、これは局部的な板要素を対象とする本実験の等価軸歪振幅 $\Delta \epsilon_n$ (局部に対する全体の変形量)が、最大 4%程度の載荷に留まる部材実験より遙かに大きいためであり、Fig.17(f)に示すように、実際に経験した塑性歪振幅 $\Delta \epsilon_h$ は既往研究^{10)~14)}と同程度である。一方、Fig.16とFig.17(f)に示すように、薄い板要素で引張側に歪が偏って拡幅する傾向は、塑性ヒンジ理論の想定(Fig.1(a))と異なるものの、歪振幅値 $\Delta \epsilon_h$ は L_B/t にあまり相関性が無く、これにより塑性ヒンジ理論は薄い板要素でも局部歪振幅履歴を捉えられる結果となった。

5. 塑性ヒンジ理論に基づく極低サイクル疲労破壊評価法の適用性

二辺固定二辺自由支持平板に対する塑性ヒンジ理論の適用性を検証する。本章では、塑性ヒンジ理論の座屈長さ L_p は試験体毎に実験平均値とし、塑性化部長さ L_h は理論値通り $L_p/3$ で評価する場合(Evaluation)と、Fig.17(c)に示す実験平均値の近似関数($e^{(L_B/t)^{0.5}+0.33}$)で修正評価する場合(Mod. Evaluation)を実験結果と比較する。

Fig.18とFig.19にL050T02試験体とL050T08試験体を例に板要素全体に対する局部(塑性ヒンジ部)の歪振幅拡大係数 α_c と塑性歪振幅 $\Delta \epsilon_h$ の比較を示す。同図らの実験値(黒マーカー)はFig.16の等価軸歪 ϵ_n と局部歪より算出されている。4.3節とFig.18(a)とFig.19(a)に示すように、塑性化部長さ L_h が理論値に近い薄い板要素(L050T02)では、引張変形時のピンチングが生じない範囲の α_c と $\Delta \epsilon_h$ の評価値は実験結果と概ね対応する。一方、Fig.18(b)とFig.19(b)に示すように、 L_h が理論値と乖離する厚い板要素(L050T08)では、 α_c と $\Delta \epsilon_h$ の評価値は数値だけでなく Step に対する変動の傾向も実験結果とあまり対応しない。これは相対的に厚い板要素では、塑性ヒンジ理論は時々刻々変動する L_h を捉えなければ妥当な α_c と $\Delta \epsilon_h$ を評価できないことを示唆している。なお、この定性的な傾向は全ての試験体と同様であることを確認している。

Fig.20に塑性歪振幅 $\Delta \epsilon_h$ の時刻歴データをレインフロー法で処理した平均と累積の塑性ひずみ振幅値のステップ毎の軌跡の比較を、Table 3に亀裂発生時期の比較を、Table 4に亀裂発生時 Step の累積等価軸歪 $\Sigma \epsilon_n$ の比較を示す。同図表らの Experiment(3DDIC)や 3DDIC strain data は、画像解析結果の $\Delta \epsilon_h$ 時刻歴データから直接疲労破壊を

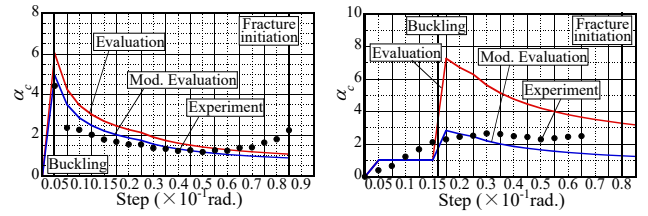


Fig.18 Strain range amplification factor α_c evaluation

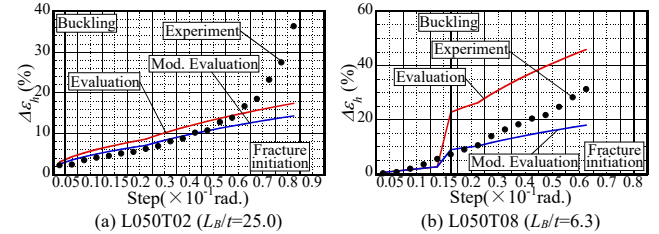


Fig.19 Plastic strain range $\Delta \epsilon_h$ evaluation

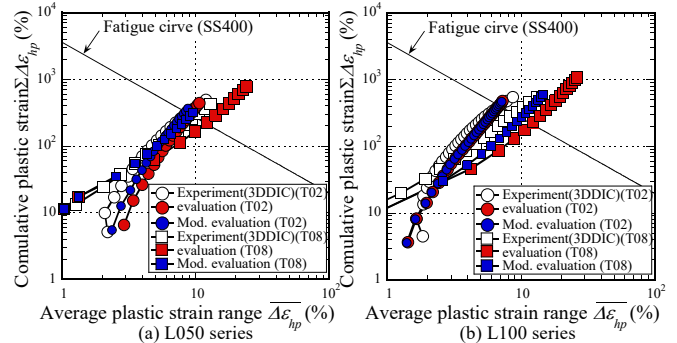


Fig.20 Plastic strain range $\Delta \epsilon_h$ evaluation

Table 3 Comparison of fracture initiation steps

Specimen ID	L_B/t	Fracture initiation			
		3DDIC strain data	Evaluation	Mod. Evaluation	Experiment
L050T02	25.0	0.07rad.-2cycle	0.07rad.-1cycle	0.08rad.-2cycle	0.08rad.-2cycle
L050T03	16.7	0.06rad.-2cycle	0.03rad.-2cycle	0.05rad.-1cycle	0.07rad.-2cycle
L050T04	12.5	0.06rad.-1cycle	0.03rad.-1cycle	0.05rad.-2cycle	0.07rad.-2cycle
L050T06	8.3	N/A	N/A	N/A	0.08rad.-1cycle
L050T08	6.3	0.05rad.-2cycle	0.04rad.-2cycle	0.06rad.-2cycle	0.08rad.-1cycle
L075T02	37.5	0.10rad.-2cycle	0.10rad.-2cycle	0.11rad.-1cycle	0.11rad.-2cycle
L075T03	25.0	0.08rad.-1cycle	0.05rad.-1cycle	0.06rad.-2cycle	0.09rad.-2cycle
L075T04	18.8	0.07rad.-1cycle	0.04rad.-1cycle	0.05rad.-2cycle	0.08rad.-2cycle
L075T06	12.5	0.06rad.-2cycle	0.03rad.-1cycle	0.05rad.-2cycle	0.08rad.-2cycle
L100T02	50.0	0.12rad.-2cycle	0.13rad.-1cycle	0.13rad.-2cycle	0.14rad.-1cycle
L100T03	33.3	0.10rad.-1cycle	0.07rad.-1cycle	0.08rad.-1cycle	0.11rad.-1cycle
L100T04	25.0	0.08rad.-2cycle	0.05rad.-1cycle	0.06rad.-1cycle	0.09rad.-2cycle
L100T06	16.7	0.07rad.-1cycle	0.03rad.-2cycle	0.05rad.-2cycle	0.08rad.-2cycle
L100T08	12.5	0.07rad.-1cycle	0.03rad.-1cycle	0.05rad.-2cycle	0.08rad.-2cycle

