

塔状構造物における細長比の小さな円形鋼管部材の座屈履歴性状と繰返し変形性能

BUCKLING BEHAVIOR AND CYCLIC DEFORMATION CAPACITY OF CIRCULAR HOLLOW SECTION MEMBERS WITH 20 OF THE SLENDERNESS RATIO IN TRUSS TOWER STRUCTURES

寺澤友貴^{*1}, 竹内 徹^{*2}, 安井佐予^{*3}, 荻原 実^{*4},
小中孔明^{*4}, 廣谷直也^{*4}, 渡辺美雪^{*4}Yuki TERAZAWA, Toru TAKEUCHI, Sayo YASUI, Minoru OGIHARA,
Koumei KONAKA, Naoya HIROTANI and Miyuki WATANABE

A series of quasi-static cyclic tests of cold-formed circular hollow section members (which is used in steel tower structures) with 20 or 40 of the slenderness ratio and 60 to 80 of the diameter-to-thickness ratio was performed to investigate the buckling behavior and the cumulative deformation capacity. A modified Shibata-Wakabayashi hysteresis model was proposed based on the experimental result. Moreover, finite element analysis was performed to analyze the local strain and to validate the existing simple evaluation method of fracture initiation on the local buckling part of cold-formed circular hollow section members.

Keywords: Truss Tower, Circular Hollow Section, Local Buckling, Low Cycle Fatigue Fracture, Cumulative Deformation Capacity, Void Growth Model

トラス鉄塔, 円形鋼管, 局部座屈, 低サイクル疲労破壊, 累積変形性能, 空隙成長疲労破壊評価モデル

1. 序

近年中に発生が予想される南海トラフ地震等の巨大地震に対し、大地震後も継続的な電力供給を求められる発電施設では、設計時に想定した地震荷重に対してどの程度の耐震余裕度を有しているか確認する数値解析的な耐震性能評価が急務となっている。特に塔状構造物に用いられる円形鋼管部材では、母材局部座屈部に早期に亀裂が生じることが知られており、正確な耐震性能評価法の確立を目標として、(a)累積変形性能の実験データベースの拡充、(b)トラス要素に適用する座屈履歴則(復元力特性)の適用拡大、(c)トラス要素に適用する亀裂発生時期予測手法の適用拡大、に関する研究が精力的に行われ、日本電気協会の技術規程¹⁾としてまとめられた。

(a)累積変形性能の実験データベースの拡充

竹内・内山ら²⁾は、トラス鉄塔の実大部分模型実験を通して、局部座屈を生じた円形鋼管部材が早期に亀裂を生じることを確認した。これを受けて竹内・鈴木ら³⁾は、細長比約 50~120、径厚比約 20~30 の円形鋼管部材の正負交番漸増繰返し載荷実験を行い、径厚比と累積変形性能に負の比例関係があり、亀裂発生時期と径厚比が密接に関係することを明らかにした。さらに竹内・堀内ら⁴⁾は、細長比約 45~100、径厚比約 40~64 の、松井・中村ら⁵⁾は、細長比約 40~85、径厚比約 64、フランジ継手等各種接合方法の円形鋼管部材の繰返し載荷実験を行い、実験データベースを拡充してきた。

(b)トラス要素に適用する座屈履歴則(復元力特性)の適用拡大

塔状構造物の数値解析においては、トラス要素に柴田・若林ら⁶⁾が提案する座屈履歴則(柴田・若林モデル)が適用されている。同モデ

ルは、履歴形状を定める関数のパラメータ式を修正することで簡便に拡張ができるため、実験結果に基づく様々な修正が行われてきた。谷口ら⁸⁾は座屈耐力の繰返し劣化を考慮した修正法を提案し、竹内・中村ら⁹⁾は修正柴田・若林モデルとして実装した。橋本・松井ら¹⁰⁾は引張側耐力曲線を、松井・中村ら⁵⁾は圧縮耐力曲線を修正した。この他に伊藤ら¹¹⁾は各種断面形状に対応した座屈履歴則を提案した。

(c)トラス要素に適用する亀裂発生時期予測手法の適用拡大

部材破断を考慮した数値解析を目的として、円形鋼管部材の亀裂発生時期予測手法が提案されている。竹内・鈴木ら^{3), 12)}は、塑性ヒンジ理論から局部座屈部の塑性歪を部材全体の等価軸歪に対する歪集中率として評価する手法を提案し、松井・竹内¹³⁾らにより歪振幅拡大係数として完成された。さらに竹内・堀内ら⁴⁾は、同手法を径厚比 35 以上の部材に適用拡大し、松井・中村ら⁵⁾は、同手法を部材端部に局部座屈が生じる場合や提灯座屈する場合に適用拡大した。

その一方で、日本国内の発電施設の塔状構造物では、比較的太短い細長比約 20 の円形鋼管部材も使用されており、(1)座屈履歴性状や累積変形性能が不明、(2)現状の柴田・若林モデルの適用範囲外にある、(3)亀裂発生時期予測手法の適用性は不明という未解明な点が残されている。本研究は、2 章で細長比の小さな円形鋼管部材の繰返し載荷実験より座屈履歴性状と累積変形性能の把握と亀裂発生時期予測手法の適用性を検証し、3 章で柴田・若林モデルを細長比約 20~40、径厚比約 64~83 の円形鋼管部材に適用拡大し、4 章と 5 章で有限要素法を用いた部材実験の補完解析を行い、塑性歪のみに基づく現在の亀裂発生時期予測手法の適用限界を考察する。

*1 東京工業大学 建築学系 助教・博士 (工学)

*2 東京工業大学 建築学系 教授・博士 (工学)

*3 元東京工業大学 大学院生 修士 (工学)

*4 東電設計株式会社 修士 (工学)

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

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

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

TOKYO ELECTRIC POWER SERVICES CO., LTD., M.Eng.

2. 細長比の小さな円形鋼管部材の繰返し載荷実験

発電施設における高さ約 100m~200m の規模を有する既存塔状構造物の支柱材に使用されている細長比 20~40、径厚比約 64~83 の円形鋼管部材を対象に準静的繰返し載荷実験を実施し、部材が全断面破断に至るまでの繰返し挙動と累積変形性能を把握する。さらに、筆者らが提案した亀裂発生時期予測手法⁵⁾の適用性を検証する。

2.1 試験体概要

Fig.1 に発電施設の塔状構造物の使用されている円形鋼管部材の径厚比と細長比の分布例を示す。同図には実施済みの試験体パラメータも重ねて示している。本実験では、支柱材に使われており、かつ実験結果が得られていない細長比 20~40、径厚比約 64~83 の円形鋼管部材を試験体に採用し、実験データベースの拡充を試みる。

Fig.2 に試験体名の規則を、Table 1 に試験体諸元を、Table 2 に引張試験により得られた試験体の材料諸元を、Fig.3 に試験体図の例を示す。Fig.2 に示すように、試験体名は筆者らの既往研究^{4),5)}に倣って与えている。Table 1 に示すように、主要な試験体パラメータは、細長比(20, 40)、径厚比(64, 70, 83)、荷重偏心の有無とする。荷重偏心は、地震応答下で支柱材が受ける軸力 N と付加曲げモーメント M の連成による座屈荷重の低減を考慮したものであり、偏心量 $e = M/N$ は実務の耐震性能評価で得られた知見より鋼管半径の 20% とする。Fig.2 と Table 1 に示すように、その他の断面形状(中空円形)、部材端部の境界条件(両端ピン接合)は全試験体で共通とする。Table 1 に示すように、具体的な円形鋼管部材の外径 D と板厚 t の組合せは、試験機の許容性能と細長比・径厚比パラメータを満たす範囲内で選択した。Table 2 に示すように、この都合により試験体鋼材は SLP 材(材料特性は STKM11A 相当、電縫鋼管)を採用した。主要な局部座屈と疲労破壊は試験体面内方向に生じるため、Fig.3 に示すように、材料特性が特異となる溶接シーム位置はそれらに影響しないように面外方向に向けた。円形鋼管部材の両端にはベースプレートと必要な溶接脚長を満たすためのリブプレートを開肉溶接して製作した。以上の試験体構成は概ね筆者らの既往研究^{4),5)}を踏襲している。

2.2 試験体セットアップ、計測項目、載荷計画

Fig.4 に試験体セットアップ図を示す。載荷実験は、両端にピン治具を取付けた試験体を反力梁と加力テーブルを介して汎用試験フレームに固定し、水平方向最大加力 500kN、正負最大振幅 200mm のアクチュエータにて強制水平変位を与えることで実施する。

計測項目は等価軸応力 σ_n (無次元化軸応力)、等価軸歪 ε_n (無次元化軸方向変形)、部材軸方向の母材表面歪である。等価軸応力 σ_n は、アクチュエータ内蔵のロードセル反力を試験体の配置角度に基づき部材軸力に変換し、さらに Table 1 に示す円形鋼管の公称断面積で除して計算する。等価軸歪 ε_n はベースプレート間に取付けたバネ式変位計の軸方向変位をピン治具中心間距離 L_k で除して計算する。部材軸方向の母材表面歪は Fig.3 に例示する位置に歪ゲージを貼付して計測する。なお、実際の実験では、筆者らの既往研究^{3),5)}と同様に、バネ式変位計を用いて試験体の座屈たわみ量やピン治具の回転量も計測しているが、本論文の議論に影響しないため省略する。

Fig.5 に載荷履歴を示す。載荷は等価軸歪 ε_n による変位制御にて行う。載荷履歴は(a)全体座屈、局部座屈、亀裂発生の過程が確認できること、(b)実験データベースとして既往実験⁵⁾と累積変形性能が比較できることを目的に、地震応答を単純化した準静的正負交番漸

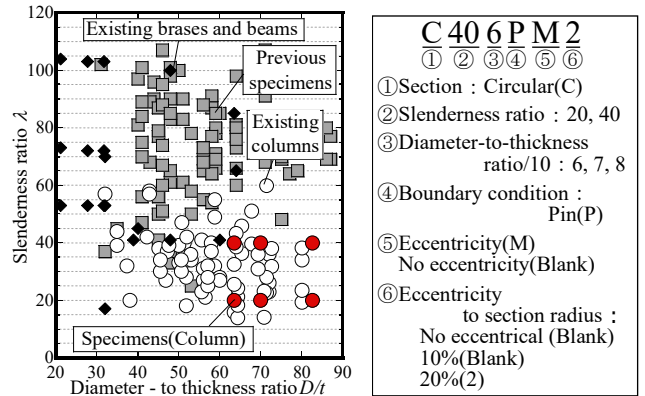


Fig. 1 Circular hollow section member properties of tower structures

Fig. 2 Specimen ID

Table 1 Specimen specifications

Specimen ID	Diameter D [mm]	Thickness t [mm]	Section area [mm ²]	Buckling length L_k [mm]	Slenderness ratio λ	D/t	Eccentricity e [mm]
C206P	127.0	2.0	785	884	20	64	0
C207P	139.8	2.0	866	975	20	70	0
C207PM2	139.8	2.0	866	975	20	70	14.0
C208P	165.2	2.0	1025	1154	20	83	0
C208PM2	165.2	2.0	1025	1154	20	83	16.5
C406PM2	127.0	2.0	785	1768	40	64	12.7
C407P	139.8	2.0	866	1949	40	70	0
C407PM2	139.8	2.0	866	1949	40	70	14.0
C408P	165.2	2.0	1025	2308	40	83	0
C408PM2	165.2	2.0	1025	2308	40	83	16.5

Table 2 Material properties (STKM11A)

Specimen ID	Section $D \times t$ [mm]	Yield strength σ_y [N/mm ²]	Tensile strength σ_u [N/mm ²]	Yield strain ε_y [%]	Fracture elongation E_{long} [%]
C206P	127.0×2.0	254	337	0.128	41.2
C207P	139.8×2.0	304	371	0.154	31.0
C207PM2	139.8×2.0	304	371	0.154	31.0
C208P	165.2×2.0	274	344	0.139	41.0
C208PM2	165.2×2.0	274	344	0.139	41.0
C406PM2	127.0×2.0	254	337	0.128	41.2
C407P	139.8×2.0	304	371	0.154	31.0
C407PM2	139.8×2.0	304	371	0.154	31.0
C408P	165.2×2.0	274	344	0.139	41.0
C408PM2	165.2×2.0	274	344	0.139	41.0

