

繰返し塑性曲げを受ける円形鋼管 T 形分岐継手の累積変形性能

CUMULATIVE PLASTIC DEFORMATION CAPACITY OF
CIRCULAR HOLLOW SECTION T-JOINTS SUBJECTED
TO CYCLIC BENDING MOMENT松井良太^{*1}, 廣山剛士^{*2}, 竹内 徹^{*3}

Ryota MATSUI, Tsuyoshi HIROYAMA and Toru TAKEUCHI

Circular hollow sections (CHS) are widely used as bending members in many structures including moment resisting frames. Several structural design provisions such as CIDECT suggest hot spot method and classification method for assessment of fatigue performance of CHS welded joints particularly in the elastic range. By contrast, the authors have proposed a strain concentration method of H-section beams which requires only displacement at the end of the macro-members to assess the cyclic plastic deformation capacity. This paper presents the experiments on four types of CHS T-joints subjected to cyclic bending moment to investigate the strength and the cumulative plastic deformation capacity. Finite element analysis was used to examine the plastic strain distribution at the strain concentration zone of the CHS T-joints. The strain concentration ratio of the CHS T-joints was established by those testing and numerical results. It was found that the cumulative plastic deformation capacity of the CHS T-joints assessed by the proposed method is by and large consistent with the testing results.

Keywords: CHS T-Joint, Cyclic Bending, Failure Mode, Cumulative Deformation Capacity, Fracture Prediction

円形鋼管 T 形分岐継手, 繰返し塑性曲げ, 破壊形態, 累積変形性能, 破断予測

1. 序

鋼管部材は、断面積に比して他の開断面部材よりも高い強度を有するため、海洋構造物を初めとするトラス構造に多用されている。近年では、意匠上の要求から鋼管部材をラーメン骨組に適用した事例も見られる。耐震設計されるラーメン骨組に鋼管部材を適用した場合、梁端には繰返し曲げモーメントが生じ、継手部には塑性曲げヒンジが想定される。鋼管トラス構造の分岐継手の強度や変形性能に関する研究は古くより数多くなされている。例えば Wardenier¹⁾により、種々の分岐継手形式や荷重条件より系統別に整理して得られた知見が紹介され、同文献より鋼管トラス構造設計施工指針・同解説(以後、TTS)²⁾や CIDECT Design Guide No.1³⁾における分岐継手の終局耐力が規定されている。また、繰返し応力を受ける分岐継手の疲労設計については、ホットスポット応力法および分類法が示されている。前者では、接合形式や荷重条件で分類される係数より疲労亀裂が予想される箇所の応力を評価し、鋼素材の疲労性能曲線と適合させることにより疲労寿命を予測する。後者では、接合形式や荷重条件より疲労性能曲線自体をグレード分けし、疲労寿命を予測する。両手法における、各条件に対応する諸値については、CIDECT Design Guide No.8⁴⁾に詳細な記述がなされている。これらの規定における疲労性能評価は、主として弾性範囲について言及されている。しかし、設計時の想定地震入力が見直されており⁵⁾、塑性域にわたる範囲ま

で疲労性能について検証する必要がある。曾田⁶⁾、Wang⁷⁾、中込⁸⁾らが実験や数値解析により、弾塑性範囲の繰返し外力を受ける分岐継手の疲労性能について検討している。いずれも塑性化後の疲労性能評価のためには、ホットスポット応力を生じる箇所の歪を評価する必要があることを指摘しているが、塑性ヒンジ発生後の累積変形性能については未だ不明な点が多い。

一方、筆者ら^{9), 10)}は高強度 H 形鋼梁端を対象として、梁端縁歪に対する亀裂発生箇所の歪の倍率を歪集中率と定義し、これを用いることで梁部材を線材とみなした場合の端部回転角から、梁端が破断に至るまでの累積変形性能を評価する手法を提案している。同手法では有限要素法解析等の詳細な検討をすることなく、塑性歪集中箇所の歪を推定でき、変動振幅を受けた場合、弾塑性範囲を考慮しつつ、接合部の疲労性能を評価し得る。しかし、円形鋼管 T 形分岐継手における歪集中率については未だに検証されていない。

そこで本研究では、文献 9), 10)の手法を応用し、円形鋼管 T 形分岐継手の累積変形性能を歪集中率より評価することを目的とする。まず、同断面の主管に対し支管の径厚比および断面寸法を変化させた 4 種類の試験体を製作し、正負交番繰返し曲げ載荷実験より T 形分岐継手の耐力、破壊形態および累積変形性能について調査する。得られた実験時の試験体挙動を再現した有限要素モデルより、部材寸法および TTS の耐力評価式を基に、T 形分岐継手の破壊形態につ

^{*1} 東京工業大学建築学専攻 助教・博士(工学)^{*2} 元 東京工業大学建築学専攻 大学院生・修士(工学)^{*3} 東京工業大学建築学専攻 教授・博士(工学)Assistant Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.
Former Graduate Student, Tokyo Institute of Technology, M. Eng.
Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

いて分析する。次いで、既往研究を参照し、円形鋼管 T 形分岐継手における歪集中率の評価式を提案し、同式による T 形分岐継手の累積変形性能の評価を試みる。

2. 円形鋼管 T 形分岐継手の繰返し曲げ载荷実験

本章では、円形鋼管 T 形分岐継手を対象とした準静的繰返し曲げ载荷実験を実施し、継手部の耐力、破壊形態および亀裂貫通に至るまでの累積変形性能に関して調査する。

2.1 試験体およびパラメータの設定

支管に曲げモーメントが生じる分岐継手の主な破壊モードとしては、図 1 に示す 3 通りが考えられる。表 1 に示すように各モードを継手の許容力 $J_y M_y$ ²⁾、支管の降伏強度 $s_y M_y$ および支管の局部座屈耐力 $s M_m$ ¹¹⁾ により規定する。 $J_y M_y$ および $s M_m$ はそれぞれ式(1)、(2)により算出される値であり、加えて支管の全塑性モーメント $s M_p$ および式(3)で規定される継手の最大強度 $J_u M_u$ も、継手を評価する耐力として設定する²⁾。

$$J_y M_y = 3.2 \beta \cdot \gamma^{0.42} \cdot T^2 \cdot d \cdot c \sigma_y \tag{1}$$

$$s M_m = \tau_m \cdot s M_p \tag{2}$$

$$J_u M_u = 2.14 \cdot J_y M_y \tag{3}$$

ここに、 β は主管と支管の管径比 d/D 、 γ は主管の径厚比 $D/(2T)$ 、 $c \sigma_y$ は主管の降伏応力度、 τ_m は式(4)で表現される応力上昇率である。

$$\tau_m = \frac{s M_m}{s M_p} = \tau_0 Z_p \left(\frac{p}{\tau_0} \right) / Z_p(p) \tag{4}$$

ここに、 Z_p 、 p はそれぞれ軸力の影響を考慮した塑性断面係数、軸力比である。 τ_0 は素材の応力上昇率で、文献 11) の評価式を用いて算出している。なお、支管には軸力が生じないと考える場合では、 $p=0$ となることから $\tau_0=\tau_m$ としている。

図 2 に示す試験体は、曲げ抵抗型の立体骨組を基にモデル化している。表 2 に示すように、支管の径厚比 d/t および管径比 β をパラメータとして各試験体の諸元を決定する。継手部は支管側に開先を設け、CO₂ ガスシールドアーク溶接により、表 3 に示す溶接条件にて部分溶け込み溶接としている。溶接材料 YGW18 の機械的性質は表 4 に示す通りである。なお、本試験体に使用した部材構成要素と同一鋼管より切り出した JIS Z 2241 12B 号および 12C 号試験片を用いて実施した引張試験の結果を表 5 に示す。同表中の降伏応力度 σ_y は、0.2% オフセット法より求めている。表 4、5 より、継手部の溶接箇所はオーバーマッチングとなっている。表 5 中の σ_y および式(1)~(4)より算出した試験体の各耐力は表 6 の通りである。