Table 4 Comparisons of $\Sigma \epsilon_n$ at the fracture initiation step

Specimen ID	L_B/t	Cumulative normalized deformation $\Sigma \epsilon_n$ (%) and evaluation error			
		3DDIC strain data	Evaluation	Mod. Evaluation	Experiment
L050T02	25.0	235.7 (+21.3%)	207.4 (+30.7%)	299.4 (+0%)	299.4
L050T03	16.7	181.1 (+23.6%)	62.0 (+73.8%)	112.9 (+52.4%)	237.0
L050T04	12.5	157.5 (+33.9%)	50.1 (+79%)	104.3 (+56.2%)	238.3
L050T06	8.3	N/A	N/A	N/A	272.9
L050T08	6.3	136.9 (+50.4%)	96.1 (+65.2%)	186.0 (+32.6%)	275.9
L075T02	37.5	342.7 (+17.8%)	342.7 (+17.8%)	380.2 (+8.8%)	416.9
L075T03	25.0	226.2 (+28.1%)	95.1 (+69.8%)	152.5 (+51.5%)	314.5
L075T04	18.8	176.6 (+30.7%)	65.5 (+74.3%)	112.8 (+55.8%)	254.9
L075T06	12.5	154.8 (+39.9%)	42.6 (+83.5%)	114 (+55.7%)	257.5
L100T02	50.0	520.4 (+20.1%)	562.7 (+13.6%)	605.8 (+7%)	651.3
L100T03	33.3	338.0 (+17%)	170.7 (+58.1%)	219.8 (+46%)	407.0
L100T04	25.0	247.5 (+19.3%)	92.8 (+69.8%)	128.8 (+58%)	306.8
L100T06	16.7	172.9 (+30.7%)	51.4 (+79.4%)	110.5 (+55.7%)	249.6
L100T08	12.5	174.3 (+30.7%)	41.7 (+83.4%)	111.4 (+55.7%)	251.7

判定した結果であり、塑性ヒンジ理論を始めとする古典的なマクロ手法による極低サイクル疲労破壊評価の精度限界に対応している。前段落と同様に、塑性化部長さ L_h が理論値に近い薄い板要素(L_B/t

≧25)では、平均と累積の塑性ひずみ振幅値の軌跡(Fig.20)や亀裂発生時期(Table 3)は実験結果と概ね対応し、累積等価軸歪 $\Sigma \epsilon_n$ の最大評価誤差(Table 4)は約 50%(L_h =実験近似値)~約 70%($L_h=L_p/3$)であった。これに対して厚い板要素($L_B/t < 25$)では、実験近似値の塑性化部長さ L_h や時々刻々変動する L_h を用いれば、その累積等価軸歪 $\Sigma \epsilon_n$ の最大評価誤差(Table 4)は約 80%から約 50%まで改善できるものの、亀裂発生時期(Table 3)は大幅に安全側評価となる。

以上の結果は、構造設計時の安全側の疲労照査に用いるという目的はともかく、そのままの塑性ヒンジ理論が開断面部材局所の板要素を模擬した二辺固定二辺自由支持平板の挙動を妥当に捉えられる範囲は $L_B/t \geq 25$ であり、 $L_B/t < 25$ では、塑性ヒンジ理論を含む歪履歴のみで疲労破壊を評価する古典的なマクロ評価法は、塑性化部長さ L_h を始めとする各種の補正を含んだとしても疲労破壊を大幅に過大安全側評価することを示している。

6. 有限要素法を用いた応力状態の補完解析と VGM の適用性検証

6.1 数値解析概要

有限要素法を用いた二辺固定二辺自由支持平板の繰返し曲げ実験の補完解析を行い、Void Growth Model (VGM)による極低サイクル疲労破壊評価法の適用性を検証し、さらに亀裂発生位置の要素に注目して板要素局所座屈部の疲労破壊メカニズムや応力状態を分析する。数値解析には汎用有限要素法解析ソフト Abaqus²⁵⁾を用いた。

Fig.21 に有限要素法による数値解析モデルを、Table 5 に材料試験結果に基づいて校正した材料特性の定数を示す。有限要素法解析では、3章の Fig.6(a)に示す実験セットアップにおける、試験体、上部ピン治具(オス側・メス側クレビスとピン)、下部ピン治具(オス側クレビス)、繋ぎ柱、繋ぎ梁、試験体を取り付ける角ワッシャーまでをモデル化する。荷重方法は実験と同様にヒンジ角 θ_p 制御とし、下部ピン治具の中心に設けた制御点に強制変位を与えて荷重する。

試験体は8節点6面体ソリッド要素でモデル化し、等方硬化則と移動硬化則を組合せた複合硬化則の材料特性(Chaboche モデル, Table 5)を与える。試験体の要素分割は、画像解析結果の軸方向歪データとの対応を優先して試行錯誤で校正し、全ての試験体について試験体長さ L_B の範囲内を幅方向 2mm, 軸方向 1mm, 厚み方向 0.2mm で分割することとした。試験体の要素数は約 1 万~約 25 万である。また、 L の範囲内の節点座標には、振幅を $L/750$ とした正弦波半波の初期不整を面外方向に与えて実験と同様の座屈を誘発する。試験体は接合部位を上部ピン治具の角ワッシャーに結合拘束する。なお、3.2節で述べたように、有限要素法解析では、実験結果を得られなかった L075T12, L100T12, L100T16 試験体も解析した。