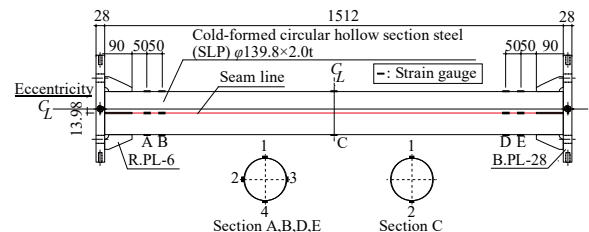


Fig. 3 Example specimen configuration (C407PM2)

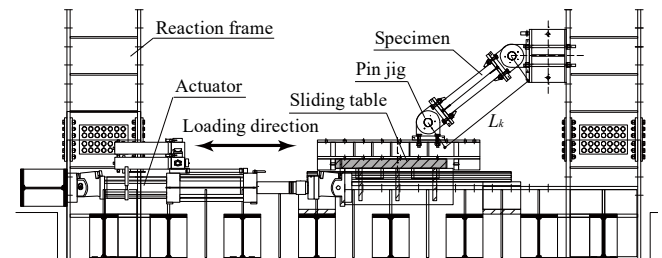


Fig. 4 Test set-up

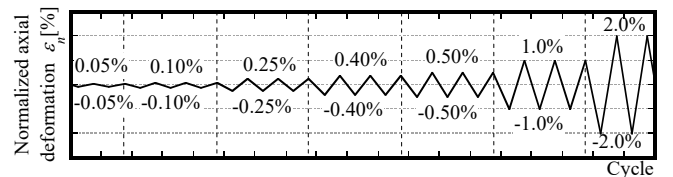


Fig. 5 Loading protocol

増繰返しとし、等価軸歪 $\varepsilon_n = \pm 0.05\% \times 2\text{cycle}$ (弾性応答)の後、 $\varepsilon_n = \pm 0.10\%$ (全体座屈発生)、 $\pm 0.25\%$ (全体 or 局部座屈発生)、 $\pm 0.40\%$ (局部座屈進展)、 $\pm 0.50\%$ (亀裂発生)、 $\pm 1.0\%$ (亀裂発生)をそれぞれ 3cycle 行い、以降 $\varepsilon_n = \pm 2.0\%$ で一定振幅として破断に至るまで続けた。

2.3 亀裂発生に至るまでの試験体状況と座屈履歴性状

Table 3 に全体座屈、局部座屈、亀裂発生時期および座屈モードのまとめを示す。同表には、後述する累積等価軸歪 $\Sigma\varepsilon_n$ と無次元化累積吸収エネルギー量 χ_w も併記する。ここで全体座屈発生時期は部材軸方向の母材表面歪が急激に増加し荷重変形関係が弾性域を脱した時点、局部座屈発生時期は母材に局所的な起伏が目視で確認できた時点、亀裂発生時期は母材表面に亀裂が目視で確認できた時点とする。また、Fig. 6 に全断面破断までの等価軸応力 σ_n - 等価軸歪 ε_n 関係を、Photo 1 に代表的な試験体状況を局部座屈モードで整理して示す。

Table 3 に示すように、全ての試験体で全体座屈、局部座屈が順に生じ、局部座屈後の繰返し変形を受けて鋼管表面に亀裂が発生した。その一方で、後述するように今回の試験体は比較的小さな歪範囲で局部座屈を生じる径厚比範囲にあったため、C207P、C207PM2、C208P、C208PM2、C407P、C407PM2 では、全体座屈と局部座屈が同じ載荷ステップ時に発生した。また、荷重偏心の有無が亀裂発生時期や累積変形性能に与える影響は殆ど無かった。

細長比 20~40、径厚比 64~83 の円形鋼管部材は、既往研究^{4), 5), 29)}と同様に局部座屈モードに特徴を有することが判明した。まず、Photo 1(a)の例に示すように、従来の細長比 40 以上、径厚比約 60 の円形鋼管部材では、全体座屈後の付加曲げを受けて母材が局部座屈を生じることが既往研究³⁾でよく知られている。本論はこれを曲げ型座屈と定義する。これに対して細長比 20~40、径厚比約 64~83 の円形鋼管部材では、全体座屈後に全断面が材軸方向に押し潰れるような局部座屈(Photo 1(b)、提灯型座屈)を生じ、場合によって全体座屈後の付加曲げを受けて提灯型の局部座屈が円形鋼管の片側円周方向に偏る(Photo 1(c)、移行型座屈 A)、または局部座屈性状が曲げ型に移行する(Photo 1(d)、移行型座屈 B)。特に細長比 20 では、径厚比約 60(C206P)で提灯型座屈、径厚比約 70(C207P、C207PM2)で移行型座屈 A、径厚比約 80(C208P、C208PM2)で移行型座屈 B となり、径厚比が大きいくほど曲げ型座屈に移行しやすいことも分かる。また、細長比 40 では、殆どの試験体(C406PM2、C408P、C408PM2)で曲げ型の局部座屈が確認されたものの、Photo 1(c)と同様な移行型座屈 A(C407P)、Photo 1(d)と同様な移行型座屈 B(C407PM2)など提灯型から曲げ型に移行する局部座屈が生じる場合もあることが分かった。なお、鋼管半径の 20%程度の荷重偏心量が座屈モードに与える影響は小さかった。Fig. 6(a)に示すように、C206P(提灯型座屈)では、局部座屈面が互いに押し合い圧縮側耐力が上昇する現象が生じた。

2.4 初期の全体座屈応力度

Fig. 6(b)(c)(e)(f)の黒線と青線の比較に示すように、荷重偏心量は初期の全体座屈耐力に影響を与えるが、繰返しの座屈履歴性状に与える影響は小さいことが分かる。そこで初期の全体座屈応力度について設計用の理論値と実験値を比較する。

荷重偏心が無い場合の全体座屈応力度 σ_{cr} は、鋼構造許容応力度設計規準式(1)²⁰⁾から算出する。荷重偏心がある場合の全体座屈応力度 σ_{cr} は、Jezek の近似解¹⁴⁾により算出する。同手法では理想的な応力-歪関係を仮定した断面解析に基づき、細長比 λ 、降伏応力度 σ_y 、全

Table 3 Summary of experiment results

Specimen ID	Global buckling		Local buckling		Fracture initiation		Buckling mode	$\Sigma\varepsilon_n$ [%]	χ_w [%]
	ε_n [%]	cycle	ε_n [%]	cycle	ε_n [%]	cycle			
C206P	0.10%	1	0.25%	1	2.0%	1	提灯型	33.1	12.1
C207P	0.25%	1	0.25%	1	1.0%	3	移行型A	26.5	8.5
C207PM2	0.25%	1	0.25%	1	1.0%	1	移行型A	18.7	5.3
C208P	0.25%	1	0.25%	1	1.0%	1	移行型B	18.6	4.7
C208PM2	0.25%	1	0.25%	1	1.0%	1	移行型B	18.7	4.4
C406PM2	0.25%	1	0.25%	2	1.0%	1	曲げ型	18.5	4.0
C407P	0.25%	1	0.25%	1	0.5%	1	移行型A	11.1	2.7
C407PM2	0.25%	1	0.25%	1	0.5%	1	移行型A	11.4	2.3
C408P	0.25%	1	0.25%	2	0.5%	2	曲げ型	13.5	2.8
C408PM2	0.10%	1	0.25%	1	0.5%	2	曲げ型	13.5	2.7

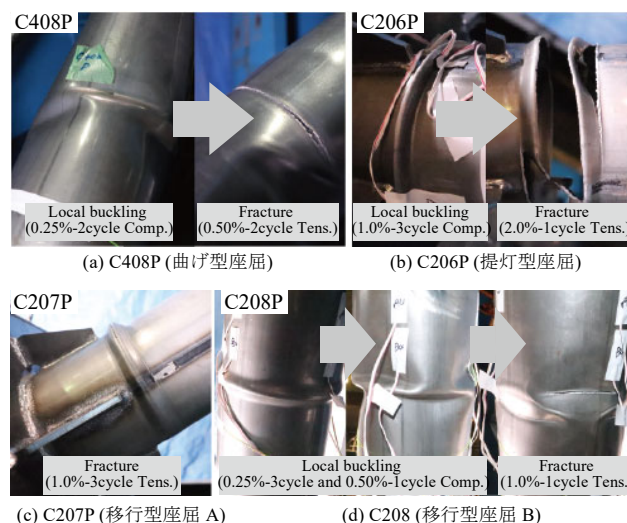


Photo 1 Buckling modes

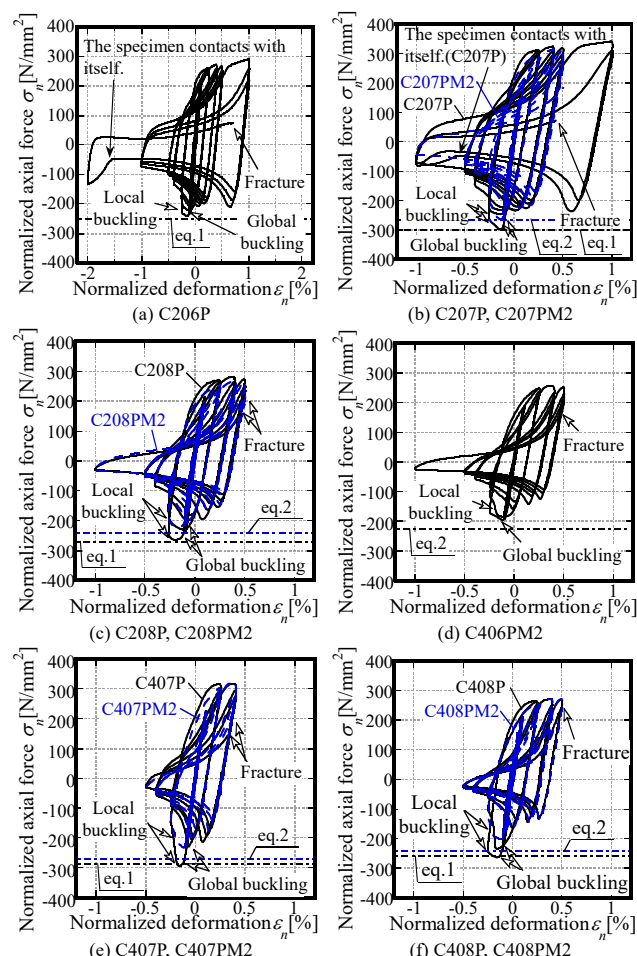


Fig. 6 Normalized axial force-deformation relationships

体座屈応力度 σ_{cr} に成立する関係式(2)を収斂計算して σ_{cr} を決定する。

$$\sigma_{cr} = \begin{cases} \{1 - 0.4(\lambda/\Lambda)^2\} \sigma_y & (\lambda < \Lambda) \\ 0.6\sigma_y / (\lambda/\Lambda)^2 & (\lambda \geq \Lambda) \end{cases} \quad (1)$$

$$\lambda^2 = \pi^2 E / \sigma_{cr} \{ \{3(\sigma_y/\sigma_{cr}) - \kappa\} / \{3(\sigma_y/\sigma_{cr}) - 1\} \}^3 \quad (\kappa < 3) \quad (2)$$

ここに λ は細長比, Λ は限界細長比, σ_y は降伏応力度, E はヤング率, κ は偏心量を核半径で除した値(本実験では精算値で全て 0.6)である。

Fig.7に既往の実験データ^{4),5)}を含めた全体座屈応力度の比較を示す。鋼構造許容応力度設計規準式は、荷重偏心が無い場合の全体座屈応力度 σ_{cr} を高精度で評価した。Jezekの近似解は、荷重偏心がある場合の全体座屈応力度 σ_{cr} を約10~15%過小に安全側評価した。従って、どちらの式も安全側評価の設計式として適切と考えられる。

2.5 局部座屈発生歪

局部座屈発生時の等価軸歪 ε_{nlb} について実験結果と評価値を比較する。 ε_{nlb} は越智・小川らの実験式¹⁵⁾に基づく式(3)¹³⁾で評価する。

$$\varepsilon_{nlb} = 0.0683 \varepsilon_y^{-0.39} \times (D/t)^{-1.39} \quad (3)$$

ここに ε_y は降伏歪, D/t は円形鋼管部材の径厚比である。

Fig.8に既往の実験データ^{2),3),4),5),17),18)}を含めた局部座屈発生時の等価軸歪の比較を示す。同図は便宜的に局部座屈発生時の等価軸歪を $\varepsilon_y^{-0.39}$ で規準化して示している。式(3)は実験結果を概ね良い精度で評価できていることが確認でき、既往実験も含めると細長比約15~約150, 径厚比約20~約80の範囲は適用可能であることが分かった。