2.2 実験の概要

実験のセットアップを図 3 に示す。载荷実験は、治具を介して試験体の両端を加力台に固定し、水平方向に設置された最大力 500kN、正負最大振幅±300mm のアクチュエータにて、加力台に強制水平変位を与えることで行う。図 4 に示すように载荷は、支管の降伏モーメント $s_y M_y$ もしくは継手の許容力 $J_y M_y$ の小さい方の値 M_y に対応する支管頭部の水平変位 δ_y を基準とした準静的正負交番増繰返し载荷とする。 $0.5\delta_y$ 、 $1.0\delta_y$ 、 $2.0\delta_y$ 、 $4.0\delta_y$ を 3 サイクルずつ繰返し、 $4.0\delta_y$ で亀裂貫通に至らなかった場合には、同振幅にて試験体に亀裂が貫通するまで载荷する入力履歴とする。各試験体の基準変位とその値に対応する曲げモーメント、支管の部材回転角を表 7 に示している。ここに、部材回転角 θ は図 2 に示す支管頭部の水平変位 δ を支管の

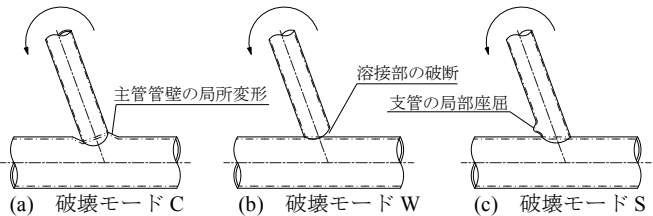


図 1 曲げを受ける分岐継手の破壊モード

表 1 破壊形式の分類

モード名	モードの詳細	判定条件
C	主管(Chord)管壁の局所変形	$\min(J_y M_y, s_y M_y, s M_m) = J_y M_y$
W	溶接部(Weld)での破断	$\min(J_y M_y, s_y M_y, s M_m) = s_y M_y$
S	支管(Sub)の局部座屈	$\min(J_y M_y, s_y M_y, s M_m) = s M_m$

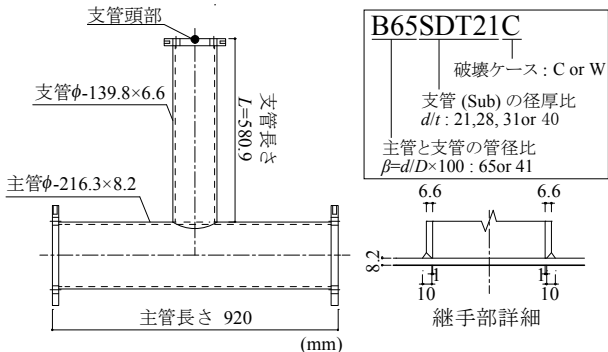


図 2 試験体詳細 (B65SDT21C)

表 2 試験体の部材諸元

試験体名	主管		支管					γ	β
	外径 D (mm)	厚さ T (mm)	外径 d (mm)	厚さ t (mm)	d/t	断面係数 Z (cm ³)	塑性断面係数 Z_p (cm ³)		
B65SDT21C	216.3	8.2	139.8	6.6	21.2	87.8	117	13.2	0.65
B65SDT31C				4.5	31.1	62.7	82.4		
B65SDT40W				3.5	39.9	49.8	65.0		
B41SDT28W				89.1	3.2	27.8	17.9		

表 3 溶接条件

溶接ワイヤ	パス数	電流(A)	電圧(V)	入熱量(kJ/cm)	パス間温度(°C)
JIS Z 3312 YGW18	1~2	220	29	6.52~20.2	222~317

表 4 溶接材料の機械的性質

材質	径 (mm)	降伏応力度 (N/mm ²)	引張強度 (N/mm ²)	伸び (%)	シャルピー吸収エネルギー 温度(°C)	(J)
YGW18	1.2	604	659	25	0	132

表 5 使用鋼材の機械的性質

材質	外径 (mm)	厚さ t (mm)	降伏応力度 σ_y (N/mm ²)	引張強度 σ_u (N/mm ²)	降伏比 (%)	一様伸び ϵ_s (%)	破断伸び ϵ_{long} (%)
STK400	139.8	6.6	389.4	445.0	87.5	10.0	33.3
		4.5	397.4	452.5	87.8	12.3	34.6
		3.5	377.4	448.4	84.2	13.5	33.7
		3.2	417.3	471.1	88.6	11.3	32.2
	216.3	8.2	393.0	469.2	83.8	15.2	40.5

表 6 試験体の各耐力評価値

試験体名	継手部		支管		
	許容力 $J_y M_y$ (kNm)	最大強度 $J_u M_u$ (kNm)	降伏モーメント $s_y M_y$ (kNm)	全塑性モーメント $s M_p$ (kNm)	局部座屈耐力 $s M_m$ (kNm)
B65SDT21C	22.6	48.3	34.2	45.6	55.6
B65SDT31C	22.6	48.3	24.9	32.7	38.8
B65SDT40W	22.6	48.3	18.8	24.5	28.2
B41SDT28W	9.17	19.6	7.47	9.86	11.8

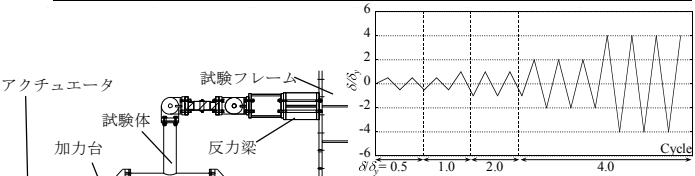


図 4 実験時の入力载荷履歴

表 7 载荷の基準変位

試験体名称	降伏モーメント M_y (kNm)	水平変位 δ_y (mm)	部材回転角 θ_y (rad)
B65SDT21C	22.6	6.66	0.012
B65SDT31C	22.6	8.34	0.014
B65SDT40W	18.8	7.99	0.014
B41SDT28W	7.47	9.42	0.016

図 3 セットアップ図

部材長さ L で除した値である。測定項目は荷重および変位とする。荷重はアクチュエータに内蔵されたロードセルおよび支管頭部のせん断力を測定するロードセルの平均値とする。変位はばね式変位計およびレーザー変位計によって計測する。

2.3 実験結果

実験より得られた各試験体の支管端部曲げモーメント M —部材回転角 θ 関係を図 5 に示す。同図には目視にて確認された主管管壁の局所変形、支管の局部座屈および亀裂が貫通した時点を併せて示す。なお、本実験では、亀裂が板厚方向に貫通して耐力低下する時点を亀裂貫通と定義している。

主管管壁の局所変形が想定された B65SDT21C は、支管頭部水平変位 $4.0\delta_y$ -1 サイクル目で支管が主管にめり込むような局所変形が発生し、さらに $4.0\delta_y$ -13 サイクル目で写真 1(a), (e) に示すように主管側溶接部にて亀裂が貫通した。

同じく主管管壁の局所変形が想定された B65SDT31C は、 $4.0\delta_y$ -1 サイクル目で支管の圧縮側において局部座屈が生じ、 $4.0\delta_y$ -12 サイクル目で写真 1(b), (f) のように支管側溶接部にて亀裂貫通に至った。

図 5(a), (b) に見るように、両試験体とも亀裂貫通まで急激な耐力低下が生じることはなく、安定した紡錘型の履歴を描いており、ある程度のエネルギー吸収能力が認められる。

溶接部の亀裂が想定された B65SDT40W は、 $4.0\delta_y$ -1 サイクル目で支管の圧縮側に局部座屈が発生、さらに $4.0\delta_y$ -18 サイクル目で亀裂貫通に至った。亀裂貫通箇所は写真 1(c), (g) に示す通りである。

同じく溶接部の亀裂が想定された B41SDT28W は、 $4.0\delta_y$ -1 サイクル目で支管の圧縮側に局部座屈が発生、さらに $4.0\delta_y$ -21 サイクル目付近で写真 1(d), (h) のように局部座屈部で亀裂貫通に至った。また、局部座屈部で亀裂を生じた 2 試験体とも局部座屈発生後の耐力低下が顕著であり、負勾配の履歴を描いている。

いずれの試験体も $4.0\delta_y$ -1 サイクル目で主要な破壊形態と微細な亀裂(延性亀裂)が生じ、加えて耐力も最大になる傾向が見られた。

各試験体の支管端部曲げモーメント—無次元化累積回転角関係を図 6 に示す。なお、無次元化累積回転角 $\Sigma\theta/\theta_y$ とは部材回転角の累積値 $\Sigma\theta$ を降伏時回転角 θ_y で除して無次元化した値である。耐力が最大値より 10% 低下するまでの $\Sigma\theta/\theta_y$ は、支管の径厚比が 30 程度以下の B65SDT21C, B65SDT31C, B41SDT28W では 30 程度であるが、B65SDT40W では 20 程度となり、他の試験体の約 2/3 となっている。亀裂が貫通するまでの $\Sigma\theta/\theta_y$ を見ると、溶接部にて亀裂貫通した破壊モード C の試験体で 70 程度となるが、局部座屈発生箇所にて亀裂を生じた破壊モード W の試験体は 110 以上であり、破壊モード C に比べ高くなる。しかし、局部座屈で亀裂貫通に至る試験体は、溶