その他の治具類は 20 節点 6 面体ソリッド要素でモデル化し、弾性の材料特性(ヤング率 205GPa, ポアソン比 0.3)を与える。治具類の要素分割は荷重変形関係における剛性に影響が無い範囲で試験体より粗く分割した。このソリッド要素は低減積分を適用し、粗い要素分割でもせん断ロックが生じないことを確認している。また、治具類は各部を構成する板毎に要素分割し、板を結合拘束により組み立ててモデル化し、溶接ビードは省略した。下部ピン治具の回転中心の制御点は、オス側クレビスの内法節点と剛体梁で結合した。さらに上部ピン治具においては、ピンとオス側・メス側クレビスの間に摩擦や貫通のない接触を定義してピン治具の回転挙動を再現す

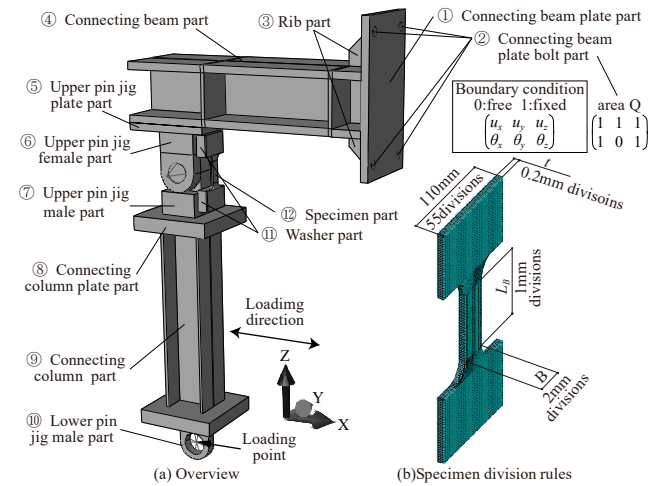


Fig.21 Finite element model

Table 5 Calibrated constitutive material (SS400 steel)

Young's modulus E (GPa)	σ_0 (MPa)	C_1/γ_1 (MPa)	γ_1	C_2/γ_2 (MPa)	γ_2	C_3/γ_3 (MPa)	γ_3	C_4/γ_4 (MPa)	γ_4	Q_∞ (MPa)	b
205	291.1	74.0	357.0	110.0	56.0	117.0	2.0	484.0	1.0	30.0	1.0

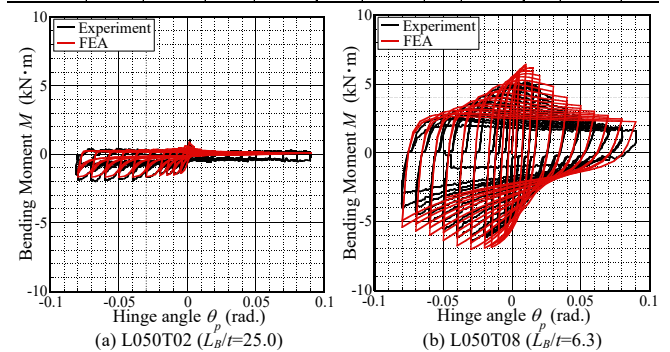


Fig. 22 Comparison of load-deformation relationships

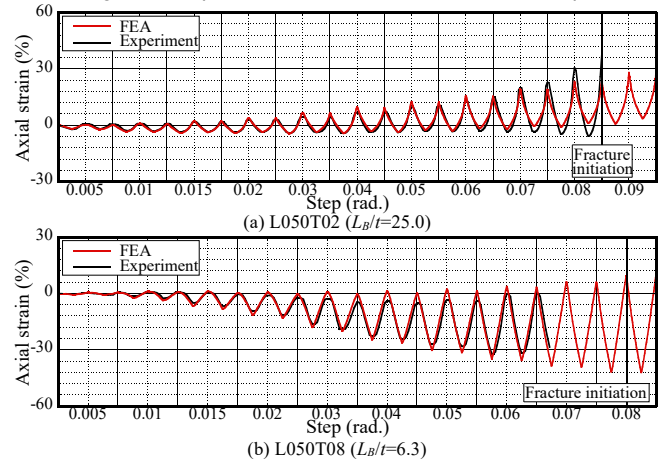


Fig. 23 Comparison of axial strain history

る。反力梁を介して汎用試験フレームに接続される繋ぎ梁のベースプレートの構成節点には、Fig.21 に示す通りの境界条件を与える。

Fig.22 に代表的な試験体の曲げモーメント-ヒンジ角 θ_p 関係の比較を、Fig.23 に実験で亀裂を生じた母材中央部の要素の軸方向歪の履歴の比較を示す。同図らに示すように、有限要素法モデルは実験結果の挙動を概ね精度良く再現できている。

6.2 VGM による極低サイクル疲労破壊評価法の適用性

Table 6 に亀裂発生時期の比較を、Fig. 24 に亀裂発生時点の累積等価軸歪 $\Sigma \epsilon_n$ の比較を、Fig.25 に実験結果に対する $\Sigma \epsilon_n$ の評価誤差の比

較を示す。ここで Table 6 と Fig.24 と Fig.25 の Plastic-hinge-based damage model は理論通りの塑性ヒンジ理論による評価値, Mod. plastic-hinge-based damage model は L_b に実験結果の近似関数を適用した塑性ヒンジ理論による修正評価値, 3DDIC strain data は画像解析結果の歪データを直接用いた評価値, FEA+VGM は VGM による評価値, Experiment は実験値に対応している。

Table 6 に示すように, VGM による極低サイクル疲労破壊評価法は, 開断面部材局所の板要素を模擬した二辺固定二辺自由支持平板の亀裂発生時期を 2cycle 以内で安全側評価し, Fig.24 と Fig.25 に示すように, 亀裂発生時点の累積変形性能は誤差約 30%以内で安全側評価した。この結果は, 現在の VGM(Stress-Weighted damage model) が長さ厚み比 L_b/t に関係なく局部座屈部の疲労破壊に適用可能であること, さらに現在の VGM は応力状態による疲労度の増減を考慮することで, 歪量だけで疲労破壊を評価する古典的なマクロ手法(塑性ヒンジ理論, Coffin-Manson 則+線形・非線形の累積損傷則⁷⁾)より亀裂発生時期や累積変形性能を高精度で評価できることを示す。

なお, Table 6 に示すように, 実験結果を得られなかった L075T12 試験体, L100T12 試験体, L100T16 試験体の亀裂発生時期は, 同じ L_b/t の他の試験体と同等であり, これらの補充解析は実際に生じう