2.6 無次元化累積歪エネルギーによる累積変形性能の分析

試験体の累積変形性能の指標として、亀裂発生時までの履歴面積の累積を降伏応力度 σ_y で無次元化した無次元化累積歪エネルギー χ_w を用いる。Fig.9に χ_w を細長比 λ または径厚比 D/t で整理して示す。同図には載荷履歴が同じ既往の実験データ⁹⁾も併記する。Table 3とFig.9に示すように、細長比20~40, 径厚比約64~83の範囲では、 χ_w は細長比と径厚比が小さいほど大きくなる傾向にあった。これは細長比が小さいほど座屈耐力の劣化が小さく、さらに径厚比が小さいほど亀裂発生時期が遅くなったためと考えられる。

2.7 塑性ヒンジ理論に基づく亀裂発生時期予測手法の適用性

塑性ヒンジ理論⁹⁾に基づく亀裂発生時期予測手法の適用性を検証する。Fig.10に評価法の概要を示す。同手法では、部材全体の等価軸歪振幅 $\Delta\varepsilon_n$ (経験最大引張変形から現在の変形までの無次元化変形振幅)に、Fig.10の力学モデルから求まる歪振幅拡大係数 α_c (LBD-Aは式(4-1), LBD-Bは式(4-2))と、径厚比の修正係数 β_c (式(5))を乗じ、母材局部座屈部に集中する塑性歪振幅 $\Delta\varepsilon_h$ を算出する。 $\Delta\varepsilon_h$ の時刻歴データは累積塑性歪振幅 $\Sigma\Delta\varepsilon_{hp}$ と平均塑性歪振幅 $\overline{\Delta\varepsilon}_{hp}$ に変換する。このとき $\overline{\Delta\varepsilon}_{hp}$ はレインフロー法から式(6)で評価する。最後に $\Sigma\Delta\varepsilon_{hp}$ が文献13)の疲労破壊条件式 $3857\overline{\Delta\varepsilon}_{hp}^{-1.13}$ に達した時点を亀裂発生と判定する。文献5)では、曲げ型局部座屈(LBD-A)と提灯型局部座屈(LBD-B)に応じた2種類の力学モデルが提案されており、移行型局部座屈は実験状況に従ってLBD-AとLBD-Bを使い分けて評価する。

$$\alpha_c = \begin{cases} 1 & (\Delta\varepsilon_n < \varepsilon_{ncr}) \\ \frac{\theta_h D}{L_k (1 - 0.25\pi) \Delta\varepsilon_n} & (\varepsilon_{ncr} \leq \Delta\varepsilon_n < \varepsilon_{nlb}) \\ \frac{3\sqrt{6}\phi_h \beta_c}{2\pi\sqrt{D}/t \Delta\varepsilon_n} + \frac{\theta_{nlb} D}{L_k (1 - 0.25\pi) \Delta\varepsilon_n} & (\Delta\varepsilon_n \geq \varepsilon_{nlb}) \end{cases} \quad (4-1)$$

$$\alpha_c = \begin{cases} 1 & (\Delta\varepsilon_n < \varepsilon_{ncr}) \\ \frac{3\sqrt{6}_a \phi_h}{2\pi\sqrt{D}/t} & (\varepsilon_{ncr} \leq \Delta\varepsilon_n) \end{cases} \quad (4-2)$$

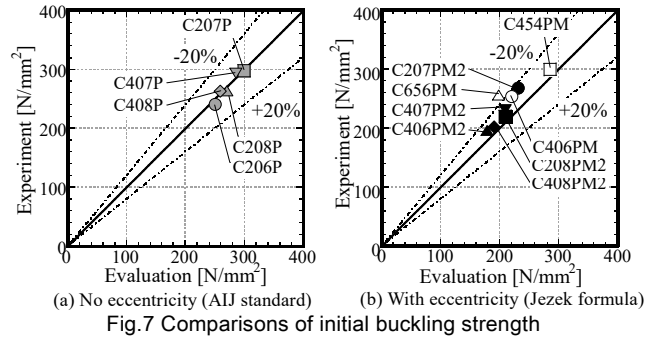


Fig.7 Comparisons of initial buckling strength

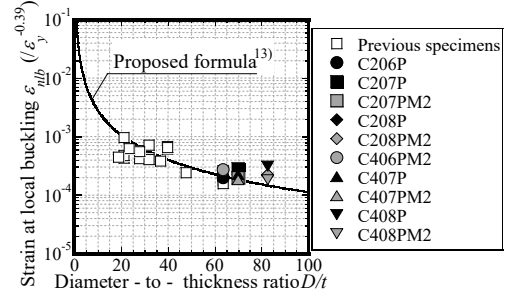


Fig.8 Comparisons of strain at local buckling

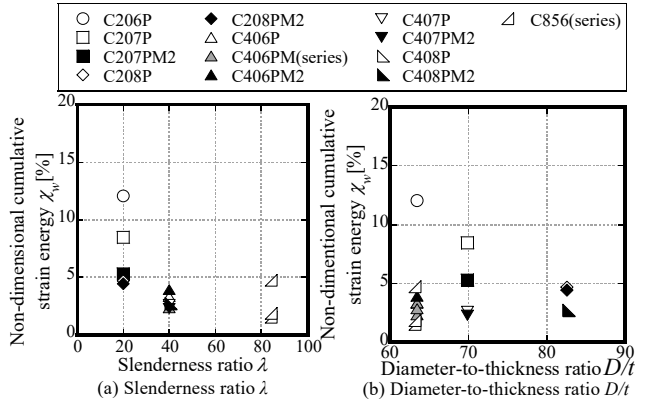


Fig.9 Non-dimensional cumulative strain energy

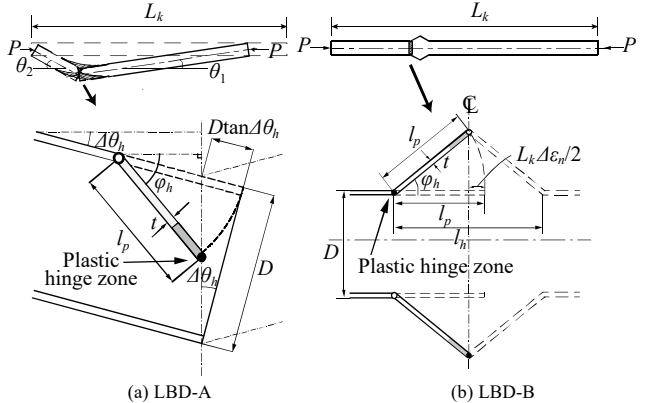


Fig.10 Plastic hinge based local strain evaluation of CHS section

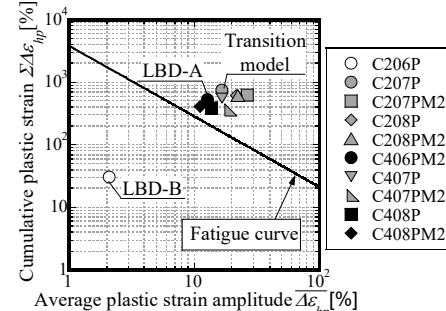


Fig.11 Accuracy of the proposed fracture prediction

$$\beta_c = \begin{cases} 1 & (D/t < 35) \\ (1/15)(D/t) - 4/3 & (35 \leq D/t < 50) \\ 2 & (D/t \geq 50) \end{cases} \quad (5)$$

$$\overline{\Delta \varepsilon_{hp}} = \frac{\sum_{i=1}^{50} n_i (\Delta \varepsilon_{ti} - 2\varepsilon_{\gamma})}{\sum_{i=1}^{50} n_i} \quad (6)$$

ここに L_k は有効座屈長さ, ε_{ncr} は全体座屈歪, ε_{nib} は局部座屈発生歪で $\varepsilon_{nib} = 0.0683\varepsilon_{\gamma}^{0.39}(D/t)^{-1.39}$, $\theta_h = \cos^{-1}(1 - \Delta \varepsilon_n)$, $\theta_{nib} = \cos^{-1}(1 - \varepsilon_{nib})\varphi_n = \cos^{-1}[\cos^{-1}(\theta_h - \theta_{ib}) - D/l_p \sin(\theta_h - \theta_{nib})]$, $l_p = (Dt/6)^{0.5}$, $\Delta \varepsilon_{ti}$ と n_i は i 番目の歪全振幅(単位歪全振幅 $0.02 \times i$)とその繰返し回数である。式(6)で弾性範囲の歪度($\Delta \varepsilon_{ti} - 2\varepsilon_{\gamma} \leq 0.0$)の繰返し回数は計数しない。

Fig.11 に実験時の亀裂発生時期までの局部歪より評価した $\overline{\Delta \varepsilon_{hp}}$ と $\Sigma \Delta \varepsilon_{hp}$ を疲労破壊条件式と比較して示す。曲げ型局部座屈(LBD-A)または移行型局部座屈(Transition model)した試験体は破断判定となっており、安全側の評価となった。しかし、提灯型座屈(LBD-B)を生じた C206P では評価上未破断判定となった。この原因は後述する有限要素法を用いた補完解析にて詳細に分析する。

3. 修正柴田・若林モデルの適用性の検証と適用拡大

トラス要素に適用される修正柴田・若林モデルの適用性を検証し、細長比約 20 の部材への適用拡大を試みる。

3.1 修正柴田・若林モデルの概要

1) 一般的な修正柴田・若林モデル(M3 モデル⁸⁾)

Fig.12 に修正柴田・若林モデルの概要を示す。同モデルは、座屈履歴を引張降伏状態(Stage A), 引張曲げ降伏状態(Stage B), 弾性除荷状態(Stage C), 圧縮曲げ降伏状態(Stage D)の4つに分類して表現し、各 Stage の無次元化耐力曲線 n は式(7)~(9)で表される。市販の構造解析プログラムにも導入されている M3 モデル⁸⁾では、初期座屈耐力 n_0 は鋼構造許容応力度設計規準²⁰⁾に準ずる式(10)で評価し、座屈後劣化座屈耐力 n_d は無次元化累積圧縮歪 $\bar{\zeta}$ の関数式(11)で評価する。

$$n = \begin{cases} 1 & (\text{Stage A}) \\ f_t(\delta_A - \delta) & (\text{Stage B}) \\ n_p + \frac{(\delta - \delta_p)(n_p - n_0)}{\delta_p - \delta_0} & (\text{Stage C}) \\ -f_c(\delta_B + n_c - \delta) & (\text{Stage D}) \end{cases} \quad (7)$$

$$f_c(X) = (p_1 X + p_2)^{-1/2} \quad (8)$$

$$f_t(X) = (p_3 X + 1)^{-3/2} \quad (9)$$

$$n_0 = \begin{cases} 1 - 0.4(\lambda/\Lambda)^2 & (\lambda \leq \Lambda) \\ 0.6/(\lambda/\Lambda)^2 & (\lambda > \Lambda) \end{cases} \quad (10)$$

$$n_d = \begin{cases} n_0 & (\bar{\zeta} - p_n \leq 1) \\ n_0 / \sqrt{\bar{\zeta} - p_n} & (\bar{\zeta} - p_n > 1) \end{cases} \quad \text{**} p_n = n_e^2/4 - 5 \quad (11)$$

ここに n_e は無次元化 Euler 座屈荷重 $\pi^2 E / (\lambda^2 \sigma_y)$, $p_1 = (10/n_e - 1)/3 \geq 0$, $p_2 = 4/n_e + 0.6$, $p_3 = 1/(3.1n_e + 1.4)$ である。 $p_1 \sim p_3$ は若林らの実験結果⁶⁾より同定された回帰式であり、その適用範囲は $1/3 \leq n_e \leq 10$ である。

2) 円形鋼管部材用の修正柴田・若林モデル(M5 モデル⁵⁾)