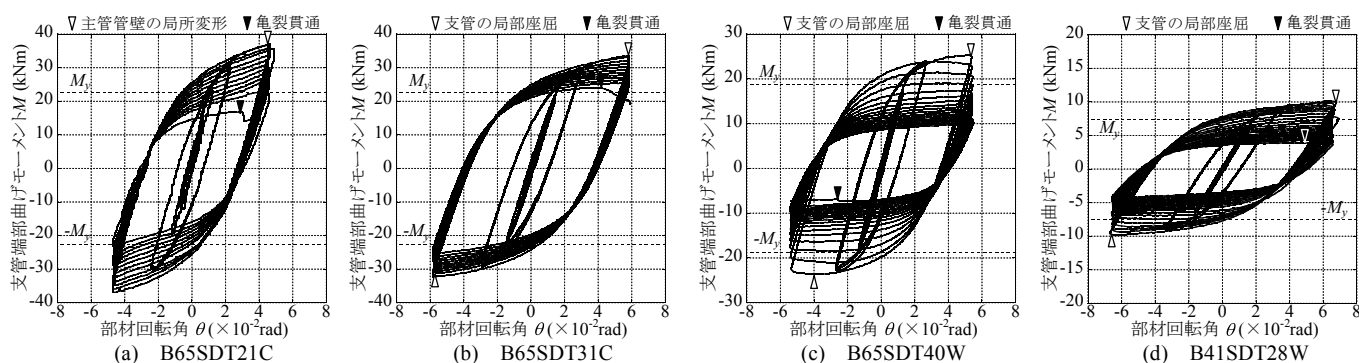


図 5 支管端部曲げモーメント—部材回転角関係

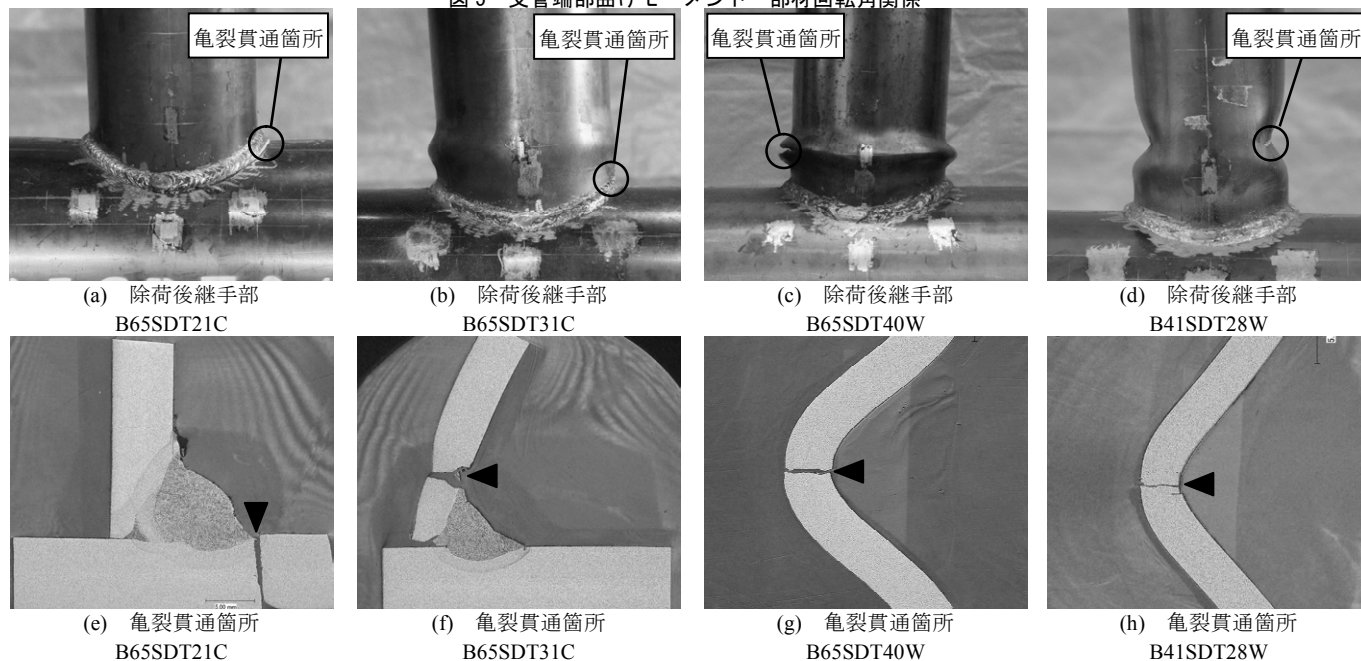


写真 1 各試験体の破壊状況および亀裂貫通箇所のマクロ試験結果

接部で亀裂貫通する試験体に比して耐力低下は著しい。表 8 に示す各試験体の最大耐力と亀裂貫通時の最終耐力に見るように、局部座屈部で亀裂を生じる試験体の最終耐力は最大耐力の 40% 程度まで低下するが、一方で、支管側溶接部で亀裂を生じた B65SDT31C の最大耐力に対する最終耐力の比率は 71% と、亀裂を生じるまでの耐力低下の度合いが小さい。図 7 中の面積で示された亀裂貫通までのエネルギー吸収量 W を $M_y \theta_y$ で除した値を無次元化吸収エネルギーと定義し、各試験体について算出したところ、表 9 に示す通りとなる。 η_+ 、 η_- 、 η はそれぞれ無次元化吸収エネルギーの正側、負側および合計の値である。同表に見るように、 η が最大となるのは管径比が最も小さく、局部座屈部で亀裂を生じた B41SDT28W である。また、他の 3 試験体では η は概ね同等の値となっており、無次元化吸収エネルギーの値は管径比が小さいほど高くなる傾向がある。なお、以上は円形鋼管が STK400、溶接材が YGW18 の場合の結果であることに留意する必要がある。

3. 有限要素法による塑性歪の分布性状についての分析

前章の実験では、亀裂貫通した箇所には塑性歪が集中していたと予想されるが、同箇所の歪は捉えられていない。そこで本章では、

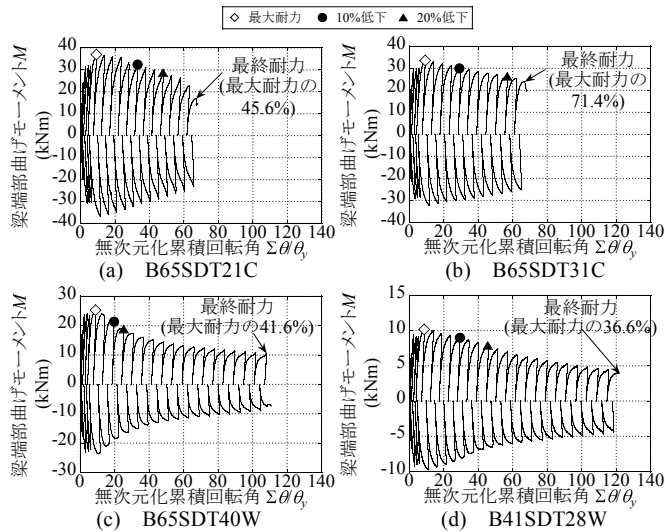


図 6 支管端部曲げモーメント-無次元化累積変形角関係
表 8 各試験体の最大耐力および最終耐力

試験体	B65SDT21C	B65SDT31C	B65SDT40W	B41SDT28W
最大耐力(kNm)	37.04	33.67	25.32	10.19
最終耐力(kNm)	16.90	24.04	10.52	3.98