る挙動を模擬できていると判断する。

6.3 局部座屈部の疲労破壊メカニズムと応力状態の分析

Fig.26~Fig.28 に L050 シリーズ, L075 シリーズ, L100 シリーズの代表的な試験体について VGM における疲労寿命(Capacity), 疲労度(Demand), 疲労破壊(Damage)の履歴を示す。厚い板要素は薄い板要素より早期に亀裂を生じることが実験結果より判明していた。Fig.26(a)(b), Fig.27(a)(b), Fig.28(a)(b)の比較に示すように, VGM による極低サイクル疲労破壊評価法の表現によると, これは試験体長

Table 6 Comparison of the fracture initiation steps

Specimen ID	L_b/t	3DDIC strain data	Plastic-hinge-based damage model	FEA+VGM	Experiment
L050T02	25.0	0.07rad.-2cycle	0.07rad.-1cycle	0.08rad.-2cycle	0.08rad.-2cycle
L050T03	16.7	0.06rad.-2cycle	0.03rad.-2cycle	0.07rad.-1cycle	0.07rad.-2cycle
L050T04	12.5	0.06rad.-1cycle	0.03rad.-1cycle	0.07rad.-1cycle	0.07rad.-2cycle
L050T06	8.3	N/A	N/A	0.06rad.-2cycle	0.08rad.-1cycle
L050T08	6.3	0.05rad.-2cycle	0.04rad.-2cycle	0.06rad.-2cycle	0.08rad.-1cycle
L075T02	37.5	0.10rad.-2cycle	0.10rad.-2cycle	0.11rad.-1cycle	0.11rad.-2cycle
L075T03	25.0	0.08rad.-1cycle	0.05rad.-1cycle	0.09rad.-1cycle	0.09rad.-2cycle
L075T04	18.8	0.07rad.-1cycle	0.04rad.-1cycle	0.08rad.-1cycle	0.08rad.-2cycle
L075T08	12.5	0.06rad.-2cycle	0.03rad.-1cycle	0.07rad.-2cycle	0.08rad.-2cycle
L075T12	6.3	N/A	N/A	0.07rad.-2cycle	N/A
L100T02	50.0	0.12rad.-2cycle	0.13rad.-1cycle	0.13rad.-1cycle	0.14rad.-1cycle
L100T03	33.3	0.10rad.-1cycle	0.07rad.-1cycle	0.10rad.-1cycle	0.11rad.-1cycle
L100T04	25.0	0.08rad.-2cycle	0.05rad.-1cycle	0.09rad.-1cycle	0.09rad.-2cycle
L100T06	16.7	0.07rad.-1cycle	0.03rad.-2cycle	0.08rad.-1cycle	0.08rad.-2cycle
L100T08	12.5	0.07rad.-1cycle	0.03rad.-1cycle	0.07rad.-2cycle	0.08rad.-2cycle
L100T12	8.3	N/A	N/A	0.08rad.-2cycle	N/A
L100T16	6.3	N/A	N/A	0.07rad.-1cycle	N/A

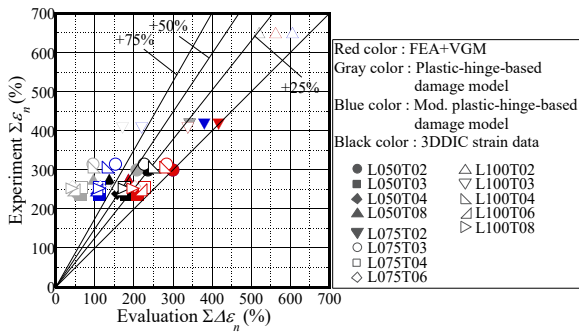


Fig.24 Comparison of $\Sigma \epsilon_n$ at the fracture initiation step

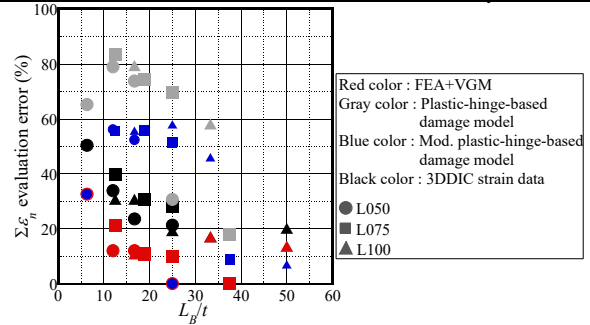
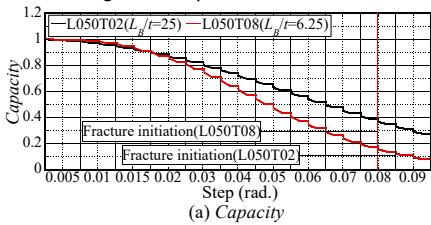
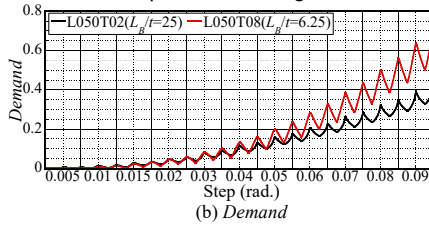


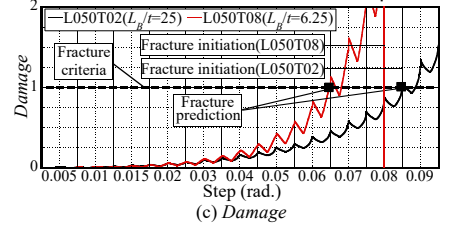
Fig.25 Evaluation error of $\Sigma \epsilon_n$ at the fracture initiation step



(a) Capacity

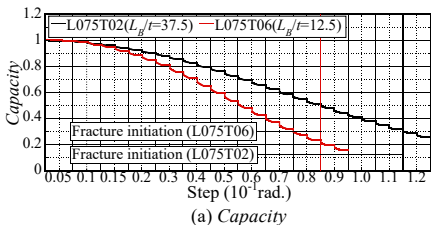


(b) Demand

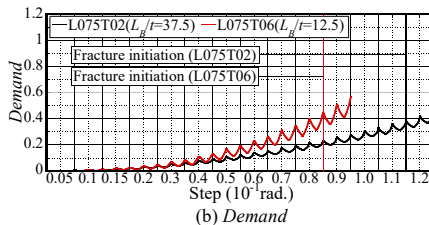


(c) Damage

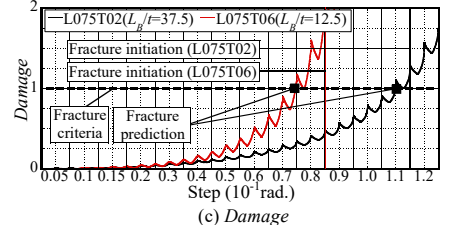
Fig.26 Example VGM history (L050T02 & L050T08)