薄肉を含む円形鋼管部材に対し、筆者らが提案している修正柴田・若林モデル(M5 モデル⁵⁾では、引張曲げ降伏状態 Stage B の耐力曲線を支配するパラメータ p_3 は広範な実験結果より得られた回帰式(12)で評価し¹⁰⁾、圧縮曲げ降伏状態 Stage D の耐力曲線を支配するパラメータ p_1 は径厚比パラメータを含んだ回帰式(13)で評価する。

$$p_3 = 1/(0.7n_e + 2.2) \quad (12)$$

$$p_1 = 2.153e^{(0.0415D/t)n_e} \quad (13)$$

3.2 M3 モデルと M5 モデルの適用性

Fig.13 に細長比 20 の試験体に対する M3 モデルと M5 モデルの適用性を、Table 4 に本研究の対象試験体について計算した無次元化オイラー座屈荷重 n_e と座屈後劣化耐力の支配パラメータ p_n を、Fig.14 に無次元化劣化座屈耐力 n_d/n_0 - 無次元化累積圧縮歪 $\bar{\zeta}$ 関係を示す。一般的な修正柴田・若林モデル M3 は、Table 4 に示す細長比 20 の n_e が p_1 に関連した適用上限 10 を超えるため、市販のプログラムでは、適用不可のエラーが出力されるか、 $p_1=0.0$ と処理されて圧縮曲げ降伏状態 Stage D の耐力曲線が低下しない(Fig.13(a))状態となる。これに対して円形鋼管部材用に調整された M5 モデルは、式(13)に示すように、支配パラメータ p_1 に関連した n_e の制限が存在しないため、細長比 20 の試験体にも適用可能である。しかし、Fig.13(b)~(d)と Table 4 と Fig.14 に示すように、M5 モデルは、細長比 20 の試験体に対して、(a) n_e と p_n に起因して座屈後耐力が殆ど劣化しない、(b) Stage B の引張側耐力が過大に評価される傾向にある、という問題点がある。そこでこれらの問題点を解消するために細長比の小さい円形鋼管部材用の修正柴田・若林モデルの適用拡大を試みる。

3.3 円形鋼管部材用の修正柴田・若林モデル(M6 モデル)の提案

1) 引張側耐力曲線の修正

柴田・若林モデルでは、無次元化変位 δ と無次元化軸力 n について、部材の代表的な引張側耐力曲線を $(n^{2/3} - 1) - \delta$ 関係の勾配 p_3 とし

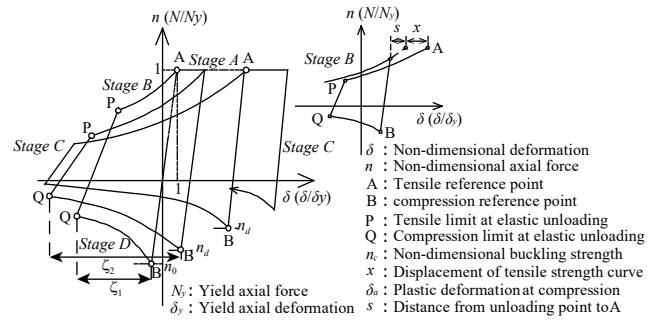


Fig. 12 Overview of Shibata-Wakabayashi model

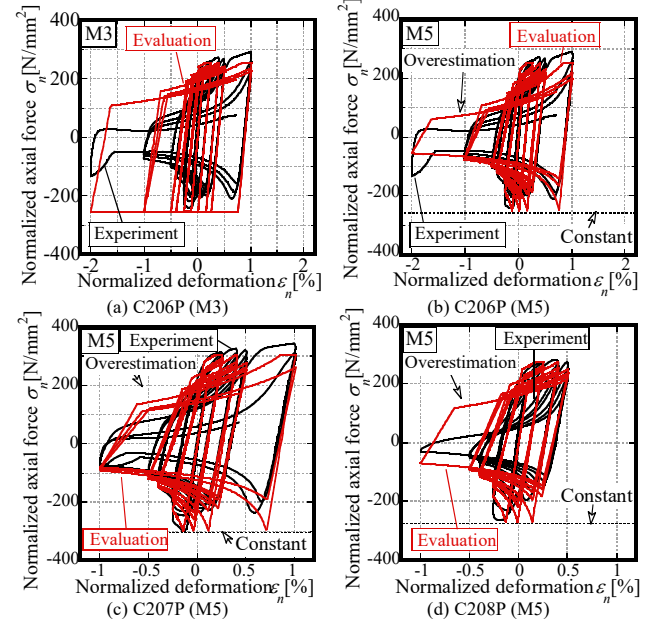


Fig. 13 Comparisons of hysteresis curves

て整理して回帰式を同定する。Fig.15 に既往研究^{3),4),5)}の実験データを含めた p_3 と無次元化圧縮歪振幅 ζ (各サイクル Stage D の無次元化変位振幅)との関係を示す。係数 p_3 は $\zeta=0$ 付近で1~2程度の値を取り、徐々に減少して $\zeta=4$ 程度で一定値に収束する傾向にある。そこで同図の赤線に例示するように、係数 p_3 の初期値($\zeta=0$)を p_3' 、収束値($\zeta>4$)を \bar{p}_3 として n_e の関数式(14)と式(15)で評価し、 $0<\zeta\leq 4$ の範囲は p_3' と \bar{p}_3 を放物線関数式(16)で近似する。

$$p_3' = 1/(0.001n_e + 0.97) \quad (14)$$

$$\bar{p}_3 = 1/(0.038n_e + 1.9) \quad (15)$$

$$p_3(\zeta) = \begin{cases} p_3' & (\zeta = 0) \\ (p_3' - \bar{p}_3)(\zeta - 4)^2 / 16 + \bar{p}_3 & (0 < \zeta \leq 4) \\ \bar{p}_3 & (\zeta > 4) \end{cases} \quad (16)$$

Fig.16 に係数 p_3 の評価値と実験値の比較を示す。試験体毎に定数評価されていた p_3 が関数化されたことで、M6 モデルは M5 モデルより実験値との対応関係が改善している。

2) 座屈耐力劣化曲線の修正

Fig.17 に無次元化座屈耐力 n_d/n_0 と無次元化累積圧縮歪 $\bar{\zeta}$ の関係を示す。細長比20の円形鋼管材でも、座屈後耐力は劣化し、さらに径厚比が大きいほど耐力劣化割合が大きいことが分かる。また、各入力の変位部分の耐力劣化も概ね $\bar{\zeta}$ で捉えられることが分かる。そこで式(11)に代わり、Stage A と Stage B からの除荷時の座屈後耐力として、初期座屈時に1となり、 n_e に関係なく無次元化累積圧縮歪 $\bar{\zeta}$ の増大に対して耐力が劣化する無次元化座屈耐力 n_d/n_0 の関数式(17)を提案する。Fig.18 に係数 p_4 の実験値と評価値の比較を示す。係数 p_4 は既往研究^{3),4),5)}を含む実験値に基づき、細長比に関する n_e と径厚比 D/t の積を変数とする回帰式(18)で評価する。

$$n_d/n_0 = (\bar{\zeta} + 1)^{p_4} \quad (17)$$

$$p_4 = -3.21/(n_e D/t) - 0.142 \quad (18)$$

Fig.19 に n_d/n_0 の実験値と評価値の比較を示す。M6 モデルでは、細長比20の部材はやや評価精度が劣化するものの、細長比40の部材は評価精度が改善し、細長比20~40全体として約20%の誤差範囲で実験結果を評価する。

3.4 円形鋼管部材用の修正柴田・若林モデル(M6モデル)の適用性

Fig.20 に荷重変形関係の比較を、Fig.21 に既往研究^{2),3),4),5),10)}の実験値を含めた無次元化累積歪エネルギー χ_w の比較を示す。Fig.20 に示すように、M6 モデルは引張側耐力と座屈後耐力の劣化の対応関係が改善した。また、Fig.21 に示すように、 χ_w では、実験結果を最大25%危険側評価していたM5モデルと比べて、M6モデルは0%~+50%の範囲でより安全側評価できるようになった。

4. シェル要素の有限要素法による補完解析

続いて既往研究⁴⁾に倣って有限要素法による本実験の補完解析を実施し、試験体の局部歪を分析する。さらに2.7節で述べた塑性ヒンジ理論に基づく局部歪の評価と亀裂発生時期予測手法の適用性を検証する。有限要素法解析はAbaqus²²⁾を用いて実施した。

4.1 数値解析概要

Fig.22 に数値解析モデルの概要を示す。数値解析は試験体セットアップ(Fig.4)における試験体とピン治具をモデル化し、加力テーブル側のピン治具中心点Pに実験と同様の水平方向強制変位を与える。

Specimen ID	n_e	p_n	Specimen ID	n_e	p_n
C206P	19.91	94.14	C406PM2	1.24	-4.61
C207P	16.64	64.21	C407P	4.16	-0.67
C207PM2	1.98	-4.02	C407PM2	1.04	-4.73
C208P	18.46	80.20	C408P	4.62	0.32
C208PM2	1.15	-4.67	C408PM2	0.91	-4.79

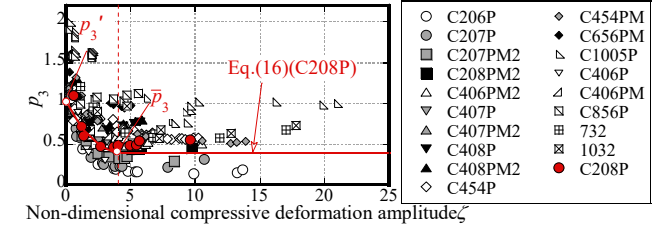
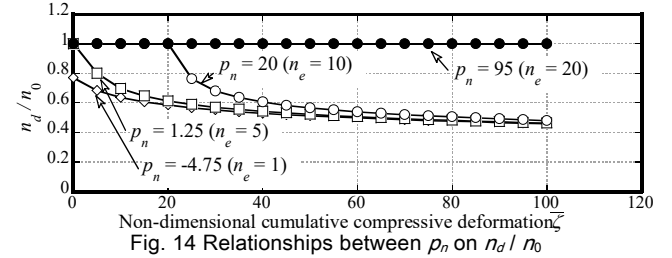


Fig. 14 Relationships between p_n on n_d/n_0

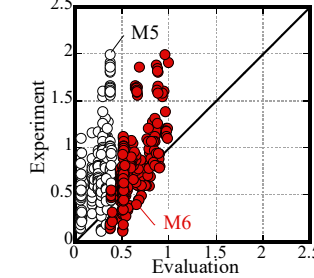


Fig. 16 Comparisons of p_3

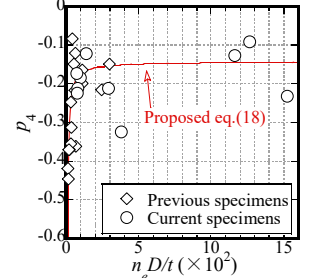


Fig. 18 Relationships between p_4 and $n_e D/t$

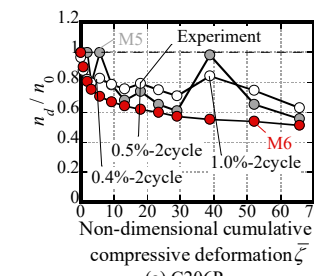


Fig. 17 Relationships between n_d/n_0 and $\bar{\zeta}$

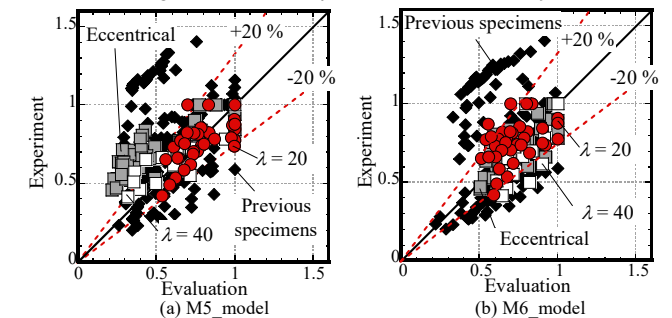


Fig. 19 Accuracy of n_d/n_0

Fig.22 に示すように、試験体の円形鋼管は4節点の複層シェル要素、試験体のリブプレートは3節点の複層シェル要素、ベースプレートとピン治具は剛体要素でモデル化する。実験で局部座屈を生じた円形鋼管の領域周辺は正方形に近く細かい要素分割(細要素)とし、

