

塑性歪履歴を受ける鋼構造柱梁溶接接合部の変形能力

ーその9 合成スラブによる影響ー

正会員 ○朝倉 直毅¹⁾ 同 田中 剛²⁾ 同 吹田 啓一郎³⁾2. 構造-10. 鉄骨構造 同 津嘉田 敬章¹⁾ 同 上田 遼¹⁾

柱梁接合部 塑性変形能力 載荷実験 合成梁

1. はじめに

本研究は、載荷振幅および接合部の破壊に影響を与えると考えられる因子と梁端の破断によって決定する塑性変形能力との関係を実大実験により調べ、塑性変形能力の評価法を確立することを目的とする研究プロジェクトの一環である。

合成梁では、正曲げモーメントが作用すると床スラブが圧縮抵抗力を発揮し、中立軸が鉄骨梁の図心位置より上昇するため、下フランジ側の引張歪が大きくなり、塑性変形能力が純鉄骨梁に比べて劣ることが知られている¹⁾。筆者等は、純鉄骨梁を対象として一定振幅正負交番繰返し実験を行い、載荷振幅と塑性変形能力の関係を報告した²⁾。

本実験では、文献2)に報告した純鉄骨梁試験体と同一部材断面を有する合成梁試験体を製作し、載荷実験を行った。本報では、その実験結果を報告する。

2. 実験計画

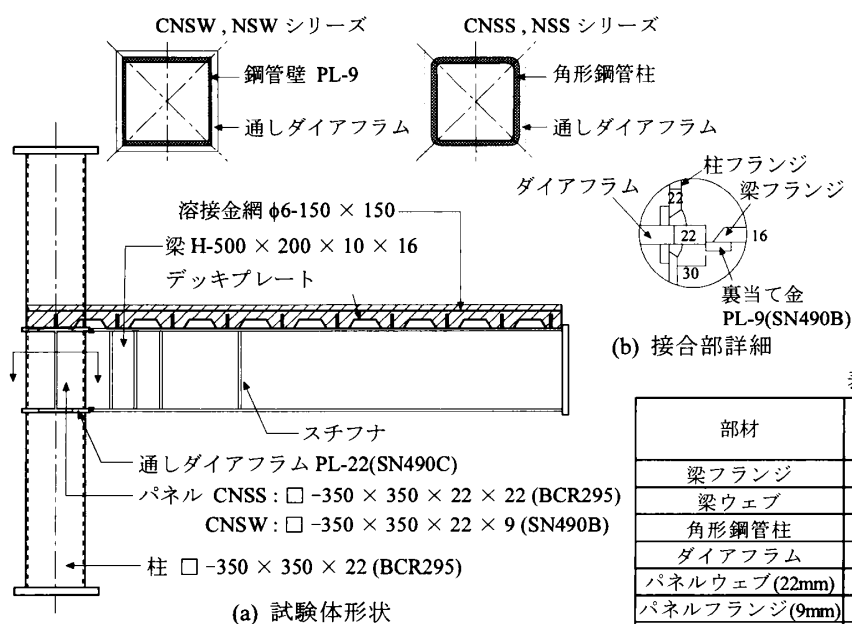
2.1 試験体

試験体の一覧を表1に、試験体形状を図1に示す。

試験体は、通しダイアフラム形式により角形鋼管柱□-350×350×22(BCR295)と梁H-500×200×10×16(SN490B)を接合したT字形部分架構である。接合部詳細は、図1(b)に示すようにノンスカラップ工法を採用し、固形エンドタブを用いてダイアフラムと梁フランジを完全溶込み溶接した。

文献2)では、図1(a)に示すように接合部フランジの板厚を変えることにより梁ウェブの曲げ耐力を変化させた2シリーズ(NSSシリーズおよびNSWシリーズ)の実験を行った。本実験では、NSSおよびNSWに合成スラブを取り付けたCNSSシリーズおよびCNSWシリーズを各3体制作した。なお比較のため、純鉄骨梁の試験体NSS-2.0FおよびNSW-2.0Fの2体を用意した。