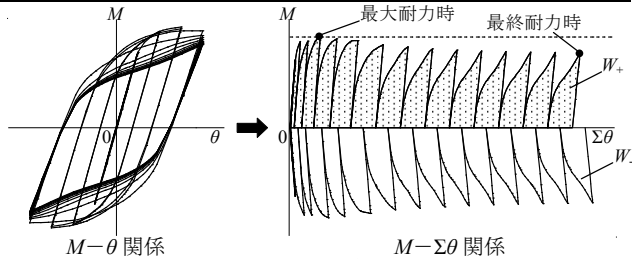


図 7 吸収エネルギーの概念図
表 9 無次元化吸収エネルギー

試験体	管径比 β	$M_y \theta_y$ (kNm)	無次元化吸収エネルギー		
			η_+	η_-	η
B65SDT21C	0.65	0.26	69.1	65.6	134.6
B65SDT31C	0.65	0.33	69.5	64.1	133.6
B65SDT40W	0.65	0.27	72.6	63.8	136.5
B41SDT28W	0.41	0.10	110.5	102.9	213.3

有限要素法解析により各試験体における塑性歪の分布性状を把握し、塑性歪集中箇所における局所歪や応力について分析する。

3.1 解析概要

解析には幾何学的非線形性、材料非線形性を考慮した汎用プログラム¹²⁾を用いる。対称条件より試験体の解析モデルは、図 8 に示すような面外方向中央部で分割したハーフモデルにより模擬している。同モデルは 8 節点および 6 節点のソリッド要素を用いており、図 9 のように溶接部形状についても再現している。支管頭部のエンドプレートは剛体と仮定し、3 節点および 4 節点剛体要素によってモデル化する。境界条件は、主管両端部を固定支持、支管頭部を面外方向への移動回転を拘束したピンローラー支持、対称面上の節点を面外方向への移動を拘束したローラー支持とする。要素分割は図 8、9 に見るように、継手部周辺の要素を細かい正方形に近い形状とし、その他の区間の要素は相対的に粗くする。要素分割の詳細は表 10 に示している。溶接部では塑性歪の集中が非常に局所的になることが予想されることから、溶接部で亀裂を生じた B65SDT21C および B65SDT31C の溶接部周辺の要素分割はさらに細かくし、要素の 1 辺が 1.5mm 程度となるよう設定している。要素の材料特性については、母材は素材引張試験結果より得られる真応力-真歪関係を適用し、溶接部は表 11 に示すビッカース硬さ試験より得られた硬度を用いて降伏応力を評価し^{13),14)}、バイリニア型の材料特性を適用している。なお、塑性域の材料特性には Mises の降伏条件および等方硬化

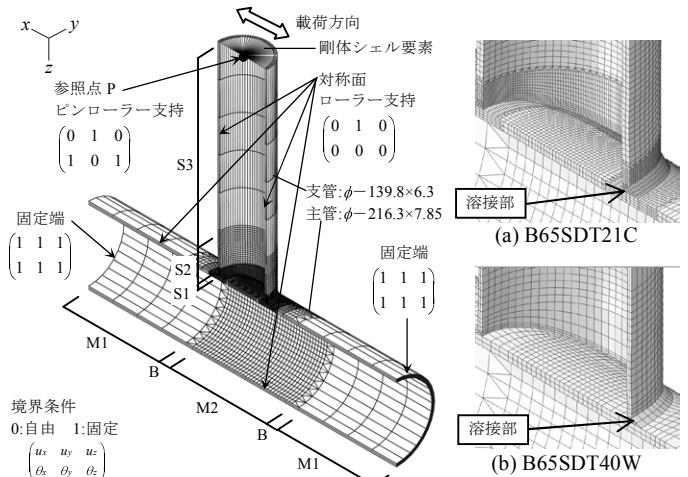


図 8 T 形継手 FEM モデル

図 9 継手部詳細

表 10 要素分割詳細 (B65SDT40W)

区間名	材軸方向			周方向			板厚方向		
	領域長さ (mm)	分割数	要素長さ (mm)	鋼管径 (mm)	分割数	要素長さ (mm)	厚さ (mm)	分割数	要素長さ (mm)
M1	278.0	4	69.5	216.3	18	18.9	8.2	2	4.1
M2	280.0	28	10.0	216.3	36	9.4	8.2	2	4.1
S1	13.5	3	3.3	139.8	40	5.5	3.5	2	1.8
S2	90.0	20	4.5	139.8	40	5.5	3.5	2	1.8
S3	475.3	5	95.1	139.8	40	5.5	3.5	2	1.8

表 11 接合部の材料特性

適用箇所	ビッカース硬さ (Hv)	降伏点 σ_y (N/mm ²)	二次勾配 e, E (N/mm ²)
溶接金属	240.1	583.1	2050
熱影響部(母材)	204.0	471.0	2050

溶接金属¹³⁾ : $\sigma_y = 2.43H_v - 26.0$

熱影響部¹⁴⁾ : $\sigma_y = 3.21H_v - 183.2$

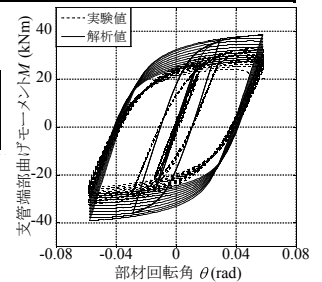


図 10 $M-\theta$ 関係 (B65SDT31C)

則と移動硬化則を併せた複合硬化則を適用する。支管頭部を参照点とした変位制御にて解析し、実験より得られた支管頭部の水平変位量を面内 x 方向に与える。

3.2 解析結果および考察

解析より得られた B65SDT31C の支管端部曲げモーメント M ー部材回転角 θ 関係を図 10 に示す。同図に見るように、本解析モデルでは実験値よりも剛性および耐力をやや大きく評価している。図 11 に示す軸方向歪分布図に見るように、各モデルの歪集中箇所は写真 1 に示す試験体の亀裂貫通箇所と一致している。また、同図では溶接部付近への塑性歪集中が限定的となる様子、局部座屈部では凹部の表面に塑性歪が集中する様子が確認できる。これより、実験時における試験体の塑性歪分布を概ね捉えられていると考えられる。塑性歪集中箇所の局所歪の推移を図 12 に示す。溶接部周辺に塑性歪が集中する場合には、図 12(a) と同様の傾向を示し、式(5)で表現される相当塑性歪 $\bar{\varepsilon}_p$ の符号を材軸方向歪の正負と揃えた相当歪は、材軸方向歪と概ね対応している。このことから、溶接部の歪集中箇所においては材軸方向歪は相当歪と同等であると考えられる。

$$\bar{\varepsilon}_p = \sqrt{\frac{2}{3} \left[(\varepsilon_x^p)^2 + (\varepsilon_r^p)^2 + (\varepsilon_\theta^p)^2 \right]} \quad (5)$$

ここに、 ε_x^p は材軸方向塑性歪、 ε_r^p は板厚方向塑性歪、 ε_θ^p は円周方向塑性歪である。一方で、局部座屈部に塑性歪が集中する場合には、図 12(b) と同様に、サイクル数の増大に伴い歪が片側に進展していく様子が見られる。同箇所では材軸方向歪が支配的となる。

ここで、溶接部で亀裂を生じた B65SDT21C と B65SDT31C については、文献 9) と同様に図 8 のモデルについての単調曲げによる解析を実施し、既往の延性亀裂貫通条件式(6)¹⁵⁾ との対応を確認する。

$$\tau_{peak} = \sqrt{\frac{\varepsilon_u}{e}} \quad (6)$$

ここに、 τ_{peak} は応力三軸度のピーク値、 ε_u は真一様伸び、 e は式(7)で算出される平均真ひずみである。

$$e = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot (\varepsilon_x^2 + \varepsilon_r^2 + \varepsilon_\theta^2 + \varepsilon_{\tau}^2)} \quad (7)$$

ここに、 ε_x は材軸方向歪、 ε_r は板厚方向歪、 ε_θ は円周方向歪、 ε_{τ} は τ 方向のせん断歪である。図 13 に示す τ_{peak} - e 関係に見るように、両モデルとも亀裂の貫通した $\delta/\delta_y=4.0$ の振幅到達時のプロットは、多少危険側の評価ではあるものの亀裂貫通条件は概ね対応している。式(6)は、部材の変形を支配するグローバル歪 ε_g と歪集中率 α_e を用いて下式のように書き換えられる。

$$\varepsilon_u = \tau_{peak}^2 \alpha_e \varepsilon_g \quad (8)$$

ここで、 $\alpha_e \varepsilon_g$ で評価した塑性歪集中箇所の局所歪を ε_h とする。図 13 に見るように、両モデルの $|\tau_{peak}|$ は 1 程度の値で推移していることから以降では $\tau_{peak}=1$ とし、局所歪 ε_h を ε_u と同値とみなす。なお、塑性歪集中部より抽出した材軸方向の局所歪を ε_h とする。ここで、 ε_h の履歴より、累積塑性歪 $\Sigma \Delta \varepsilon_{hp}$ およびレインフローより計数される平均塑性歪振幅 $\Delta \varepsilon_{hp}$ を算出し、式(9)の Manson-Coffin 則による SS400 の鋼素材の疲労性能式¹⁶⁾ と合わせて図 14 に示す。

$$\Sigma \Delta \varepsilon_{hp} = 3857 \cdot (\Delta \varepsilon_{hp})^{-1.13} \quad (9)$$