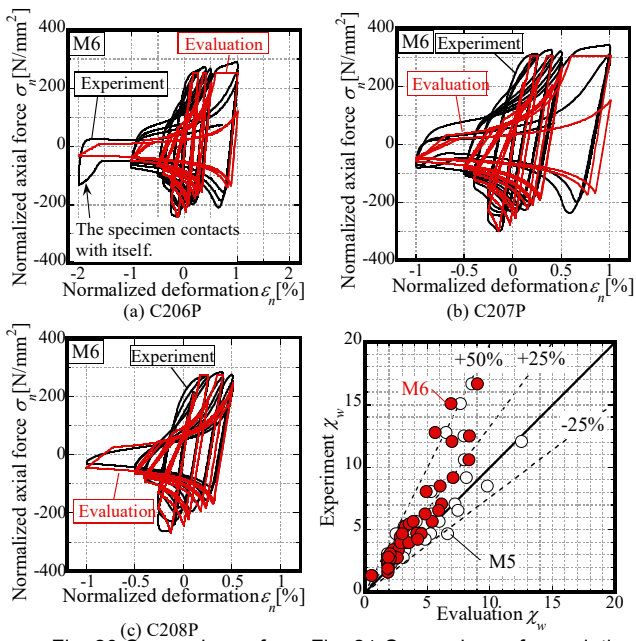


Fig. 20 Comparison of hysteresis curves

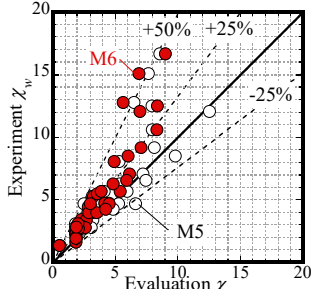


Fig. 21 Comparison of cumulative deformation capacities

それ以外の部位は相対的に荒い要素分割(粗要素)とする。なお、本章では、全試験体で解析精度を揃えるため、軸方向の要素長さを座屈半波長理論値で除した値が全試験体で約 0.24 になるように細要素のサイズを決定した⁴⁾。円形鋼管の材料特性は、付録 A の引張試験結果に対して自動的に校正される Abaqus 標準の Chaboche モデル(移動硬化則のみ考慮)を適用し、ヤング率は $2.05 \times 10^5 \text{N/mm}^2$ 、ポアソン比は 0.3 とする。また、実験時の座屈性状を再現するように、試験体には振幅ピーク位置を局部座屈発生位置とするベジェ曲線の初期不整($L_c/1000$)を与えた。支持点の境界条件は、曲げ型(Bending)、提灯型(Axial force)の局部座屈を誘発するため同図の通り設定した。

Table 5 に試験体状況の比較を、Fig.23 に試験体の荷重変形関係の比較を、Fig.24 に代表的な座屈性状を示す。これらに示すように、数値解析モデルは実験結果を概ね再現できていると判断する。

4.2 局部歪と歪集中率の分析

座屈モードごとに局部座屈発生位置の局部歪を分析する。Fig.24 に示すように、歪が特に集中する提灯型座屈の凸部(Convex)及び凹部(Concave)、曲げ型座屈の局部座屈縁部(Edge)を抽出要素とする。ただし、局部座屈部は変形が複雑化するため、式(19)で定義される三軸相当歪 e_{eq}^{23} との比較により、抽出要素の主歪方向を決定する。Fig.25 に代表的な試験体の各方向歪の履歴を示す。いずれの座屈モードにおいても軸方向歪が卓越しており、軸方向歪を主歪とする。

$$e_{eq} = \sqrt{(2/3)(e_x^2 + e_y^2 + e_z^2 + 2e_{xy}^2)} \quad (19)$$

ここに $e_x, e_r, e_\theta, e_{rz}$ は軸方向、径方向、周方向、軸径方向歪である。

Fig.26 に抽出要素の軸方向歪の比較を示す。同図(a)では曲げ型座屈では中央部と縁部の要素の外側、同図(b)では凸部と凹部の要素の外側と内側の歪を重ねて示している。Fig.26(a)に示すように、曲げ型の局部座屈(Fig.24(a))を生じた C406PM2 では、局部座屈部の縁部外側が最も歪集中しており、既往研究と同様の結果⁴⁾であった。一方、Fig.26(b)に示すように、提灯型の局部座屈(Fig.24(b))を生じた C206P では、提灯型座屈の凸部内側が外側より歪集中する。

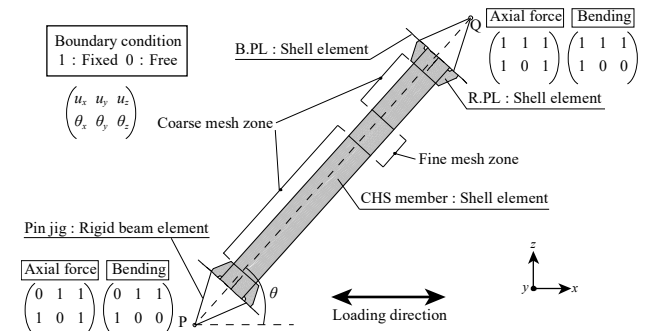


Fig. 22 Overview of analysis model (C406PM2)

Table 5 Accuracy of buckling behavior by FEA

Specimen ID	Buckling mode	Global buckling		Local buckling	
		Experiment	Analysis	Experiment	Analysis
C206P	提灯型	0.10%-1cvcle	0.10%-2cvcle	0.25%-1cvcle	0.25%-1cvcle
C207P	移行型A	0.25%-1cvcle	0.25%-1cvcle	0.25%-1cvcle	0.25%-1cvcle
C207PM2	移行型A	0.25%-1cvcle	0.10%-1cvcle	0.25%-1cvcle	0.25%-1cvcle
C208P	移行型B	0.25%-1cvcle	0.25%-1cvcle	0.25%-1cvcle	0.25%-1cvcle
C208PM2	移行型B	0.25%-1cvcle	0.10%-1cvcle	0.25%-1cvcle	0.25%-1cvcle
C406PM2	曲げ型	0.25%-1cvcle	0.25%-1cvcle	0.25%-2cvcle	0.25%-2cvcle
C407P	移行型A	0.25%-1cvcle	0.25%-1cvcle	0.25%-1cvcle	0.25%-2cvcle
C407PM2	移行型B	0.25%-1cvcle	0.25%-1cvcle	0.25%-1cvcle	0.25%-2cvcle
C408P	曲げ型	0.25%-1cvcle	0.25%-1cvcle	0.25%-1cvcle	0.25%-1cvcle
C408PM2	曲げ型	0.10%-1cvcle	0.10%-1cvcle	0.25%-1cvcle	0.25%-1cvcle

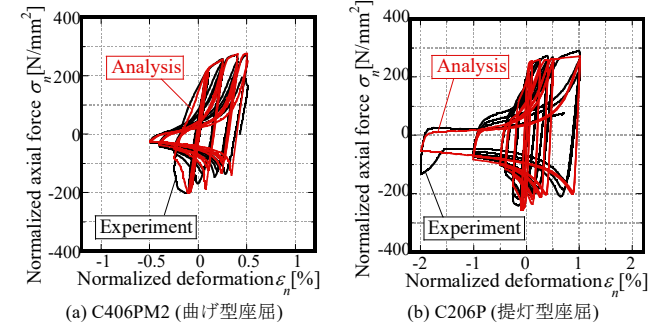


Fig. 23 Comparisons of hysteresis curves

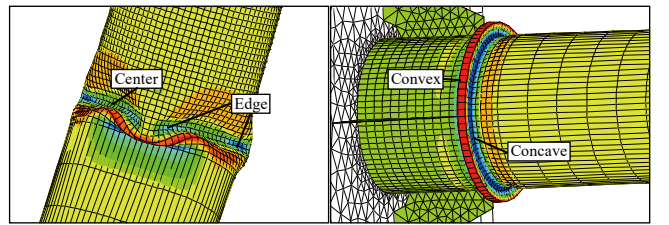


Fig. 24 Buckling modes of the strain concentration parts

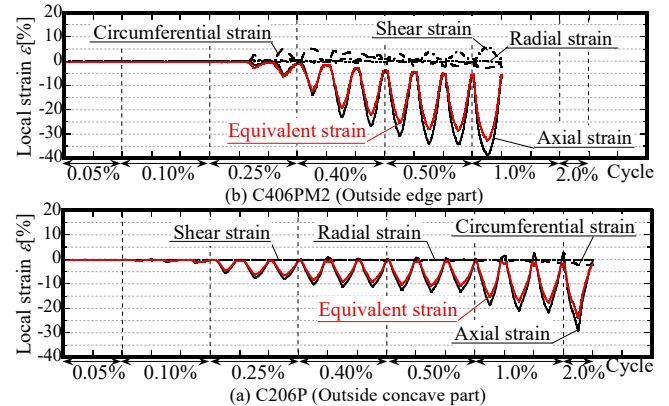


Fig. 25 Selection of predominant local strain direction

Fig.27 に 2.7 節の歪振幅拡大係数 α_c (歪集中率)の解析値と評価値の比較を示す。Fig.27(a)に示すように、曲げ型座屈をモデル化した

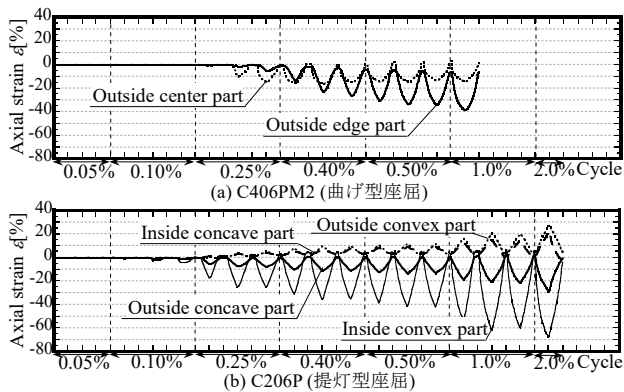


Fig. 26 Comparisons of local axial strain

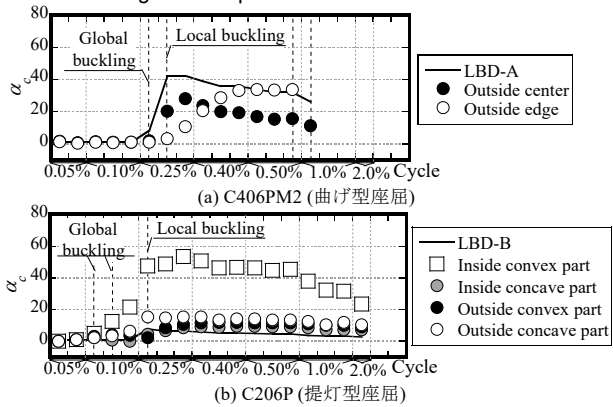


Fig. 27 Accuracy of local strain range amplification factor α_c

LBD-A は縁部外側の解析結果(C406PM2)と概ね対応する。しかし、Fig.27(b)に示すように、提灯型座屈をモデル化した LBD-B は提灯型座屈の凸部外側の解析結果(C206P)と概ね対応するものの、上述のとおり解析上では凸部内側の方が外側より歪集中しており、 α_c 解析値は LBD-B の評価値を大幅に上回った。このように、LBD-B は、Fig.10(b)に示す提灯型座屈の凸部内側の歪集中を表現できていない。鋼管内側の亀裂発生状況の観察は困難であるが、C206P の実験結果はこの歪集中率より予想される亀裂発生時期では亀裂が生じておらず、また実験観察では凸部外側から亀裂が進展した様子が見られたことから、塑性ヒンジ理論に基づく亀裂発生時期予測手法が凸部内側の疲労破壊条件を捕捉できていない可能性が示唆される。

5. 応力状態を考慮した疲労破壊評価法による破壊メカニズムの分析

従来³⁾⁻⁵⁾のシェル要素の有限要素法モデルを用いた数値解析では、提灯型の局部座屈部の疲労破壊を全ては説明できなかった。そこで最後にソリッド要素の有限要素法モデルと応力状態を考慮した極低サイクル疲労破壊評価法を用いて、局部座屈部の破壊メカニズムの要因を詳細に分析するとともに、現行の塑性ヒンジ理論による亀裂発生時期予測手法⁵⁾の適用範囲を考察する。

Fig.28 にソリッド要素を用いた有限要素法解析モデルを、Fig.29 に軸方向歪の比較を示す。本章の数値解析は、基本的に4章と同じ設定を踏襲するが、各局部座屈モードの代表として C406PM2 と C206P のみを対象とし、試験体は8節点6面体ソリッド要素でモデル化する。細要素の要素分割は軸方向歪(鋼管外側表面)がシェル要素モデルと同等となるように試行錯誤して調節し、C406PM2 では軸方向と周方向は 1.33mm、板厚方向は 0.66mm、C206P では軸方向と周方向は 2.5mm、板厚方向は 0.22mm とした。ソリッド要素のモデルにお

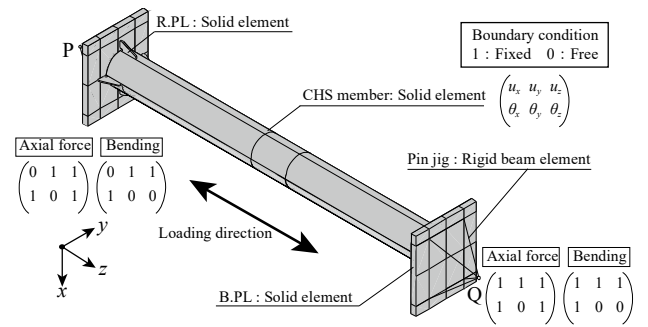


Fig. 28 Overview of analysis model (C406PM2)