試験体CNSSおよびCNSWでは、デッキプレートを用いてFc21のコンクリートを打設した。スラブの幅は1.5m、スラブの有効厚は80mmである。床スラブと鉄骨梁は、完全合成梁の条件を満たす本



(a) 試験体形状

図1 柱梁接合部試験体

表1 試験体の一覧

試験体名称	振幅	合成梁の有無	鋼管壁
NSS-2.0F	$2.0_s \theta_p$	無	22mm
CNSS-1.2	$1.2_s \theta_p$	有	
CNSS-2.0	$2.0_s \theta_p$		
CNSS-3.0	$3.0_s \theta_p$		
NSW-2.0F	$2.0_s \theta_p$	無	9mm
CNSW-1.2	$1.2_s \theta_p$	有	
CNSW-2.0	$2.0_s \theta_p$		
CNSW-3.0	$3.0_s \theta_p$		

(b) 接合部詳細

表2 鋼材の機械的性質

部材	鋼種	降伏応力 [N/mm ²]	引張強さ [N/mm ²]	破断伸び [%]	降伏比 [%]
梁フランジ	SN490B	352	547	43.3	64
梁ウェブ	SN490B	392	554	42.4	71
角形鋼管柱	BCR295	358	471	46.7	76
ダイアフラム	SN490C	367	530	50.7	69
パネルウェブ(22mm)	SN490B	359	524	47.7	69
パネルフランジ(9mm)	SN490B	368	536	37.2	69
溶接金属	YGW11	468	571	28.0	82

Deformation Capacity Evaluation of Welded Beam to Column Connectin Subjected to Repeated Plastic Strain
(Part9: Influence of Compositied Slab)

ASAKURA Naoki, TANAKA Tsuyoshi, SUITA Keiichirou, TSUKADA Takaaki and UETA Ryo

数の頭付きスタッドにより緊結した。なお、デッキプレートは、溝方向を梁と直交するように設置した。

表2に鋼材の機械的性質を示す。梁フランジおよび溶接金属の0℃におけるシャルピー吸収エネルギーは、 $E_0=101$ (J) および63 (J) である。コンクリートの圧縮強度は、 $\sigma_c=25.1$ (N/mm²) である。

表3に純鉄骨梁試験体の耐力計算値を示す。梁ウェブ接合部の無次元化曲げ耐力 m は、NSS では $m=1.0$ 、NSW では $m=0.47$ である。純鉄骨梁の全塑性モーメントが $_{sb}M_p=740$ (kN・m) であるのに対して、合成梁の全塑性モーメント⁴⁾は $_{cb}M_p=1014$ (kN・m) となる。

2.2 荷重方法

図2に示す荷重装置を使い、柱端はピン支持とし、梁の先端に取り付けた油圧ジャッキで荷重した。荷重点から柱心までの距離は3.0mである。全ての試験体において柱との接合部近傍をリブ補強し、局部座屈の発生を抑えている。荷重振幅は表1に示すように、純鉄骨梁の梁端が全塑性モーメントに達するときの梁の弾性回転角 θ_p を基準とする塑性率 μ で表し、試験体名の数字と対応している。そ

の大きさは1.2, 2.0, 3.0の3種類とし、それぞれ一定振幅正負交番繰返し荷重により明瞭な破断が生じるまで荷重した。

3. 実験結果

3.1 荷重変形関係

各試験体の正負の最大耐力 $_{b}M_{max}^{(+)}$, $_{b}M_{max}^{(-)}$ 、破断サイクル数 N_F および累積塑性変形倍率 η を表4に示す。累積塑性変形倍率 η は最終破断までの累積塑性変形角を θ_p で除した値である。

図3に荷重-変形関係を示す。合成梁試験体では第1サイクルで最大耐力に達し、その後床スラブの損傷および梁下フランジ溶接始端に発生した亀裂の進展に伴い耐力は徐々に低下する。純鉄骨梁試験体では第3サイクル程度で最大耐力に達し、安定した履歴を示した後にフランジ溶接部始端に発生した亀裂が進展し始め、耐力は徐々に低下する。