実験による破断時期相当の解析による局所歪累積値と式(9)による値との誤差は B65SDT40W で 250%程度、それ以外の試験体では最大 60%程度となるが、式(9)は概ね下限に近い値を与えている。これ

より、塑性歪集中箇所の材軸方向歪 ε_h の累積塑性歪および平均塑性歪振幅を鋼素材の疲労性能式と適合させることにより、継手部の亀裂貫通を推定し得ると考えられる。

4. 亀裂貫通箇所の判定条件

実験で確認された 3 通りの亀裂貫通箇所について、その判定条件

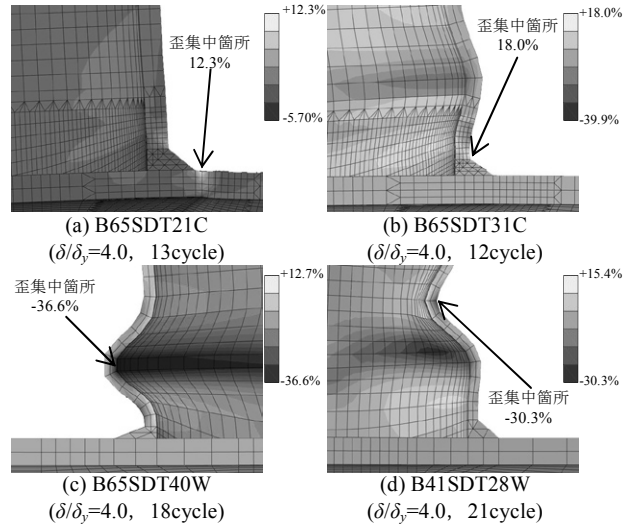


図 11 継手部周辺の軸方向歪分布図

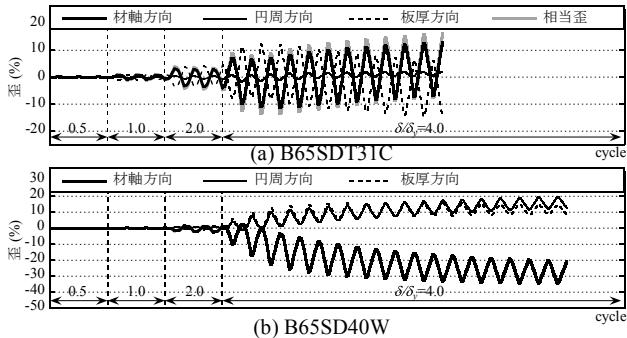


図 12 塑性歪集中箇所の局所歪の推移

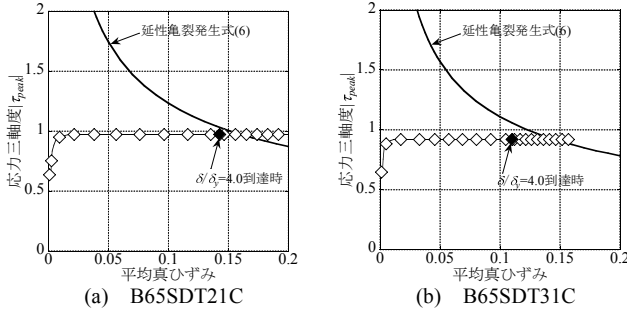


図 13 τ_{peak} - e 関係

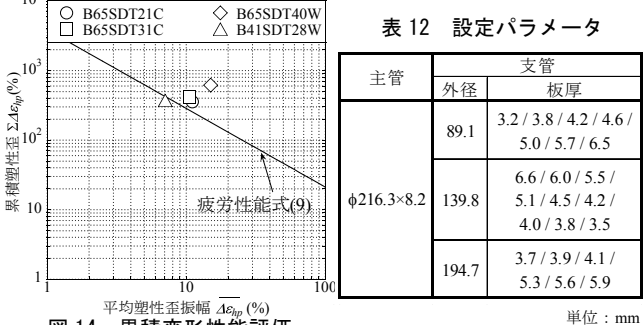


図 14 累積変形性能評価

表 12 設定パラメータ

主管	支管	
	外径	板厚
φ216.3×8.2	89.1	3.2 / 3.8 / 4.2 / 4.6 / 5.0 / 5.7 / 6.5
	139.8	6.6 / 6.0 / 5.5 / 5.1 / 4.5 / 4.2 / 4.0 / 3.8 / 3.5
	194.7	3.7 / 3.9 / 4.1 / 5.3 / 5.6 / 5.9

単位: mm

を数値解析により明らかにする。対象モデルは、表 12 に示すように支管の外径および板厚をパラメータとして 3 章と同様に作成する。また、支管外径の小さなものから順に管径比 $\beta=0.41, 0.65, 0.90$ となるよう設定する。 $\beta=0.41, 0.65$ となるモデルには試験体と同一寸法のものを含んでいる。載荷履歴は図 15 に示すような正負交番漸増繰返し載荷とする。振幅は表 7 を参照して $\theta_p=0.015\text{rad}$ と設定している。本検討においては、亀裂の貫通が想定される図 16 中の主管側溶接部、支管側溶接部、局部座屈部の損傷度が最も大きな箇所である亀裂貫通に至るとみなす。なお、損傷度 D は式(10)より評価する。

$$D = \frac{\sum \varepsilon_{hp}}{3857 \cdot (\Delta \varepsilon_{hp})^{-1.13}} \quad (10)$$

図 17 の損傷度評価結果に見るように、いずれの径厚比のモデルについても、継手の許容力 JM_y と支管の降伏モーメント sM_y 、継手の最大耐力 JMu と支管の局部座屈耐力 sM_m がそれぞれ等しくなる板厚において亀裂貫通箇所が変移する様子が確認できる。これより、継手部と支管の耐力を用い、式(11)により 3 つの亀裂貫通箇所を概ね分類し得ると考えられる。

$$\begin{cases} \text{主管側溶接部亀裂} & sM_y \leq JM_y, sM_m \leq JMu \\ \text{支管側溶接部亀裂} & sM_y \geq JM_y, sM_m \leq JMu \\ \text{局部座屈部亀裂} & sM_y \geq JM_y, sM_m \geq JMu \end{cases} \quad (11)$$

ただし、以上の検討では $JM_y=sM_y$ または $JMu=sM_m$ となる場合の亀裂貫通箇所を規定できないため、各条件には等号を付与している。

5. 線材モデルによる支管端部局部歪の評価

分岐継手の累積変形性能評価において、3 章のように有限要素分割した数値解析より支管端部の歪を推定することは有効であるが、モデルや計算が煩雑なため、文献 9)、10)、16)を参照し、線材モデルによる支管端部局部歪の評価手法を提案する。なお、4 章の式(11)で分類した主管側溶接部亀裂タイプについては、主管が長期荷重を支える可能性が高く、設計上優位とは考えられないため、評価対象とはしない。

5.1 支管の線材モデルへの置換

まず支管の線材モデルへの置換にあたり、図 18 に示すような試験体 B65SDT31C の接合部相関形状を考慮した固定端の片持ち梁と平板形状の片持ち梁モデルについて有限要素法解析を実施し、接合部形状が荷重変形関係に与える影響を分析する。解析より得られる $M-\theta$ 関係を図 19 に示す。同図では固定端の形状による差異はほとんど見られない。支管端部回転角と曲率の関係を分析するため、図 20 に示した平板固定端の数値解析モデルに支管を置き換える。図 19 に見るように、数値解析モデルは FEM モデルと良い対応を示す。さらに、数値解析モデルを図 21 に示すような梁端部に剛塑性回転ばねに置き換えた線材モデルへ置換する。なお、塑性化後における回転ばねの回転剛性 K_{bp} は、文献 9)と同様に梁端部塑性回転角 $\theta_{bp}=0.02\text{rad}$ として式(12)で評価する。

$$K_{bp} = \frac{e_t E d M_p}{2 \sigma_y L} \left(1 + \frac{\left(\theta_{bp} + \frac{2 \sigma_y L}{e_t E d} \right)}{\sqrt{\theta_{bp}^2 + \frac{4 \sigma_y L}{e_t E d} \theta_{bp}}} \right) \quad (12)$$