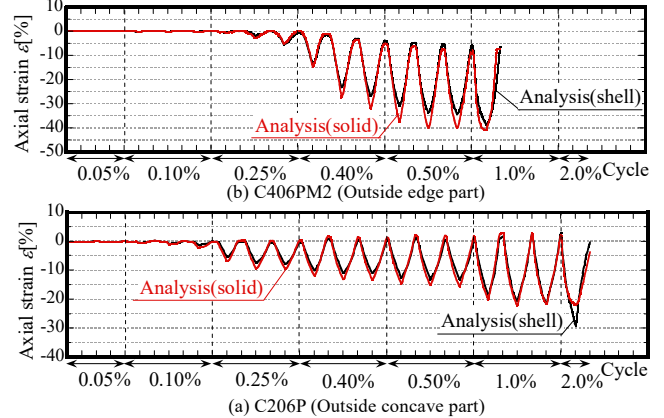


Fig. 29 Comparison of local axial strain

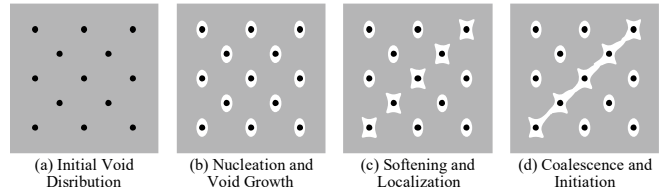


Fig. 30 Micromechanical processes leading to ductile fracture

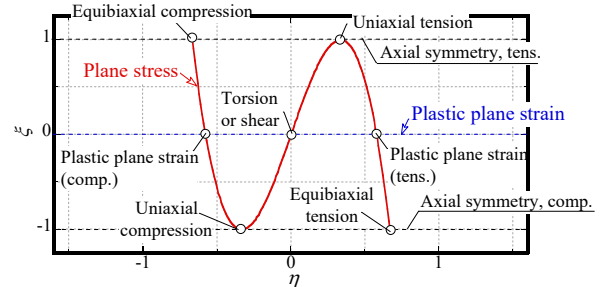


Fig. 31 Stress triaxiality η - Lode angle parameter ξ relationship

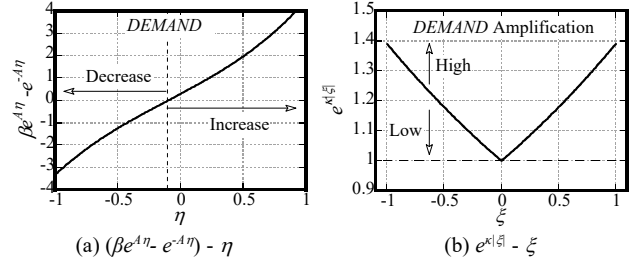


Fig. 32 Relationships of stress states and terms of DEMAND

いても実験時の座屈モードを誘発するため、支持点の境界条件や載荷方向は Fig.28 の通りとし、C406PM2(曲げ型座屈)の初期不整は4章と同様とし、C206P(提灯型座屈)の初期不整は与えないこととした。

5.1 応力状態を考慮した極低サイクル疲労破壊評価法

Fig.30 に微視的な鋼素材の極低サイクル疲労破壊の模式図を示す。

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おり^{24),25)}、この空隙の成長を相当塑性歪と応力状態で定式化する評価法が米国を中心に多数提案されている。本章では、その中でも高い信頼性を得ている Kanvinde と Deierlein ら²⁶⁾の Stress-Weighted Damage Model (SWDM)を用いて局部座屈部の疲労破壊の要因を詳細に分析する。

Fig.31 に応力状態の座標平面を示す。Wierzbicki ら²⁷⁾の検討から、等方性材料の応力状態は、垂直応力の影響度を表す応力三軸度 η (ミーゼス応力 $\bar{\sigma}$ に対する平均垂直応力 σ_m の比、式(20))と、せん断の影響度を表す Lode 角パラメータ ξ (偏差応力テンソルの第 2, 3 不変量 J_2, J_3 の関数式(21))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($\eta=2/3, \xi=1$)、塑性平面歪引張状態($\eta=0.57, \xi=0$)、一軸引張状態($\eta=1/3, \xi=1$)、純捩りまたは純せん断状態($\eta=0, \xi=0$)、一軸圧縮状態($\eta=-1/3, \xi=-1$)、塑性平面歪圧縮状態($\eta=-0.57, \xi=0$)、等二軸圧縮状態($\eta=-2/3, \xi=1$)は、平面応力状態上(式(22))に位置する。近年の微視的な鋼素材の極低サイクル疲労破壊は、これらの応力状態を考慮して疲労破壊を評価する。

$$\eta = \sigma_m / \bar{\sigma} \quad (20)$$

$$\xi = 3\sqrt{3}J_3 / 2J_2^{3/2} \quad (21)$$

$$\xi = (-27/2)(\eta^2 - 1/3)\eta \quad (22)$$

SWDM の疲労寿命(CAPACITY)は、有効な相当塑性歪 $\bar{\epsilon}_p^{sig}$ の累積によって劣化すると式(23)と式(24)で評価される。また、疲労度(DEMAND)は、応力三軸度 η と Lode 角パラメータ ξ 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(25)で評価される。最後に疲労破壊(DAMAGE, 亀裂発生)は塑性歪の累積に伴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(26)で評価される。

$$CAPACITY = e^{-\lambda \bar{\epsilon}_p^{sig}} \quad (23)$$

$$\bar{\epsilon}_p^{sig} = \int_0^{\bar{\epsilon}_p} \begin{cases} 0 & (\eta > 0, \text{引張場}) \\ 1 & (\eta \leq 0, \text{圧縮場}) \end{cases} d\bar{\epsilon}_p \quad (24)$$

$$DEMAND = \int_0^{\bar{\epsilon}_p} C (\beta e^{A\eta} - e^{-A\eta}) e^{k|\xi|} d\bar{\epsilon}_p \geq 0 \quad (25)$$

$$DAMAGE = DEMAND / CAPACITY \quad (26)$$

ここに $\lambda=0.22, C=0.1415, A=1.3, \beta=1.3, k=0.33$ とする²⁶⁾。

Fig.32 に応力三軸度 η や Lode 角パラメータ ξ と疲労度の影響項の関係を示す。疲労度は両者それぞれの影響項の積として表され、Fig.32(a)に示す圧縮場に相当する低または負の応力三軸度 η 下では、疲労度は空隙の収縮を模擬して減少評価され、Fig.32(b)に示す Lode 角パラメータ ξ の絶対値に比例して最大 1.4 倍に増大評価される。

5.2 ソリッド要素による解析モデルと SWDM の妥当性

Fig.33 に各試験体の疲労破壊指標(DAMAGE)の履歴を示す。Fig.33 に示すように、SWDM は曲げ型座屈(C406PM2)と提灯型座屈(C206P)の亀裂発生時期の実験結果を 2cycle 以内で安全側評価し、ソリッド要素による解析モデルと SWDM は、C206P と C406PM2 の局部座屈部の応力状態を考慮した疲労破壊を妥当に分析できると判断する。

5.3 提灯型座屈の亀裂発生位置(凸部外側, 凸部内側)の分析

Fig.33(b)に示すように、提灯型の局部座屈を生じた C206P 試験体の有限要素法解析では、歪がより集中する凸部内側(Fig.27(b))ではなく、実験と同様に凸部外側で亀裂発生が評価された。そこで応力状態と SWDM の指標を用いて提灯型座屈の亀裂発生位置を分析する。

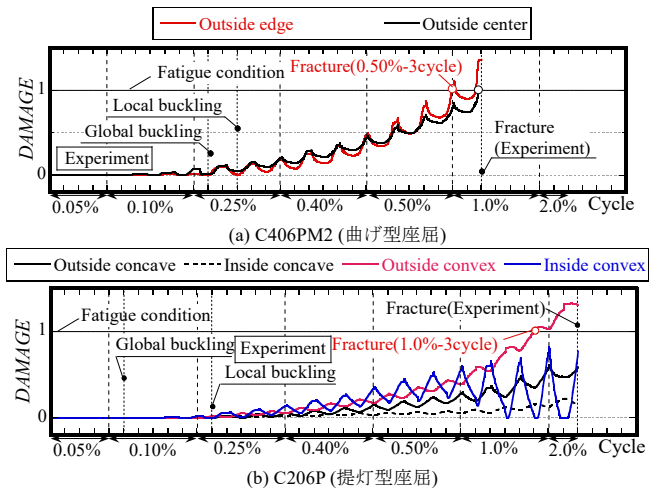


Fig. 33 DAMAGE history

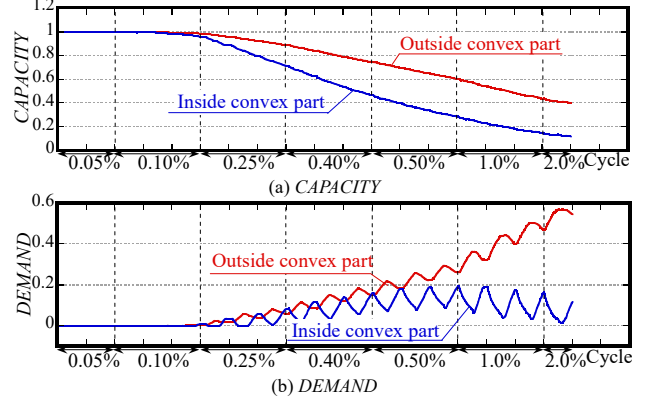


Fig. 34 CAPACITY and DEMAND history (C206P)

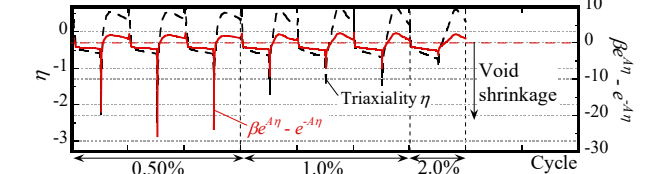


Fig. 35 Stress triaxiality history at inside convex part (C206P)

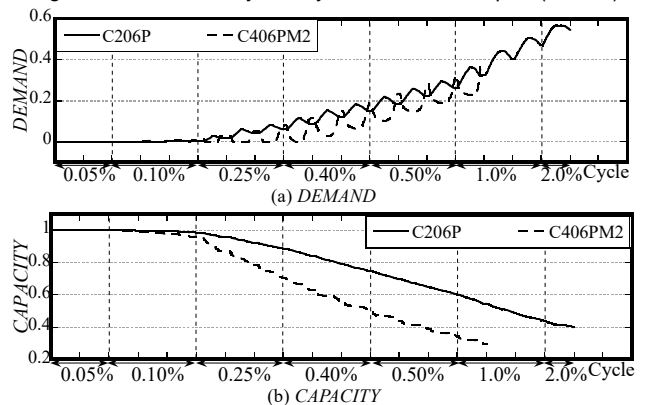


Fig. 36 Capacity and Demand history

Fig.34 に C206P 試験体の疲労度(DEMAND)と疲労寿命(CAPACITY)の履歴を、Fig.35 に C206P 試験体の応力三軸度 η と式(25)における影響項の履歴を示す。Fig.34(a)の CAPACITY 履歴に示すように、歪がより集中する凸部内側の方が累積相当塑性歪で評価される疲労寿命の劣化は著しい。一方で、Fig.34(b)の DEMAND 履歴に示すように、凸部外側の疲労度が等価軸歪 ϵ_n に従って漸増していくのに対して、

凸部内側の疲労度の進展は等価軸歪 $\bar{\epsilon}_n=0.5\%$ から停滞している。Fig.35 に示すように、この凸部内側の疲労度の停滞の原因は、凸部内側の応力状態が部材全体の圧縮・引張に關係なく低または負の応力三軸度下にあることにある。したがって、SWDM 上で歪がより集中する凸部内側ではなく凸部外側で亀裂発生が評価された原因は疲労度の差異であり、実際の現象として凸部内側で亀裂が生じない理由は歪集中の大小に関わらず凸部内側の応力三軸度が低いためであると判断できる。この現象はシェル要素による有限要素法解析では捕捉できず、また、この様な応力三軸度の影響が強く表れる提灯型局部座屈の疲労破壊は、一軸歪履歴に基づく塑性ヒンジ理論では捕捉できない可能性がある。