(a) Capacity

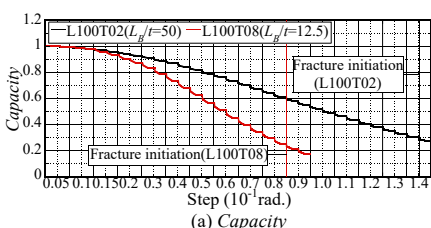


(b) Demand

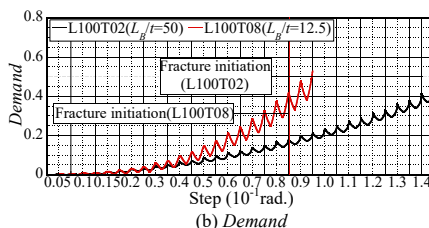


(c) Damage

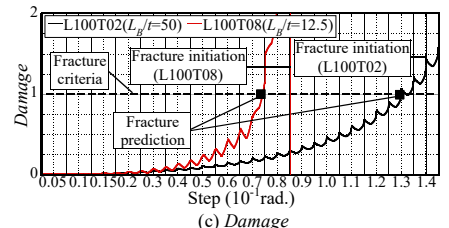
Fig.27 Example VGM history (L075T02 & L075T06)



(a) Capacity



(b) Demand



(c) Damage

Fig.28 Example VGM history (L100T02 & L100T08)

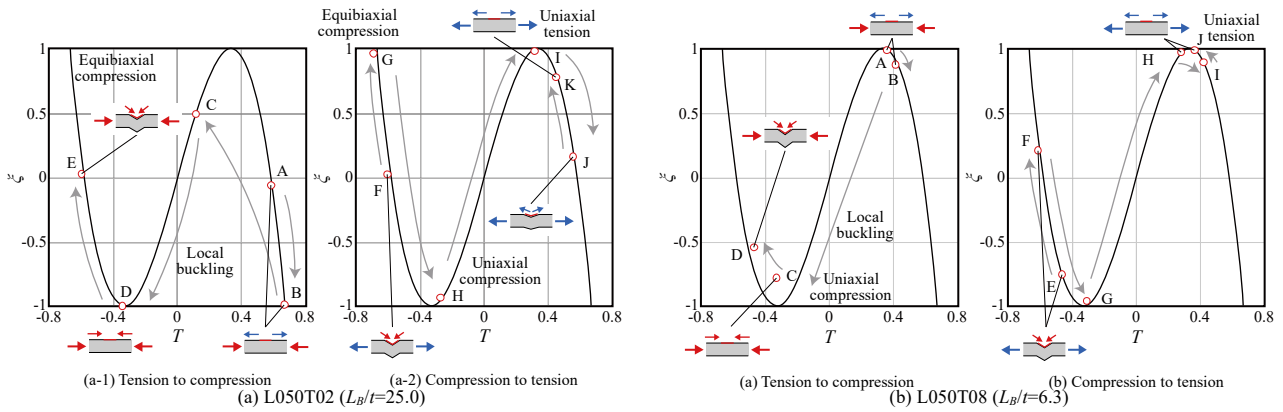


Fig.29 Stress states of the CFCF rectangular plate elements under cyclic deformation

Table 7 Summary of T_{avd} and ζ_{avd}

Specimen ID	L_B/t	T_{avd}	ζ_{avd}
L050T02	25.0	0.544	0.263
L050T03	16.7	0.533	0.332
L050T04	12.5	0.517	0.420
L050T06	8.3	0.457	0.710
L050T08	6.3	0.410	0.886
L075T02	37.5	0.549	0.244
L075T03	25.0	0.551	0.237
L075T04	18.8	0.544	0.286
L075T06	12.5	0.514	0.446
L075T12	6.3	0.444	0.782
L100T02	50.0	0.544	0.260
L100T03	33.3	0.550	0.226
L100T04	25.0	0.549	0.229
L100T06	16.7	0.537	0.302
L100T08	12.5	0.512	0.452
L100T12	8.3	0.466	0.688
L100T16	6.3	0.395	0.934

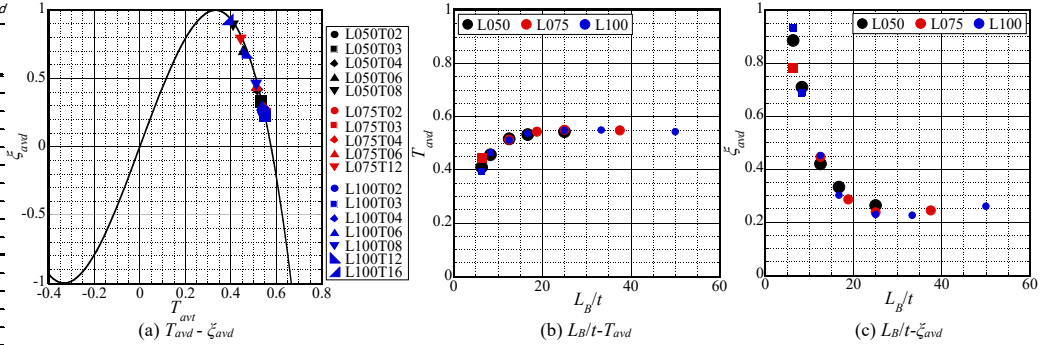


Fig.30 Average effective stress triaxiality T_{avd} and average effective Load angle parameter ζ_{avd}