ここに、 E はヤング係数、 e_t は歪硬化勾配、 d は支管外径、 L は支管長さである。また、支管外径 $d_0=140$ を基準として支管外径比を

$f_s(=d/d_0)$ と定義し、表 12 に示すパラメータを種々組み合わせた数値解析モデルに対して単調曲げ載荷を実施したところ、回転剛性の評価精度は図 22 の通りとなり、 $\pm 5\%$ 程度の誤差となることがわかる。また、支管端部の塑性回転角 θ_{bp} と塑性曲率 ϕ_p との関係は、式(13)により表現できる⁹⁾。 α と β の評価式(14)、(15)は、表 13 に示すパラメータを有する数値解析モデルに対するパラメトリックスタディを行うことで、近似的に同定している。

$$\begin{cases} \phi_p = \phi_{p0} + \alpha |\theta_{bp} - \theta_{bp0}|^\beta & (\theta_{bp} \geq \theta_{bp0}) \\ \phi_p = \phi_{p0} - \alpha |\theta_{bp} - \theta_{bp0}|^\beta & (\theta_{bp} < \theta_{bp0}) \end{cases} \quad (13)$$

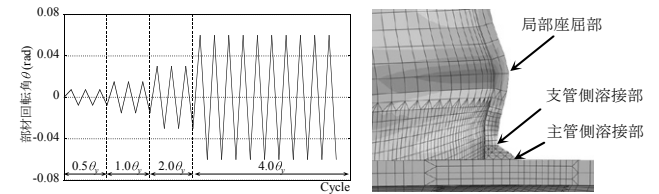


図 15 入力載荷履歴

図 16 損傷度検討箇所

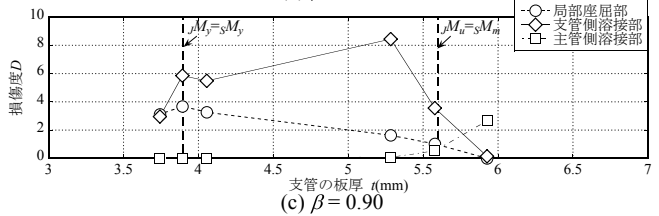
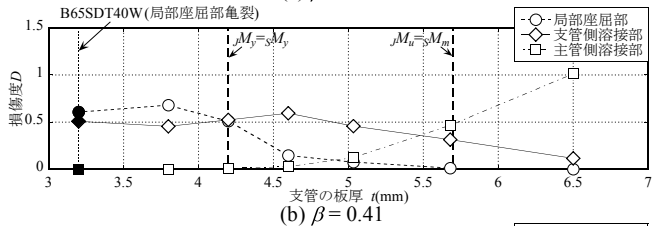
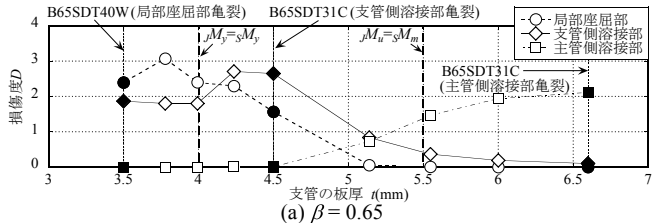


図 17 損傷度評価結果



図 18 FEM モデル

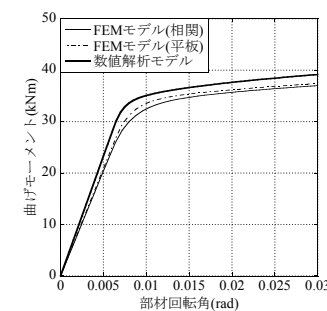


図 19 $M-\theta$ 関係 (B65SDT31)

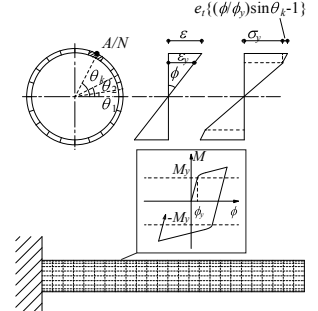


図 20 数値解析モデル

$$\alpha = \left[\left(C_{\alpha 1} \cdot \frac{\sigma_y}{E} + C_{\alpha 2} \right) \left(\frac{L}{d} + C_{\alpha 3} \right)^2 + C_{\alpha 4} \right]^{-1} \cdot \frac{e^{C_{\alpha 5} \sigma_y}}{f_s E} \quad (14)$$

$$\beta = \left(C_{\beta 1} \cdot \frac{\sigma_y}{E} + C_{\beta 2} \cdot f_s + C_{\beta 3} \cdot \frac{L}{d} + C_{\beta 4} \right) \cdot e^{C_{\beta 5}} \quad (15)$$

ただし、 ϕ_{p0} , θ_{bp0} は直前の回転角反転時における ϕ_p および θ_{bp} である。
 $C_{\alpha 1}=0.521$, $C_{\alpha 2}=7.33 \times 10^{-3}$, $C_{\alpha 3}=-6.94$, $C_{\alpha 4}=8.77$, $C_{\alpha 5}=-0.741$,
 $C_{\beta 1}=50.0$, $C_{\beta 2}=2.12 \times 10^{-3}$, $C_{\beta 3}=1.24 \times 10^{-2}$, $C_{\beta 4}=0.337$, $C_{\beta 5}=-7.14 \times 10^{-2}$
 試験体 B65SDT31C の支管を模擬した数値解析モデルおよび線材モデルを作成し、正負交番漸増繰返し载荷に対する両者の対応関係を確認する。なお、数値解析モデルの履歴モデルは降伏応力度一定の複合硬化則を適用する。解析により得られた $M-\theta$ 関係および支管端部曲率 ϕ —支管端部塑性回転角 θ_{bp} 関係を図 23, 24 に示す。同図に見るように、両モデルは概ね対応しており、線材モデルは繰返し荷重下でも妥当なものと判断される。

5.2 支管側溶接部の局部歪評価式

前節により、支管端部を剛塑性回転ばねとした線材モデルに置換することで、支管の部材回転角より支管端部の塑性曲率 ϕ_p が評価でき、支管端部に生じる曲げモーメント M 、支管の曲げ剛性 EI より次式にて、支管端部における線材モデル縁部の材軸方向の平均歪 ε_{ave} を算出できる。

$$\varepsilon_{ave} = \left(\frac{M}{EI} + \phi_p \right) \cdot \frac{d}{2} \quad (16)$$

ε_{ave} と支管側溶接部の局部歪 ε_h の関係について分析するため、B65SDT31C に加え、式(11)で支管側溶接部亀裂と判定される管径比 $\beta=0.41, 0.53, 0.78$ および 0.90 の有限要素モデルを 3 章と同様に作成し、単調载荷による解析を行う。得られた $\varepsilon_{ave}-\varepsilon_h$ 関係は、図 25 に示すように管径比によらず概ね同等となる。この ε_{ave} と ε_h の関係を式(17)で近似し、得られる各定数を表 14 に示す。

$$\varepsilon_h = \min \left(A_1 \varepsilon_{ave}, A_2 \varepsilon_{ave} + B_2, A_3 \varepsilon_{ave} + B_3 \right) \quad (17)$$

各定数の相加平均値を用いて得られる $\varepsilon_{ave}-\varepsilon_h$ 関係は図 25 中の実線となり、解析値と概ね対応する。式(17)より得られた ε_h を ε_{ave} で除して歪集中率 α_c を算出する。実験より得られた B65SDT31C の部材回転角履歴より求めた ε_{ave} に α_c を乗じて評価した ε_h の各サイクルの振幅を、図 8 の T 形継手 FEM モデルの結果と併せて図 26 に示す。同図に見るように、提案評価手法で局部歪振幅を推定し得る。