5.4 提灯型座屈の累積変形性能が危険側に過小評価された原因

塑性ヒンジ理論により提灯型座屈の累積変形性能(Fig.11)が危険側に過小評価された原因を分析する。Fig.36 に曲げ型座屈(C406PM2 試験体)と提灯型座屈(C206P 試験体)の疲労度(DEMAND)と疲労寿命(CAPACITY)の履歴を示す。同図(b)に示すように、提灯型座屈の方が曲げ座屈より疲労寿命(CAPACITY)の劣化が緩慢に評価される点は、塑性ヒンジ理論による局部座屈部の歪集中度(Fig.27)の説明と対応する。一方、同図(a)に示すように、提灯型座屈の疲労度(DEMAND)の進展は曲げ型座屈と同等か、あるいは提灯型座屈の疲労寿命の進展が緩慢であることを考えると相対的に大きく評価されていると言える。この結果は、疲労度(DEMAND)に影響する応力状態を考慮していないため、塑性ヒンジ理論が提灯型座屈の累積変形性能を危険側に過小評価している可能性を示唆している。

5.5 曲げ型と提灯型の局部座屈部の応力状態

次に局部座屈部の定性的な応力状態を解説する。Fig.37 に曲げ型座屈(C406PM2 試験体)と提灯型座屈(C206P 試験体)の代表的な圧縮時・引張時の応力状態の変遷を示す。これらの応力状態は局部座屈後であれば等価軸歪 $\bar{\epsilon}_n$ に関係なく概ね同様であることを確認している。Fig. 37(a)に示すように、曲げ型座屈では、引張から圧縮に転じる状況(Fig.37(a-1))においては、塑性平面歪状態(点 A~点 D)で弾性除荷から座屈を生じたのち一軸圧縮状態(点 E)で局部座屈が進展する一方、圧縮から引張に転じる状況(Fig.37(a-2))においては、弾性除荷(点 E~点 H)は一軸応力状態で進行したのち塑性平面歪引張状態(点 I)で引張降伏変形は進展することが分かる。Fig.37(b)に示すように、これに対して提灯型座屈の凸部外側では、引張から圧縮に転じる状況(Fig.37(b-1))においては、弾性除荷から座屈を生じるまで一軸応力状態(点 A~点 D)を呈したのち等二軸引張状態で局部座屈進展する。一方、圧縮から引張に転じる状況(Fig.37(b-2))においては、弾性除荷(点 E~点 H)は等二軸応力状態で進行したのち一軸引張状態(点 I)で引張降伏変形は進展することが分かる。

5.6 歪量のみに基づく現在の亀裂発生時期予測手法の適用範囲

以上のように、提灯型座屈では、塑性ヒンジ理論が想定しない等二軸応力状態に近い応力状態(材軸方向以外にも無視できない応力が生じる)が影響する。続いて時々刻々変動する応力状態値を亀裂発生時までの相当塑性歪 $\bar{\epsilon}_p$ で重み付け平均した平均有効応力状態値を用いて、曲げ型座屈と提灯型座屈の応力状態の特性値を定量化する。この手法は、様々な疲労破壊を分類するために提案されたものであり、疲労度は主に正の応力三軸度下で進展し、疲労寿命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、平均有効応力

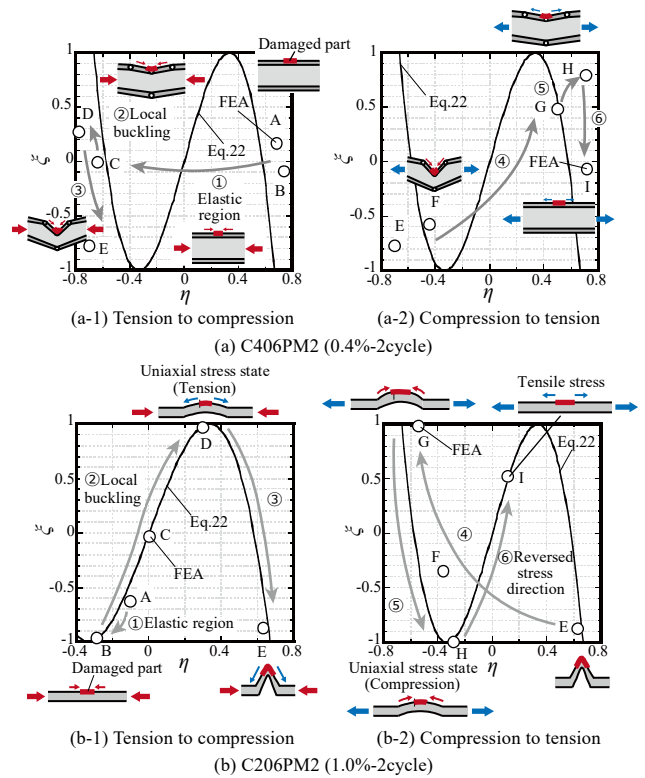


Fig. 37 Representative stress states on the critical part

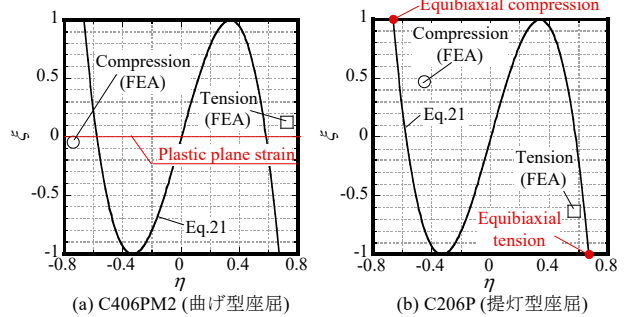


Fig. 38 Average effective stress triaxiality and Lode angle parameter

状態値はそれぞれの応力三軸度下の相当塑性歪 $\bar{\epsilon}_p$ の累積値で重み付け平均した式(27)~式(32)で計算する²⁸⁾。

$$\eta_{avd} = \int_0^{\bar{\epsilon}_p^d} \eta d\bar{\epsilon}_p^d / \bar{\epsilon}_p^d \quad (27)$$

$$\xi_{avd} = \int_0^{\bar{\epsilon}_p^d} \xi d\bar{\epsilon}_p^d / \bar{\epsilon}_p^d \quad (28)$$

$$\bar{\epsilon}_p^d = \int_0^{\bar{\epsilon}_p^d} \begin{cases} 1 & (\eta \geq 0, \text{引張場}) \\ 0 & (\eta < 0, \text{圧縮場}) \end{cases} d\bar{\epsilon}_p \quad (29)$$

$$\eta_{avc} = \int_0^{\bar{\epsilon}_p^c} \eta d\bar{\epsilon}_p^c / \bar{\epsilon}_p^c \quad (30)$$

$$\xi_{avc} = \int_0^{\bar{\epsilon}_p^c} \xi d\bar{\epsilon}_p^c / \bar{\epsilon}_p^c \quad (31)$$

$$\bar{\epsilon}_p^c = \int_0^{\bar{\epsilon}_p^c} \begin{cases} 0 & (\eta \geq 0, \text{引張場}) \\ 1 & (\eta < 0, \text{圧縮場}) \end{cases} d\bar{\epsilon}_p \quad (32)$$

Fig.38 に平均有効応力三軸度と平均有効 Lode 角パラメータを示す。この図から曲げ型座屈の疲労破壊は塑性平面歪状態が有意である一方、提灯型座屈の疲労破壊は等二軸応力状態に近い状態が有意

であることが分かる。Fig.32(b)に示すように、応力状態を考慮した極低サイクル疲労破壊評価法(SWDM)は、せん断の影響を表す Lode 角パラメータに応じて疲労度を増大評価することで良好な精度 (Fig.33)を達成しており、この結果は、等二軸応力状態に近い応力状態における疲労度の増大を表現できないことが、歪量のみに基づく現在の亀裂発生時期予測手法(塑性ヒンジ理論)による提灯型座屈の累積変形性能の危険側過小評価の原因であり、その適用範囲は塑性平面歪状態など Lode 角パラメータが影響しない応力状態($\xi=0$)であることを示唆していると考えられる³⁰⁾。

6. 結

本研究の範囲で得られた結論は以下の通りである。

- 1) 細長比約 20~40、径厚比約 64~83 の円形鋼管部材の局部座屈は、既往研究^{4), 5), 29)}と同様に、一般的な曲げ型に加えて、全体座屈後に全断面が材軸方向に押し潰れる提灯型、提灯型座屈が全体座屈後の付加曲げを受けて円形鋼管の片側円周方向に偏る移行型 A、または局部座屈性状が曲げ型に移行する移行型 B に分岐し、特に細長比約 20 では径厚比が大きいほど曲げ型座屈に移行しやすい。
- 2) 鋼管半径の 20%程度の荷重偏心量は全体座屈応力度のみに影響し、座屈モードや亀裂発生時時期、亀裂発生までの累積変形性能、座屈後履歴性状にはあまり影響しない。
- 3) 細長比約 20 の部材であっても初期の座屈応力度は鋼構造許容応力度設計規準式(偏心無し)または Jezek の近似式(偏心有り)により誤差 15%以内で安全側評価できる。
- 4) 亀裂発生時までの履歴面積の累積値を材料の降伏応力度で無次元化した無次元化累積吸収エネルギー量を累積変形性能の指標とすると、細長比約 20~40、径厚比約 64~83 の円形鋼管部材の累積変形性能は細長比と径厚比が小さいほど大きくなる。曲げ型より提灯型の座屈モードを呈した場合の方が累積変形性能は向上する。
- 5) 任意断面に適用可能な一般的な修正柴田・若林モデル M3 は、無次元化オイラー座屈荷重に関する圧縮側耐力劣化曲線の支配パラメータ p_1 の適用範囲により細長比約 20 の部材に適用できない。円形鋼管部材用の修正柴田・若林モデル M5 は同等の部材にも適用可能であるものの、無次元化オイラー座屈荷重に起因して座屈後耐力が殆ど低下しない問題を有する。これに対して本研究の実験結果と既往の実験データベースに基づき、細長比約 20 の部材に適用拡大した円形鋼管部材用の修正柴田・若林モデル M6 は、既往モデルと比較して座屈後耐力や引張側耐力曲線の精度が向上した。細長比が小さく M3 モデルで評価できない場合は、M6 モデルの利用が推奨される。
- 6) 塑性ヒンジ理論に基づく現行の亀裂発生時期予測手法は、曲げ型と移行型の座屈モードの亀裂発生時の累積変形性能を安全側評価した一方、提灯型の座屈モードの累積変形性能を大幅に危険側評価した。シェル要素やソリッド要素を用いた有限要素法解析から、塑性ヒンジ理論は座屈モードによらず局部歪を妥当に評価できているものの、塑性ヒンジ理論が提灯型座屈モードの局部座屈部の応力状態(≒等二軸応力状態)による疲労度の増大を表現できないことがこの危険側評価の原因であることが判明した。また、曲げ型座屈モードの局部座屈部の応力状態は応力状態による疲労度の増大を無視できる塑性平面歪状態にあることが判明した。これら

の結果は、塑性歪量のみに基づく現在の塑性ヒンジ理論の適用範囲が Lode 角パラメータの影響しない応力状態($\xi=0$)であることを示唆した。

本研究の結論として、現行の塑性ヒンジ理論に基づく亀裂発生時期予測手法は提灯型の座屈モードに適用できないことが判明した。この問題は提灯型座屈の応力状態を考慮した修正係数を局部歪評価に乗じる等により対処療法的に解決可能と考えられるが、この解決策は塑性ヒンジ理論に基づく亀裂発生時期予測手法の物理的な前提(正しく評価された局部歪履歴に古典的な鋼素材の疲労破壊評価法を適用する)を喪失する恐れがあり、本研究では安易に検討しないこととした。実際に生じる破壊性状はともかく、移行型の座屈モードを適用すれば提灯型座屈の累積変形性能も安全側評価できることは既往研究⁹⁾で示されており、筆者らは細長比約 20 の部材を有する塔状構造物の疲労照査では、同様の方法を採用することを推奨する。