破壊性状の例を図4に示す。いずれの試験体とも梁フランジ溶接始端のフランジ側止端に生じた延性亀裂が板厚方向およびフランジ幅方向に進展した後、脆性破壊した。

図5に $\mu=2.0$ の試験体の正負の骨格曲線の比較を

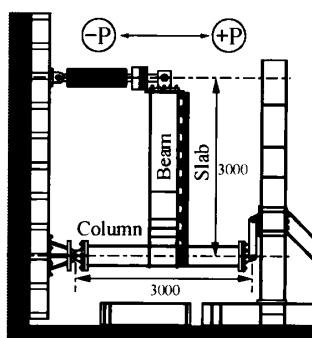


図2 荷重装置

表4 実験結果の一覧

試験体	$_{b}M_{max}/_{sb}M_p$		N_F	η
	(+)	(-)		
NSS-2.0F	1.20	1.18	71	207
CNSS-1.2	1.37	1.08	222	150
CNSS-2.0	1.52	1.28	46	127
CNSS-3.0	1.49	1.38	18	104
NSW-2.0F	1.17	1.17	53	154
CNSW-1.2	1.25	1.06	121	96
CNSW-2.0	1.37	1.25	35	101
CNSW-3.0	1.46	1.35	12	69



図4 破壊性状

表3 試験体の力学性能

試験体	$_{c}M_y/_bM_p$	$_{p}M_y/_bM_p$	m	$_{j}M_{fu}$ (kNm)	M_{wu} (kNm)	$_{j}M_u/_bM_p$
NSS	1.31	1.76	1.00	819	214	1.39
NSW		1.75	0.47		101	1.24

$_{sb}M_p$: 純鉄骨梁の全塑性モーメント $_{c}M_y$: 柱の降伏モーメント

$_{p}M_y$: パネルの降伏モーメント m : ウェブ接合部の無次元化曲げ耐力(文献3)の精算値)

$_{j}M_{fu}$: 梁フランジ接合部の最大曲げ耐力³⁾ M_{wu} : 梁ウェブ接合部の最大曲げ耐力³⁾

$_{j}M_u$: 梁端接合部の最大曲げ耐力³⁾

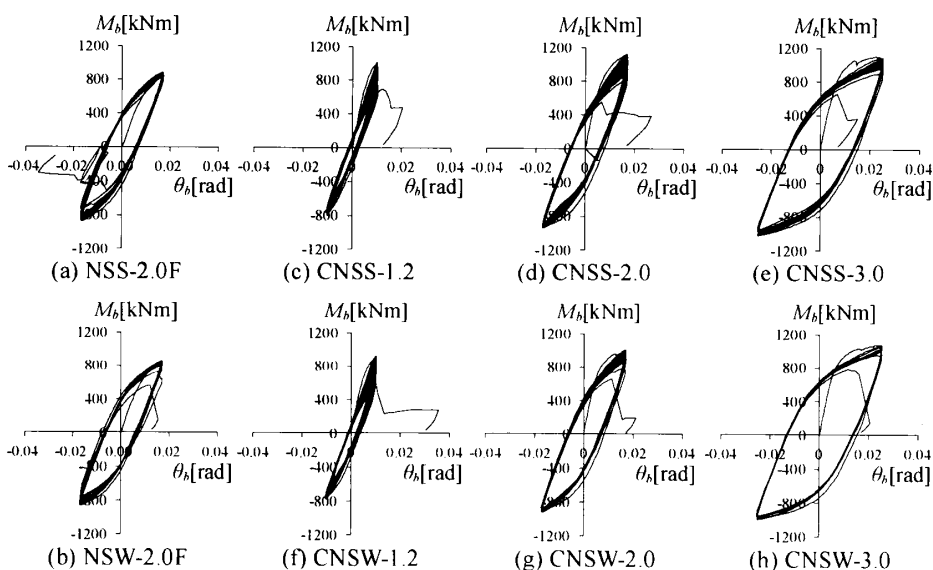


図3 荷重変形関係

示す。合成スラブを取り付けることによりCNSS-2.0の正側最大耐力はNSS-2.0Fの値の1.27倍に、CNSW-2.0の正側最大耐力はNSW-2.0Fの値の1.17倍に増加する。また、合成梁の正側の弾性剛性は純鉄骨梁の値の1.8倍に増加する。一方、合成梁の負側最大耐力の増加は純鉄骨梁の7%程度に留まり、また、合成梁と純鉄骨梁の弾性剛性に差は見られない。