5.3 局部座屈部の局部歪評価式

式(11)の局部座屈部亀裂タイプに分類され、図 27 のように圧縮側と引張側に局部座屈が生じるモデルを対象とし、局部座屈部の局部歪を評価する。局部座屈半波長は古典理論式により式(18)となる¹⁷⁾。

$$l_p = \pi \sqrt{dt/6} \quad \left(= \pi \sqrt{\frac{d^2 t^2}{48(1-\nu_p^2)}} \right) \quad (18)$$

ここに、塑性ポアソン比 ν_p は 0.5 としている。なお、同モデルでは局部座屈発生後は局部座屈部の変形のみが支管の回転変形に寄与するものとしている¹⁸⁾。局部座屈部の平均歪振幅 $\Delta \varepsilon_{ave}$ を、前節で求めた線材モデル縁部の平均歪 ε_{ave} と経験した引張時における ε_{ave} の最大値 ε_{avetm} を用いて式(19)で評価する。局部座屈部の軸長 Δd_p および塑性ヒンジ回転角 ϕ_h はそれぞれ式(20)および式(21)により表現する。

$$\Delta \varepsilon_{ave} = \varepsilon_{avetm} - \varepsilon_{ave} \quad (19)$$

$$\Delta d_p = 2l_p \left\{ 1 - \left(\Delta \varepsilon_{ave} - \varepsilon_m \right) \right\} \quad (20)$$

$$\phi_h = \cos^{-1} \left(\frac{\Delta d_p}{2l_p} \right) \quad (21)$$

ここに、 ε_m は局部座屈発生時の平均歪である。局部座屈により生じる局部座屈部の軸方向歪 ε_h は、既往研究¹⁶⁾と同様にして式(22)で表される。

$$\varepsilon_h = \frac{3\sqrt{6}\phi_h}{2\pi\sqrt{\frac{d}{t}}} \quad (22)$$

また、 ε_m を加えて式(23)により同箇所での局部歪振幅 $\Delta \varepsilon_h$ を評価する。

$$\Delta \varepsilon_h = \frac{3\sqrt{6}\phi_h}{2\pi\sqrt{\frac{d}{t}}} + \varepsilon_m \quad (23)$$

以上より、線材モデル縁歪に対する局部歪の振幅比率を歪集中率 α_c

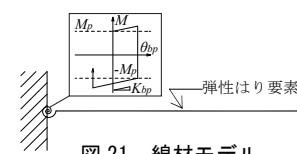


図 21 線材モデル

表 13 パラメータの設定

断面寸法	$\phi 139.8 \times 4.5 / \phi 267.4 \times 9.3$ $\phi 457.2 \times 12.7 / \phi 660.4 \times 14.0$
L/d	2.5 / 5.0 / 7.5 / 10.0 / 12.5 / 15.0
$f_t (=d/d_0)$	1.0 / 1.9 / 3.3 / 4.7
σ_y (N/mm ²)	300 / 450 / 600
ε_t	0.01 / 0.02

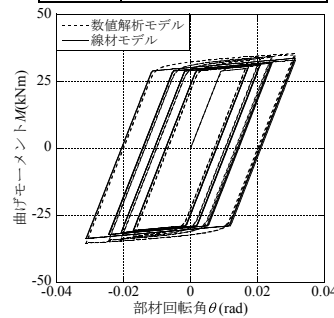


図 23 $M-\theta$ 関係

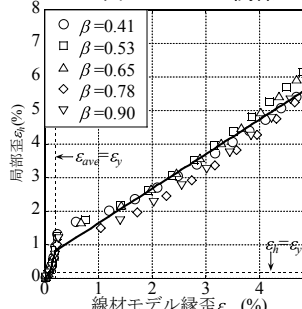


図 25 $\varepsilon_h - \varepsilon_{ave}$ 関係

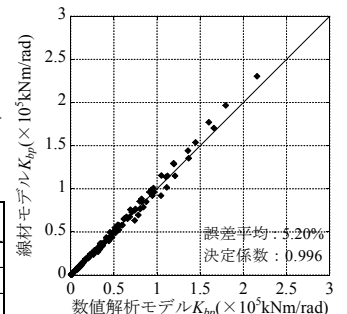


図 22 回転ばね剛性の評価精度

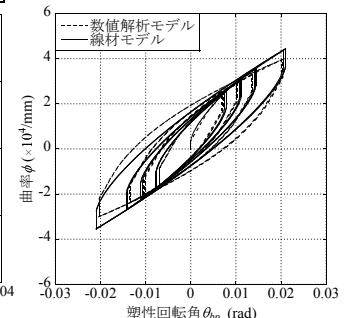


図 24 $\phi - \theta_{bp}$ 関係

表 14 局部歪評価式の各定数

管径比 β	A_1	A_2	A_3	B_2	B_3
0.41	2.34	6.95	0.93	-4.46×10^{-3}	9.22×10^{-3}
0.53	2.28	6.80	1.08	-4.52×10^{-3}	7.27×10^{-3}
0.65	2.29	6.61	1.07	-4.21×10^{-3}	7.20×10^{-3}
0.78	2.11	5.29	1.00	-3.20×10^{-3}	4.13×10^{-3}
0.90	2.07	5.37	1.06	-3.48×10^{-3}	3.10×10^{-3}
平均値	2.22	6.20	1.03	-3.97×10^{-3}	6.19×10^{-3}

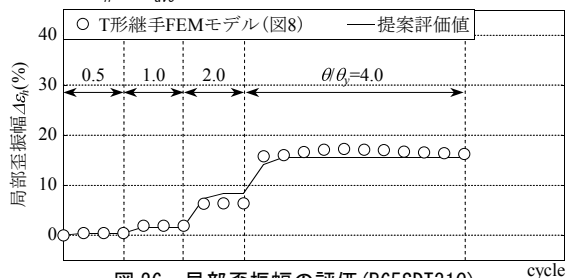
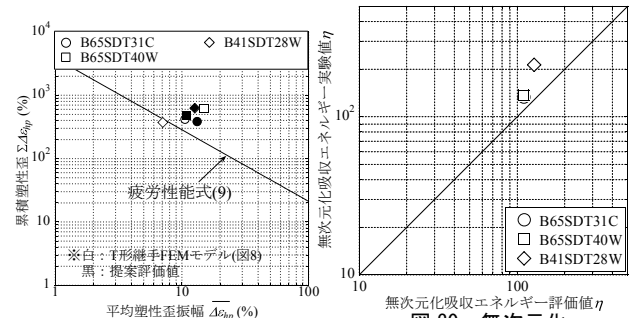
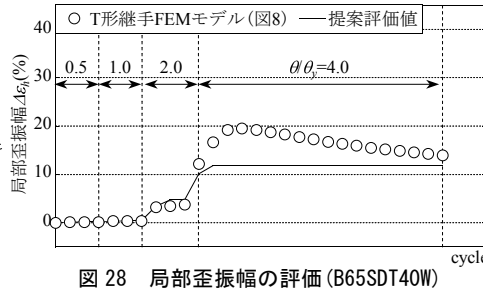
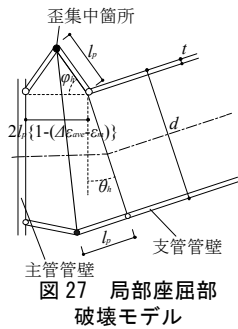


図 26 局部歪振幅の評価 (B65SDT31C)



とすると、式(24)のように局部座屈の発生前後に分けて表現できる。

$$\alpha_c = \frac{\Delta \epsilon_h}{\Delta \epsilon_{ave}} = \begin{cases} 1 & (\text{局部座屈発生前: } \Delta \epsilon_{ave} \leq \epsilon_m) \\ \frac{3\sqrt{6}\phi_h}{2\pi\sqrt{\frac{d}{t}}\Delta \epsilon_{ave}} + \frac{\epsilon_m}{\Delta \epsilon_{ave}} & (\text{局部座屈発生後: } \Delta \epsilon_{ave} > \epsilon_m) \end{cases} \quad (24)$$

図 8 の FEM 解析結果より算定される $\Delta \epsilon_h$ と、B65SDT40W の部材回転角履歴を基に α_c を用いて求めた $\Delta \epsilon_h$ の評価結果を併せて図 28 に示す。同図を見ると、評価値は局部座屈発生直後で局部歪振幅を FEM 解析値より小さめに評価しているが、局部歪振幅が大きく上昇するサイクルは捉えられている。