参考文献

- 1) The Japan Electric Association: Technical Code for Seismic Design for Nuclear Power Plants, JEAC4601-2021, 2021.
日本電気協会：原子力発電所耐震設計技術規程, JEAC4601-2021, 2021.
- 2) Takeuchi, T., Uchiyama, T., Suzuki, K., Ookouchi, Y., Ogawa, T. and Kato, S.: Seismic retrofit of truss tower structures using buckling restrained braces – Cyclic tests on real-size mock-ups -, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.589, Vol.70, pp.129-136, 2005.4 (in Japanese) https://doi.org/10.3130/aajs.70.129_1
- 3) 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/aajs.71.143_4
- 4) Takeuchi, T., Horiuchi, K., Matsui, R., Ogawa, T. and Imamura, A.: Collapse mechanism of truss tower structures including buckling and fracture of tubular members, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.703, Vol.79, pp.1309-1319, 2014.10 (in Japanese) <https://doi.org/10.3130/aajs.79.1309>
- 5) Matsui, R., Nakamura, T., Imamura, A. and Takeuchi, T.: Collapse mechanism of tower-supported steel stack composed of circular hollow sections with large diameter-to-thickness ratio, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.750, Vol.83, pp.1171-1181, 2018.9 (in Japanese) <https://doi.org/10.3130/aajs.83.1171>
- 6) Shibata, M., Nakamura, T. and Wakabayashi, M.: Mathematical expression of hysteretic behavior of braces: Part 1 Derivation of hysteresis functions, Transactions of the Architectural Institute of Japan, Vol.316, pp.18-24, 1982.6 (in Japanese) https://doi.org/10.3130/aajsaxx.316.0_18
- 7) Shibata, M., and Wakabayashi, M.: Mathematical expression of hysteretic behavior of braces: Part 2 Application to dynamic response analysis, Transactions of the Architectural Institute of Japan, Vol.320, pp.29-35, 1982.10 (in Japanese) https://doi.org/10.3130/aajsaxx.320.0_29
- 8) Taniguchi, H., Kato, B., Nakamura, N., Takahashi, Y., Saheki, T., Hirofumi, T. and Aikawa, Y.: Study on restoring force characteristics of X-shaped braced steel frames, Journal of Structural Engineering B, Vol. 37B, pp.303-316, 1991.3 (in Japanese)
- 9) Takeuchi, T., Nakamura, Y., Matsui, R., Ogawa, T. and Imamura, A.: Seismic performance of tubular truss tower structures focusing on member fracture, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.669, Vol.76, pp.1971-1980, 2011.12 (in Japanese) <https://doi.org/10.3130/aajs.76.1971>
- 10) Hashimoto, S., Matsui, R. and Takeuchi, T.: Post-buckling hysteresis and cumulative plastic deformation capacity of concentric steel braces, Proceedings of the Japanese Society of Steel Construction, Vol.25, pp.825-832, 2017.11 (in Japanese)
- 11) Ito, T., Sugiyama, S. and Inoue, S.: Restoring force characteristics model considering deterioration behavior of steel compression members subjected to cyclic loading, Journal of Structural and Construction Engineering

(Transactions of AIJ), No.710, Vol.80, pp.715-725, 2015.11 (in Japanese) <https://doi.org/10.3130/aijs.80.715>

12) Suzuki, K., Takeuchi, T., Ookouchi, Y., Ogawa, T. and Kato, S.: Cumulative seismic energy dissipation capacity of truss tower structures, AIJ Journal of Technology and Design, No.27, Vol.14, pp.131-136, 2008.6 (in Japanese) <https://doi.org/10.3130/aijt.14.131>

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) Naka, T., Kato, B., Fujimoto, M. and Sugano, M.: Theory of buckling, A new compendium of architecture engineering 12, Shokokushya.
仲威雄, 加藤勉, 藤本盛久, 菅野誠: 新訂建築学大系 12 座屈論, 彰国社, 第 1 版

15) Ogawa, K., Kurobane, Y. and Maeda, T.: Post-buckling of circular tubular struts, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.475, Vol.60, pp.137-144, 1995.10 (in Japanese) https://doi.org/10.3130/aijs.60.137_5

16) Takeuchi, T., Nishimaki, M., Matsui, R. and Imamura, A.: 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>

17) Hozumi, H., Makino, Y., Sakai, M. and Hirano, M.: Studies of elasto-plastic behavior of steel members under cyclic axial force and its fracture (No.1), Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.491, Vol.62, pp.111-119, 1997.8 (in Japanese) <https://doi.org/10.3130/aijs.62.111>

18) M.D'Aniello, G.La Manna Ambrosino, F.Porioli, R.Landolfo: Modeling aspects of the seismic response of steel concentric braced frames, Steel and Composite Structures, Vol.15, No.5, pp.539-566, 2013.1

19) Takeuchi, T., Nakamura, Y. and Matsui, R.: Post-buckling hysteresis and cumulative deformation capacity of H-section braces considering their connection rigidity, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.653, Vol.75, pp.1289-1297, 2010.8 (in Japanese) <https://doi.org/10.3130/aijs.75.1289>

20) AIJ: AIJ Standard for Allowable Stress Design of Steel Structures, 2019.
日本建築学会: 鋼構造許容応力度設計規準, 2019.

21) AIJ: AIJ Recommendations for Stability Design of Steel Structures, 2018.
日本建築学会: 鋼構造座屈設計指針, 2018.

22) ABAQUS 2023

23) Kuwamura, H., Yamamoto, K.: Criterion for ductile crack initiation in structural steels under triaxial stress state, Journal of Structural and Construction Engineering (Transaction of AIJ), No.477, pp.129-135, 1995.11 (in Japanese) https://doi.org/10.3130/aijs.60.129_4

24) 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>

25) 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)

26) 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>

27) 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>

28) 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>

29) Han, SW, Kim, WT and Foutch, D.: Seismic behavior of HSS bracing members according to width-thickness ratio under symmetric cyclic loading, J. Struct. Eng. 133(2), pp.264-273. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(2007\)133:2\(264\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(2007)133:2(264))

30) Terazawa, Y., Ito, D., Takeuchi, T. and Sittler, B.: Experimental and numerical characterization of ultra low-cycle fatigue fracture of CFCF rectangular plate elements, under cyclic bending, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.820, Vol.89, pp.651-662, 2024.6 (in Japanese) <https://doi.org/10.3130/aijs.89.651>

付録 A. 有限要素法解析に用いた材料の真応力-真歪関係

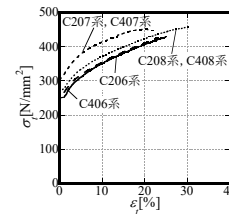


Fig. A1 Material data adopted in FEA

付録 B. 修正柴田・若林モデル M6 の Fortran 90/95 サンプルコード (付録内に新規書き下ろし, バグの連絡は筆頭著者まで)

```

subroutine ShibataWakabayashi_M6 (istep,iter,istage,LD,LS,D,S,T,DD,D1,D2,D3,DQ,DPP,S1,S2,S3,T1,p1,p2,p3,
p4,q1,q2,q3,NE,NC,ND,NO,DC,DA,DB,DberT,p3_1,p3_2,p4,DC2)
!引数変数の宣言
implicit none
integer, intent(in) :: iter,istep !収斂計算回数, ステップ数
integer, intent(out) :: istage !Stage番号
double precision, intent(in) :: DD !無次元化増分変形
double precision, intent(in) :: DberT !摩擦比 D/ε
double precision, intent(out) :: D,>1 !収斂 iter 回目の無次元化変形・応力, 接線剛性
double precision, intent(inout) :: T1 !StageD の勾配
double precision, intent(inout) :: LD,LS !収斂 iter-1 回目の無次元化変形・応力
double precision, intent(inout) :: D1,D2,D3 !StageA~StageD の折点(無次元化変形)
double precision, intent(inout) :: S1,S2,S3 !StageA~StageD の折点(無次元化応力)
double precision, intent(inout) :: DA,DB,DQ,DPP !A点,B点,Q点,P点の無次元化変形
double precision, intent(inout) :: p1,p2,p3,p4 !柴田・若林モデルパラメータ p1~p4
double precision, intent(inout) :: q1,q2,q3 !柴田・若林モデルパラメータ q1~q3
double precision, intent(inout) :: p3_1,p3_2 !M6 の p3 の補助パラメータ
double precision, intent(inout) :: ND !摩擦後有効耐力 nd
double precision, intent(inout) :: NC,NO,NE !無次元化変形増分係数
double precision, intent(inout) :: DC !無次元化変形増分係数
integer, intent(inout) :: stage,i !収斂回数
double precision, intent(inout) :: x,y,z !変数

!骨格曲線の更新
if(iter==0) then
if(istep==1) then
p1=2.15d0*dexp(0.04150d0*DberT)/NE
p2=4.0d0/NE+0.6d0
p3_1=1.0d0/(0.001d0*NE+0.970d0)
p3_2=1.0d0/(0.038d0*NE+1.900d0)
p3=p3_1
p4=dmin1(-3.21d0/(NE*DberT)-0.142d0,0.0d0)
q1=(3.0d0-1.0d0/NE)*0.10d0
q2=0.115d0/NE+0.36d0
q3=dmin1(0.3d0*dserT(NE)+0.24d0,1.0d0)
柴田・若林モデルの除算に使い nc=3 次方程式の解を収斂計算で求める
NC=0.5d0
do i = 1,10
z=NC**2.0d0
y=p1*(z*NC)+p2*z-1.0d0
x=(NC-(y/(3.0d0*p1**2+2.0d0*p2*NC)))
if(dabs(x-NC)<1.0d-4) exit
NC=x
end do
if(NC>1.0d0) NC=1.0d0
NE=NO
call UpdateBB(1.0d0,-NO,1.0d0,-NO,1.0d0,1.0d0,1.0d0,-NO,-NO)
ND=NO
DC=0.0d0
else
select case(istage)
case(2)
if(NO/=NE) ND=dmin1(NO*(DC+1.0d0)**p4,NO)
call UpdateBB(LD,x,LD,x,LD,1.0d0,LD,1.0d0,x,-ND)
T1=1.0d0
case(3)
DC=DC+dabs(D3-LD)
DC2=dabs(D2-LD)
D3=(p2_1+p3_2)*0.0625d0*(DC2-4.0d0)**2.0d0+p3_2
if(DC2<=0.0d0) p3=p3_1
if(DC2<=4.0d0) p3=p3_2
NE=NO+1.0d0
x=dmax1(dlog(q1*(DQ-LD)+1.0d0)-q2*(DB-DQ),0.0d0)
y=(DB-LD)*q3
call UpdateBB(DA,DB,z,DQ,y,1.0d0,z,Ft(y,z,p3),LD,LS)
T1=dabs((S2-S3)/(D2-D3))
if(T1>1.0d0 .or. D2-D3==0.0d0) T1=1.0d0
case(4)
if(NO/=NE) ND=dmin1(NO*(DC+1.0d0)**p4,NO)
x=LD-LS-ND
call UpdateBB(DA,x,DPP,x,D1,S1,LD,LS,x,-ND)
T1=1.0d0
end select
end if
!骨格曲線からステージを判別し応力と接線剛性を計算
D=LD+DD
stage=9999
if(D>=D1) stage = 2
if(D<D1 .and. D>=D2) stage = 4
if(D<D2 .and. D>=D3) stage = 1
if(D<=D3) stage = 3
if(stage==9999) then
print *, 'Stage Error in Modified Shibata-Wakabayashi Model 6 (M6)'
stop
end if
select case(stage)
case(1)
call UpdateST(T1*(D-D3)+S3,T1)
call UpdateST(1.0d0,1.0d-10)
!Stage A の場合
case(3)
call UpdateST(-Fc(DB+NC-D,p1,p2,ND)/NC),1.0d-10)
!Stage C の場合
case(4)
call UpdateST(+Ft(D1-D,p3), dabs(Ft(D1-D,p3)-LS)/(D-LD))
if(T>1.0d0 .or. D-LD==0.0d0) T=1.0d0
!Stage B の場合
end select
LD=D
LS=S
istage=stage
contains
subroutine UpdateBB(DA,DB2,DPP2,DQ2,D12,S12,D22,S22,D32,D32,S32)
double precision, intent(in) :: DA,DB2,DPP2,DQ2,D12,S12,D22,S22,D32,D32,S32
DA=DA2
DB=DB2
DPP=DPP2
DQ=DQ2
D1=D12
D2=D22
D3=D32
S1=S12
S2=S22
S3=S32
end subroutine
subroutine UpdateST(SS,TT)
double precision, intent(in) :: SS,TT
S=SS
T=TT
end subroutine
double precision function Fc(XX,PP1,PP2,Coef)
double precision :: XX,PP1,PP2,Coef
Fc=(PP1**XX+PP2)**(-0.5d0)*Coef
end function
double precision function Ft(XX,PP3)
double precision :: XX,PP3
Ft=(PP3**XX+1)**(-1.5d0)
end function
end subroutine

```