3.2 塑性変形能力

図6に各試験体の破断サイクル数 N_F と载荷振幅 μ の関係を、図7に η と μ の関係を両対数軸で示す。 N_F - μ 関係および η - μ の両方で、各シリーズ毎の関係は両対数軸上でほぼ直線上に並ぶ。接合部耐力の等しい試験体同士では合成梁試験体の方が純鉄骨梁試験体より η が小さい。また、純鉄骨梁試験体および合成梁試験体のいずれにおいても、接合部曲げ耐力の低い試験体の塑性変形能力が高い試験体に比べて劣る。合成スラブを付けることにより、CNSS-2.0の η はNSS-2.0Fの値の0.61倍に、CNSW-2.0の η はNSW-

2.0Fの値の0.66倍に減少する。

3.3 亀裂の進展状況

全試験体において、梁フランジ溶接始末端に生じた亀裂はサイクル数を重ねるとともに徐々に溶接部に沿って進展した。図8に最終破断に結びついた主要な亀裂の進展状況を示す。横軸はサイクル数を N_F で除した値 n である。同図より亀裂の進展は、①亀裂が発生しない第1段階、②亀裂がゆっくり進展する第2段階、③最終破断により、亀裂が一気に進展して破断に至る第3段階の3つに分けることができる。

3.4 亀裂進展の定式化

本論では、(その8)に示す亀裂進展の考え方に基づき、合成梁試験体を対象として、接合部の破断した時点を目安とした亀裂進展曲線を作成する。亀裂の進展に対する考え方を図9に示す。図9の関係を N について積分すると、亀裂長さ l と n の関係は亀裂進展の各段階について以下の式で定義される。

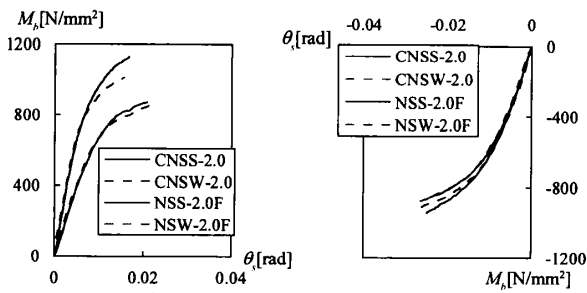


図5 骨格曲線の比較 ($\mu=2.0$)