5.4 局部歪評価手法を用いた累積変形性能評価

5.2 節および 5.3 節の局部歪提案手法を用いて、支管側溶接部および局部座屈部で亀裂が貫通した試験体の累積変形性能を評価する。なお、支間端部の応力は図 21 の線材モデルより算出する。図 29 に示すように、各試験体の累積変形性能を図 8 の FEM 解析値よりも大きく評価するが、疲労性能曲線と概ね対応している。以上より、提案した局部歪評価値を鋼素材の疲労性能式と適合させることにより、継手部周辺の亀裂貫通時期を推定し得ると考えられる。亀裂貫通までの無次元化吸収エネルギー η の評価値を実験値と併せて図 30 に示す。両者は概ね対応しており、提案評価法により繰返し塑性曲げを受ける円形鋼管 T 形分岐継手の累積変形性能を評価し得る。

6. 結

本研究では繰返し塑性曲げを受ける円形鋼管 T 形分岐継手の部材断面寸法が、継手の破壊形態および累積変形性能に与える影響を、繰返し載荷実験および数値解析により分析した。さらに、支管を線材モデルに置換することで、局部塑性歪の評価手法および継手の累積変形性能の評価手法を提案した。以下に得られた知見を示す。

- 繰返し塑性曲げ実験より、破壊形態は部材の断面寸法より主管管壁の局所変形、支管の局部座屈で決定され、亀裂貫通箇所は主管側溶接部、支管側溶接部、局部座屈部に分類される。
- 有限要素法による実験の再現解析を実施し、歪集中部の材軸方向歪履歴を用いて算出した累積塑性歪および平均塑性歪振幅は鋼素材の疲労性能式と概ね対応する。
- 継手の部材断面寸法を変数としたパラメトリックスタディにより、継手の降伏耐力と支管の降伏耐力、継手の最大耐力と支管の局部座屈耐力が等しくなる支管板厚を閾値として、3 通りの亀裂貫通箇所が推定できる。
- 支管側溶接部および局部座屈部における局所の歪集中率を定式化し、支管端部の部材回転角から塑性歪集中箇所の局部歪の評

謝辞

本研究の一部は、平成 25 年度科学研究費補助金若手研究(B)(課題番号：24760448)によるものである。ここで謝意を表します。

参考文献

- Wardenier, J : Hollow Section Joints, Delft University Press, 1982
- 日本建築学会：鋼管トラス構造設計施工指針・同解説，2002.12
- CIDECT : Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading, 2008
- CIDECT : Design guide circular and rectangular hollow section welded joints under fatigue loading, 2001
- 日本建築構造技術者協会：JSCA 応答制御構造設計法・改訂シンポジウムー巨大地震への対応ー，2013.5
- 曾田五月也，大倉直人：鋼管分岐溶接継手の疲労性能に関する研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，C-1 分冊，pp.885-886，2005.9
- Wei Wang, Yi-Yi Chen : Hysteretic Behavior of tubular joints under cyclic loading, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 63, pp.1384-1395, 2007.9
- 中込忠男，瀬戸洋平：溶接継手の多段多重振動における累積疲労損傷に関する研究，日本建築学会構造系論文集，第 74 巻，第 639 号，pp.945-951，2009.5
- 竹内徹，大山翔也，松井良太：繰返し曲げを受ける高強度鋼梁端部の累積変形性能評価，制振部材を付加した高強度鋼架橋の耐震性能その 2，日本建築学会構造系論文集，第 661 号，pp.695-702，2011.3
- 松井良太，廣山剛士，竹内徹：梁端部破断を考慮したブレース付ラーメン骨組のエネルギー吸収性能，日本鋼構造協会鋼構造論文集，第 20 号，pp.11-18，2013.09
- 日本建築学会：鋼構造座屈設計指針，6.4.3 変形能力と幅厚比の制限値，pp.195-202，2009.11
- ABAQUS / Standard.v.6.12-3
- 金谷貴志，荒川満：簡易硬さ試験による溶接金属の強度測定と引張試験による強度値の比較実験，日本建築学会関東支部研究報告集，pp.141-144，2006.2
- 笠原基弘，中込忠男，藤田哲也，猪熊敏成，服部和徳：携帯型硬度計による溶接金属の強度推定に関する実験的研究ーその 3 溶接金属の機械的性質と硬さ測定法，日本建築学会大会学術講演梗概集，構造系，pp.463-464，2002.8
- 桑村仁，山本恵市：三軸応力状態における構造用鋼材の延性き裂発生条件，日本建築学会構造系論文集，No.477，pp.129-135，1995.11
- Takeuchi, T. and Matsui, R.: Cumulative Cyclic Deformation Capacity of Circular Tubular Braces under Local Buckling, J. Struct. Eng., 137, pp.1311-1318, 2011.11
- S.Timoshenko,J.Gere: Theory of Elastic Stability, McGrawhill, 1963
- 加藤勉，秋山宏，鈴木弘之：鋼管梁の曲げ耐力，日本建築学会大会学術講演梗概集，構造系，pp.1019-1020，1973.10

CUMULATIVE PLASTIC DEFORMATION CAPACITY OF CIRCULAR HOLLOW SECTION T-JOINTS SUBJECTED TO CYCLIC BENDING MOMENT

*Ryota MATSUI^{*1}, Tsuyoshi HIROYAMA^{*2} and Toru TAKEUCHI^{*3}*

^{*1} Assistant Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

^{*2} Previous Graduate Student, Tokyo Institute of Technology, M. Eng.

^{*3} Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

1. Introduction

Circular hollow sections (CHS) are widely used as bending members in many structures including moment resisting frames and parts of them require plastic design. Several structural design provisions such as CIDECT suggest methods for assessment of the fatigue performance of CHS welded joints in the elastic range. By contrast, the authors have proposed a strain concentration method of H-section beams which requires only displacement at the end of the macro-members to assess the cumulative plastic deformation capacity. This paper presents the experiments and analyses for assessment of the cumulative plastic deformation capacity of the CHS T-joints using the strain concentration method.

2. Cyclic Loading Tests on CHS T-joints

Cyclic bending loading tests on four types of CHS T-joints were examined. The diameter-to-thickness ratios of the brace member varied between 21 and 40, the diameter of the brace member was 139.8 mm and 89.1 mm, and the chord member was $\Phi 216.3 \times 8.2$ in the all specimens. The collapse mechanism was classified to two types which are the local deformation of the chord and the local buckling at the end of the brace. The locations of crack were categorized into three types, which are the weld toe on the chord, the weld toe on the brace and local buckling zone of the brace.

3. FEM Analysis for Investigation of Plastic Strain Distribution at Strain Concentration Zone

To capture the plastic strain distribution the FEM analysis was conducted. The cumulative plastic strain and the average plastic strain amplitude of the plastic strain concentration zone were consistent with the fatigue performance of the steel material.

4. Categories for Crack Location of CHS T-joints

The categories for the crack location of the CHS T-joints were examined with use of the FEM models following the previous section. The crack location of the CHS T-joints could be determined by the strength of the joints and the brace.

5. Strain Concentration Ratio of CHS T-joints

The strain concentration ratio of CHS T-joints was assessed by the experiment and analytical results for the two types of the weld toe on the brace and local buckling zone of the brace. The plastic strain at the weld toe on the brace can be calculated using a macro-member model comprised by a plastic rotational spring and a bending element. The plastic strain at the local buckling zone can be evaluated by the plastic strain at the weld toe using a physical model. The cumulative plastic deformation capacity of the CHS T-joints is assessed applying those evaluated plastic strain to the fatigue performance of the steel material.

6. Conclusion

This research investigated the collapse mechanism and the cumulative plastic deformation capacity of the CHS T-joints subjected to cyclic bending moment. As a conclusion, the results are summarized as follows.

- 1) The collapse mechanism was classified to two types which are the local deformation of the chord and the local buckling at the end of the brace. The locations of crack were categorized into three types, which are the weld toe on the chord, the weld toe on the brace and the local buckling zone of the brace.
- 2) The cumulative plastic strain and the average plastic strain amplitude at the strain concentration zone in the axial direction were consistent with the fatigue performance of the steel material.
- 3) The crack location of the CHS T-joints could be determined by the strength of the joints and the brace.
- 4) The cumulative plastic deformation capacity of the CHS T-joints is assessed applying the plastic strain calculated by the strain concentration ratio to the fatigue performance of the steel material.

(2014年2月28日原稿受理, 2014年5月2日採用決定)