Table 8 Summary of T_{avc} and ζ_{avc}

Specimen ID	L_B/t	T_{avc}	ζ_{avc}
L050T02	25.0	-0.568	-0.128
L050T03	16.7	-0.553	-0.236
L050T04	12.5	-0.540	-0.332
L050T06	8.3	-0.492	-0.621
L050T08	6.3	-0.440	-0.830
L075T02	37.5	-0.573	-0.078
L075T03	25.0	-0.567	-0.137
L075T04	18.8	-0.559	-0.193
L075T06	12.5	-0.534	-0.351
L075T12	6.3	-0.430	-0.855
L100T02	50.0	-0.573	-0.044
L100T03	33.3	-0.567	-0.104
L100T04	25.0	-0.563	-0.137
L100T06	16.7	-0.552	-0.218
L100T08	12.5	-0.530	-0.358
L100T12	8.3	-0.487	-0.620
L100T16	6.3	-0.411	-0.905

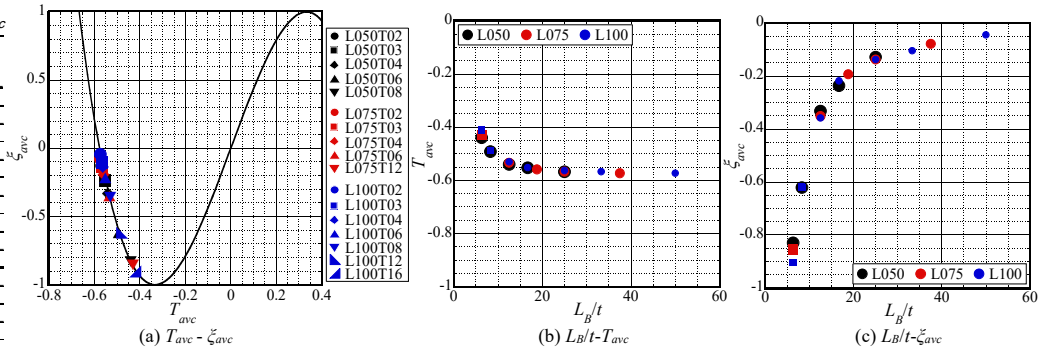


Fig.31 Average effective stress triaxiality T_{avc} and average effective Load angle parameter ζ_{avc}

さ L_B に関係なく、厚い板要素の方が疲労寿命の劣化と疲労度の増大が著しいことが原因と理解できる。一方、VGM の疲労寿命(Capacity)、疲労度(Demand)、疲労破壊(Damage)は相当塑性歪より算出されており、この傾向は板厚に比例して大きな軸方向歪が発生すると評価する式(4)とも対応する。したがって、この解析結果から、塑性ヒンジ理論は、評価精度は VGM より劣るものの、定性的にはやはり開断面部材局部座屈部の疲労破壊メカニズムを捉えていることが分かる。

Fig.29 に代表的な圧縮時・引張時の応力状態の変遷を示す。薄い板要素は、引張から圧縮に転じる状況(Fig.29(a-1))において、瞬間的に等二軸引張状態(B 点)を呈したのち、一軸圧縮状態(D 点)で座屈を生じ、その後の座屈変形は塑性平面圧縮状態(E 点)で進展することが分かる。また、薄い板要素は、圧縮から引張に転じる状況(Fig.29(a-2))において、同様に瞬間的に等二軸圧縮状態(G 点)や塑性平面引張状態(J 点)を呈するものの、引張変形は一軸引張に近い応力状態(K 点)で進展することも分かる。これに対して厚い板要素は、圧縮から引張に転じる状況(Fig.29(b-2))の応力状態の変遷は薄い板

要素と同様であるものの、最終的な引張変形は薄い板要素より一軸引張に近い応力状態(J 点)で進展することが分かる。さらに、引張から圧縮に転じる状況(Fig.29(b-2))の厚い板要素の応力状態は、最終的に一軸圧縮に近い応力状態(D 点)で座屈変形が進展することが分かった。なお、この結果はヒンジ回転角 θ_p に関係なくその他の試験体も概ね同様であることを確認している。

鋼構造部材の微視的な極低サイクル疲労破壊評価に関する研究例(例えば 15), 23)では、様々な疲労破壊を分類するために、対応する応力状態の特性値データベースの構築が試行されている。最後に本研究も開断面部材局部を模擬した二辺固定二辺自由支持平板の応力状態の特性値を定量化して提示する。疲労度(Demand)は主に正の応力三軸度下で進展し、疲労寿命(Capacity)は主に負の応力三軸度下で劣化するという経験則に基づき、この特性値は、それぞれの応力三軸度下の相当塑性歪 $\bar{\epsilon}_p$ の累積値で応力状態値を重み付け平均した式(18)~式(23)で計算し¹⁵⁾、疲労度と疲労寿命それぞれに対する平均有効応力三軸度 T_{avd} , T_{avc} と平均有効 Lode 角パラメータ ζ_{avd} , ζ_{avc} と定義する。

$$T_{avd} = \int_0^{\bar{\varepsilon}_p^d} T d\bar{\varepsilon}_p^d / \bar{\varepsilon}_p^d \quad (18)$$

$$\xi_{avd} = \int_0^{\bar{\varepsilon}_p^d} \xi d\bar{\varepsilon}_p^d / \bar{\varepsilon}_p^d \quad (19)$$

$$\bar{\varepsilon}_p^d = \int_0^{\bar{\varepsilon}_p^d} \begin{cases} 1 & (T \geq 0, \text{引張場}) \\ 0 & (T < 0, \text{圧縮場}) \end{cases} d\bar{\varepsilon}_p \quad (20)$$

$$T_{avc} = \int_0^{\bar{\varepsilon}_p^c} T d\bar{\varepsilon}_p^c / \bar{\varepsilon}_p^c \quad (21)$$

$$\xi_{avc} = \int_0^{\bar{\varepsilon}_p^c} \xi d\bar{\varepsilon}_p^c / \bar{\varepsilon}_p^c \quad (22)$$

$$\bar{\varepsilon}_p^c = \int_0^{\bar{\varepsilon}_p^c} \begin{cases} 0 & (T \geq 0, \text{引張場}) \\ 1 & (T < 0, \text{圧縮場}) \end{cases} d\bar{\varepsilon}_p \quad (23)$$