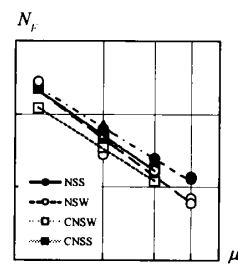


図6 N_F - μ 関係

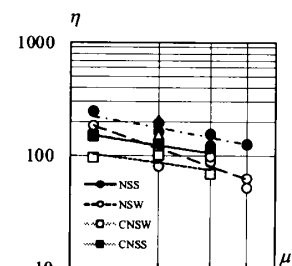


図7 η - μ 関係

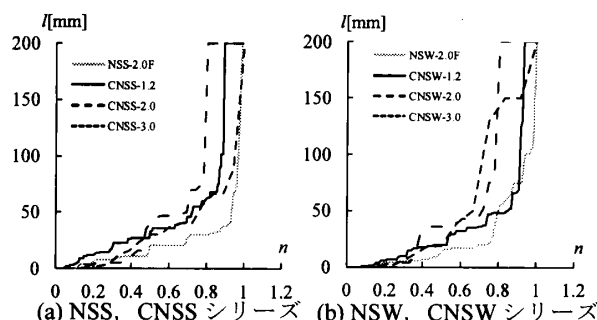


図8 実験から得た梁フランジ溶接部の亀裂進展

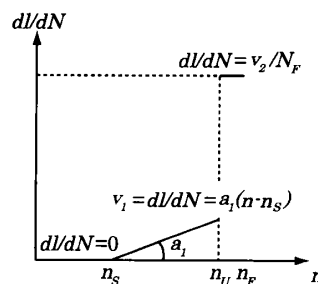


図9 亀裂進展速度と無次元化サイクル数 n の関係

n : 無次元化サイクル N/N_F
 N_F : 破断サイクル
 n_s : 亀裂発生サイクル/ N_F
 a_1 : v_1 の n に対する変化率
 v_1 : ②段階の亀裂進展速度
 v_1 : ③段階の亀裂進展速度

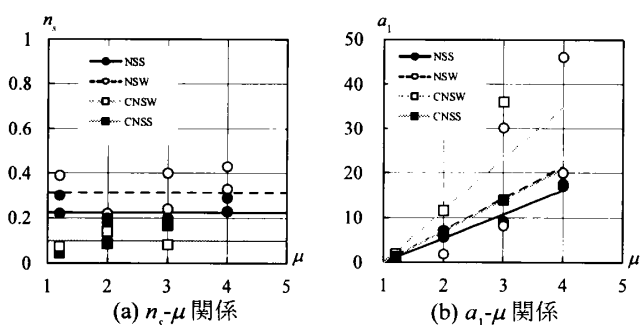


図10 回帰分析による亀裂進展に関する係数と μ の関係

・第1段階

$$l=0 \quad (0 \leq n \leq n_s) \quad (1)$$

・第2段階

$$l=a_1 N_F (n-n_s)^2/2 \quad (n_s \leq n \leq n_U) \quad (2)$$

・第3段階

$$l=v_2(n-n_U)+l_U \quad (n_U \leq n) \quad (3)$$

(2)式および(3)式の各係数と振幅の関係を回帰分析することで、載荷する振幅に対して試験体に生じる亀裂の進展を予測する亀裂進展曲線を作成する。 n_s , l_U , a_1 , v_2 の回帰分析結果を図10に示す。特に第2段階の亀裂進展加速度 a_1 の値が載荷振幅および床スラブの有無による影響を受けることがわかる。亀裂進展曲線の作成方法を図11に示す。図10の回帰分析結果を用いて作成した亀裂進展曲線を、実験により観測した亀裂進展と比較して図12に示す。なお、純鉄骨試験体に対しては文献2)で既に定式化されているNSSおよびNSWの亀裂進展曲線を用いている。