Table 7 と Table 8 と Fig.30 と Fig.31 に疲労度と疲労寿命それぞれに対する平均有効応力三軸度 T_{avd} , T_{avc} と平均有効 Lode 角パラメータ ξ_{avd} , ξ_{avc} のまとめを示す。Fig.30 と Fig.31 の四角マーカーは実験結果の無い板要素の補完解析結果を示す。開断面部材局部を模擬した二辺固定二辺自由支持平板の応力状態の特性値は、薄い板要素 ($L_B/t \rightarrow$ 大)ほど塑性平面歪状態、厚い板要素 ($L_B/t \rightarrow$ 小)ほど一軸応力状態に近く、Fig.29 の疲労破壊メカニズムが定量的にも示された。また、この結果は塑性ヒンジ理論が極低サイクル疲労破壊を良好に評価できる範囲は塑性平面歪状態近傍 ($\xi \approx 0$) であることも示唆する。

7. 結

本研究では、開断面部材の板要素の局部座屈部の疲労破壊を対象に、その板要素を最も単純化した二辺固定二辺自由支持平板の繰返し曲げ実験を実施し、塑性ヒンジ理論または Void Growth Model (VGM) による極低サイクル疲労破壊評価法の適用性を検証した。本研究の範囲で得られた結論は以下のとおりである。

- 繰返し曲げを受ける二辺固定二辺自由支持平板のたわみ、曲率、塑性ヒンジ回転角 ϕ_h 、塑性ヒンジの大きさを表す塑性化部長さ L_h 、軸方向歪、亀裂発生時期、累積等価軸歪 $\Sigma \varepsilon_n$ は専ら長さ厚み比 (例えば L_B/t) に依存する。薄い板要素 ($L_B/t \rightarrow$ 大)ほど、たわみ、曲率、塑性ヒンジ回転角 ϕ_h は大きくなる。塑性化部長さ L_h は、時々刻々変動しバラツキが大きいものの、厚い板要素 ($L_B/t \rightarrow$ 小)ほど矩形平板の理論値 (座屈長さの 1/3) より大きく (1/2~1/1.25)、薄い板要素 ($L_B/t \rightarrow$ 大)ほど同理論値に近似し、漸増繰返し変形下においては徐々に縮小しより歪集中する傾向にあった。圧縮側の軸方向歪の極値は厚い板要素 ($L_B/t \rightarrow$ 小)ほど大きくなる。厚い板要素 ($L_B/t \rightarrow$ 小)では、軸方向歪は圧縮時の残留変形に伴って圧縮側に偏って拡幅する一方、薄い板要素 ($L_B/t \rightarrow$ 小)では、軸方向歪は引張側に偏って拡幅する。結果として同じ载荷ステップにおける軸方向歪が小さくなる薄い板要素 ($L_B/t \rightarrow$ 大)ほど、亀裂発生時期は遅く、累積等価軸歪 $\Sigma \varepsilon_n$ は大きくなる。
- 局部座屈部の力学モデルによる塑性ヒンジ回転角の評価値は実験値と概ね対応する。局部座屈部の力学モデルは板厚に比例して局部歪が増大する傾向も捉えられる。塑性ヒンジ理論の誤差は塑性化部長さ L_h に強い相関があり、 L_h が理論値に近似する薄い板要素 ($L_B/t \geq 25.0$) では、歪振幅拡大係数、局部歪評価値、亀裂発生時期、累積等価軸歪 $\Sigma \varepsilon_n$ は実験値と概ね対応する一方、 L_h が理論値と大

幅に乖離する厚い板要素 ($L_B/t < 25.0$) では、時々刻々変動する L_h を捉えられないと歪振幅拡大係数、局部歪評価値、亀裂発生時期、累積等価軸歪 $\Sigma \varepsilon_n$ は実験値を大幅に過大安全側評価する。したがって、理論通りの塑性ヒンジ理論が開断面部材の板要素を模擬した二辺固定二辺自由支持平板の極低サイクル疲労破壊を妥当に捉えられる適用範囲は $L_B/t \geq$ 約 25.0 であると考えられる。

- 塑性ヒンジ理論に基づいて評価した局部塑性歪振幅履歴に鋼素材の疲労曲線を適用して亀裂発生を判定した場合の累積等価軸歪 $\Sigma \varepsilon_n$ の最大評価誤差は約 50% ($L_B/t \geq 25.0$ または L_h に実験近似値を適用した場合)~約 80% ($L_B/t < 25.0$ または理論値どおりの L_h を適用した場合)であった。その一方で、時々刻々変動する L_h の影響を含んだ画像解析結果の局部塑性歪振幅履歴を直接用いた場合でも累積等価軸歪 $\Sigma \varepsilon_n$ の最大評価誤差は約 50%であった。
- 現在の VGM による極低サイクル疲労破壊評価法は、実験結果の亀裂発生時期を誤差 2cycle 以内、累積等価軸歪 $\Sigma \varepsilon_n$ を誤差 30% 以内で安全側評価した。同手法は長さ厚み比 L_B/t に関係なく、局部座屈部の疲労破壊に適用可能であり、応力状態による疲労度の増減を考慮することで、歪量だけで疲労破壊を評価する古典的なマクロ手法 (塑性ヒンジ理論, Coffin-Manson 則+線形・非線形の累積損傷則) より亀裂発生時期や累積変形性能を高精度で評価する。
- 正と負の応力三軸度下の相当塑性歪で応力状態値を重み付けした平均有効応力三軸度 T_{avd} , T_{avc} と平均有効 Lode 角パラメータ ξ_{avd} , ξ_{avc} から、開断面部材局部の板要素を模擬する二辺固定二辺自由支持平板の極低サイクル疲労破壊の疲労度の進展は $0.394 \leq T_{avd} \leq 0.511$, $0.226 \leq \xi_{avd} \leq 0.934$ の範囲で生じ、疲労寿命の劣化は $-0.573 \leq T_{avc} \leq -0.411$, $-0.905 \leq \xi_{avc} \leq -0.044$ の範囲で生じ、薄い板要素 ($L_B/t \rightarrow$ 大)ほど塑性平面歪状態、厚い板要素 ($L_B/t \rightarrow$ 小)ほど一軸応力状態に近いことが確認された。塑性ヒンジ理論が極低サイクル疲労破壊を良好に評価できる範囲は塑性平面歪状態近傍 ($\xi \approx 0$) であると考えられる。

なお、本研究は可能な限り正確な実験系と計測環境を用意して 2 種類の極低サイクル疲労破壊評価法を厳格に精査した一方、画像解析結果を始め本文に掲載しきれなかった膨大なデータがあり、それらはデータ論文を介して別途共有することを検討している。

謝辞

本研究は JSPS 若手研究 (No. 21K14288) および JSPS 基盤研究 B の助成を頂いた成果です。本実験の意図を理解して治具および試験体の製作に関する有益なご意見を頂きましたファブリーケータの皆様、ならびに画像解析を用いた正確な計測環境の構築についてご協力頂きました丸紅情報システムズの皆様に深くお礼申し上げます。

参考文献

- Cooper, J. et al.: The Northridge Earthquake: Progress Made, Lessons Learned in Seismic-Resistant Bridge Design, U.S.DOT FHWA, 1994.
- AIJ: Report on the Hanshin-Awaji earthquake disaster, Building series volume 3, 1997. (in Japanese)
日本建築学会: 阪神・淡路大震災調査報告, 建築編 3, 1997.
- Manson, S.-S.: Thermal Stress and Low Cycle Fatigue, KcGraw-Hill, 1966.
- Tavernelli, J.-F. and Coffin, L.-F., Jr.: Experimental Support for Generalized Equation Predicting Low Cycle Fatigue, Journal of Basic Engineering, ASME,

- Vol.84(4), pp.533-537, 1962, <https://doi.org/10.1115/1.3658701>
- 5) Matsuishi, M. and Endo, T.: Fatigue of metals subjected to varying stress, *Proceeding of the meeting at Kyushu branch, JSME*, pp.32, 1968. (in Japanese)
 - 6) Miner, M.: Cumulative Damage in Fatigue, *Journal of Applied Mechanics*, ASME, Vol.12(3), pp.159-164, 1945, <https://doi.org/10.1115/1.4009458>
 - 7) Takeuchi, T., Ida, M., Yamada, S. and Suzuki, K.: Estimation of Cumulative Deformation Capacity of Buckling Restrained Braces, *Journal of Structural Engineering*, Vol.134(5), pp.822-831, 2008 [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(2008\)134:5\(822\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(2008)134:5(822))
 - 8) Kishiki, S., Takayama, D., Yamada, S., Ene, D., Konishi, Y., Kawahara, N. and Terashima, M.: Experimental evaluation of cyclic deformation capacity of U-shaped dampers subjected to bi-directional loadings, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transaction of AIJ)*, Vol.77, No.680, pp.1579-1588, 2012.11 (in Japanese) <https://doi.org/10.3130/aijs.77.1579>
 - 9) Hasegawa et al.: A study on seismic performance evaluation of steel tall buildings subjected to long period earthquake, BRI report No.160, Building Research Institute of Japan, 2014. (in Japanese)
 - 10) Yamada, S., Miyazawa, H. and Iyama, J.: Seismic performance of weak-beam-type steel low-to-middle-rise moment-resisting frame determined by local buckling of square hollow section columns, *Thin-Walled Structures*, Vol. 195, 111359, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2023.111359>
 - 11) Takeuchi, T., Suzuki, K., Matsui, R. and Ogawa, T.: Cumulative cyclic deformation capacity of tubular braces with local buckling, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ)*, No.608, Vol.71, pp.143-1506, 2006.11 (in Japanese) https://doi.org/10.3130/aijs.71.143_4
 - 12) Takeuchi, T., Qin, K. and Matsui, R.: Cumulative cyclic deformation capacity of H-section braces with local buckling, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ)*, No.632, Vol.73, pp.1875-1882, 2008.11 (in Japanese) <https://doi.org/10.3130/aijs.73.1875>
 - 13) Matsui, R. and Takeuchi, T.: Energy dissipation performance of braced moment frame focusing on brace fracture, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ)*, No.665, Vol.76, pp.1337-1345, 2011.8 (in Japanese) <https://doi.org/10.3130/aijs.76.1337>
 - 14) Takeuchi, T., Nishimaki, M. and Matsui, R.: Cumulative deformation capacity of braces under various cyclic loading histories, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ)*, No.677, Vol.77, pp.1131-1140, 2012.8 (in Japanese) <https://doi.org/10.3130/aijs.77.1131>
 - 15) Tola, A., Eatherton, M. and Koutromanos, I.: Experimental program for characterization of ultra low-cycle fatigue fracture in structural steel, *Engineering Fracture Mechanics*, Vo.276, 108873, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2022.108873>
 - 16) McClintock, F.: A Criterion for Ductile Fracture by the Growth of Holes, *Journal of Applied Mechanics*, ASME, Vol.35(2), pp.363-371, 1968, <https://doi.org/10.1115/1.3601204>
 - 17) Rice, J. and Tracy, D.: On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol.17(3), pp.201-217, 1969, [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(69\)90033-7](https://doi.org/10.1016/0022-5096(69)90033-7)
 - 18) Kanvinde, A. and Deierlein, G.: The void growth model and the stress modified critical strain model to predict ductile fracture in structural steels, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.132(12), pp.1907-1918, 2006. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(2006\)132:12\(1907\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(2006)132:12(1907))
 - 19) Kanvinde, A. and Deierlein, G.: A cyclic void growth model to assess ductile fracture in structural steels due to ultra low cycle fatigue, *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE, Vol.133(6), pp.701-712, 2007. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9399\(2007\)133:6\(701\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9399(2007)133:6(701))
 - 20) Myers, A., Kanvinde, A., Deierlein, G. and Baker, J.: Probabilistic Formulation of the Cyclic Void Growth Model to Predict Ultralow Cycle Fatigue in Structural Steel, *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE, Vol.140(6), 04014028, 2014, [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)EM.1943-7889.0000728](https://doi.org/10.1061/(ASCE)EM.1943-7889.0000728)
 - 21) Bao, Y. and Wierzbicki, T.: On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol.46(1), pp.81-98, 2004. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmeosci.2004.02.006>
 - 22) Bai, Y. and Wierzbicki, T.: A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence, *International Journal of Plasticity*, Vol.24(6), pp.1071-1096, 2008. <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2007.09.004>
 - 23) Smith, C., Ziccarelli, A., Terashima, M., Kanvinde, A. and Deierlein, G.: A stress-weighted ductile fracture model for steel subjected to Ultra Low Cycle Fatigue, *Engineering Structures*, Vol.245, 112964, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2021.112964>
 - 24) Lignos, D. and Krawinkler, H.: Sidesway collapse of deteriorating structural systems under seismic excitations, TR177, Blume Earthquake Engineering Center, Stanford University, 2012.
 - 25) ABAQUS 2023.

(2024年1月8日原稿受理, 2024年3月18日採用決定)