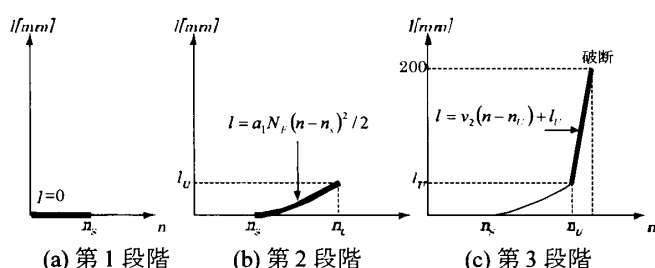


図11 亀裂進展曲線の作成方法

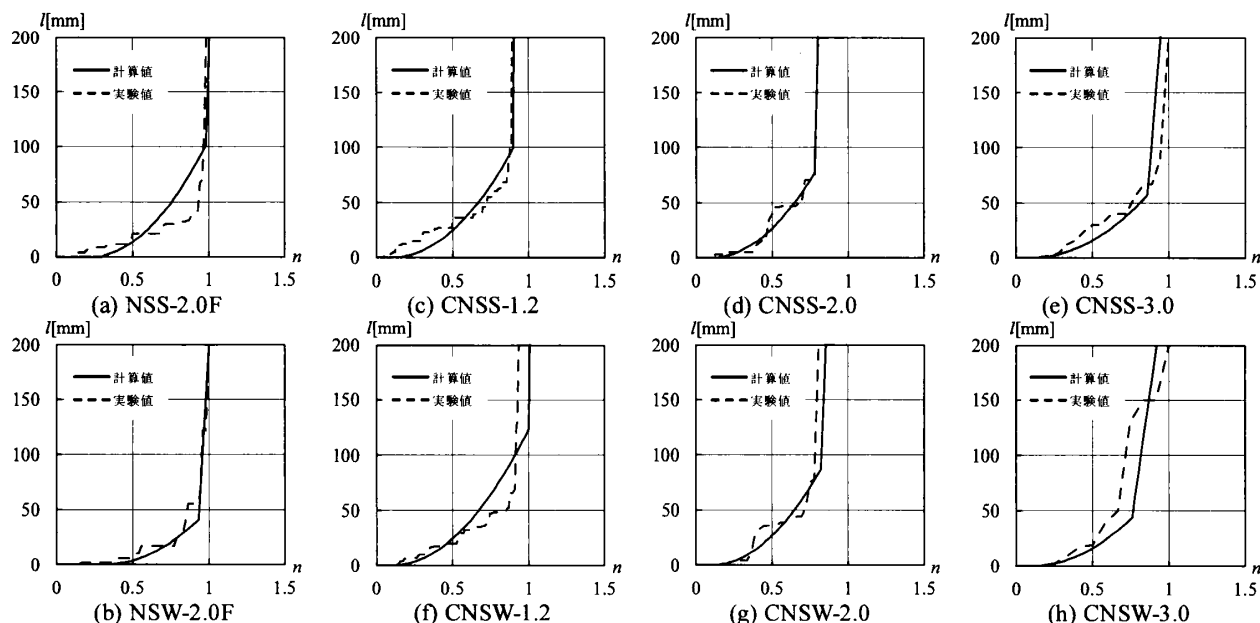


図12 荷重変形関係

定式化された亀裂進展曲線は実験結果と概ね一致しており、図9に示した亀裂進展の考え方に基いて得た各係数は、実験の亀裂進展を表すのに有効であると考えられる。

4. まとめ

合成スラブの有無を実験因子として一定振幅で繰返し載荷を行い、載荷振幅が変形能力に与える影響を調べた。接合部の変形能力と亀裂進展との関係を検討し、実験で生じた亀裂進展と載荷振幅との関係を定量的に表した。

【謝辞】

本研究は日本学術振興会科学研究費・基盤研究 (A) (No.21246087, 代表：吹田啓一郎) の助成を受けた。ここに記して感謝の意を表す。

【参考文献】

- 岡田健, 呉相勲, 山田哲, 今枝知子, 山口路夫, 和田章: 従来型の柱梁接合部を有する合成梁の変形能力に関する実験的研究(合成梁の変形能力を反映した鋼構造骨組の耐震性評価その1), 日本建築学会構造系論文集, 第547号, pp.161-168, 2001.9
- 吹田啓一郎, 田中剛, 佐藤篤司, 真鍋義貴, 津嘉田敬章, 蘇鐘鈺: 梁端接合部の最大曲げ耐力が変形能力に及ぼす影響(塑性歪履歴を受ける鋼構造柱梁溶接接合部の変形能力その1), 日本建築学会構造系論文集, 第76巻, 第664号, pp.1135-1142, 2011.6
- 日本建築学会: 鋼構造接合部設計指針, 2006.3
- 日本建築学会: 鋼構造限界状態設計指針, 2010.2

*1 神戸大学大学院工学研究科建築学専攻・修士課程

*2 神戸大学大学院工学研究科建築学専攻・教授・博士(工)

*3 京都大学大学院工学研究科建築学専攻・教授・博士(工)

Graduate Student, Dept. of Architecture, Kobe Univ.

Prof., Dept. of Architecture, Kobe Univ., Dr. Eng

Prof., Dept. of Architecture and Architectural Eng., Kyoto Univ., Dr. Eng