梁断面寸法と接合詳細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4－

EFFECT OF BEAM SECTION SIZE AND CONNECTION DETAIL
ON DEFORMATION CAPACITYDeformation capacity of welded beam-to-column connection
subjected to repeated plastic strain Part 4

高塚 康平*, 吹田 啓一郎**, 田中 剛***, 梅田 敏弘****

*Kouhei TAKATSUKA, Keiichiro SUITA, Tsuyoshi TANAKA
and Toshihiro UMEDA*

This paper presents results of full-scale cyclic loading tests of moment connection under constant deformation amplitude conducted to evaluate deformation capacity. The effects of beam section size and of weld access hole are investigated by four type specimens. The relationships between ductility amplitude of beam rotation, cumulative plastic deformation and crack propagation at weld joint are quantitatively obtained from test result. The effects of beam section size and connection detail on crack initiation characteristic are investigated from stress and strain by FEM analysis.

Keywords : Beam-to-column connection, Deformation capacity, Cyclic loading test, Beam section size, Connection detail, Crack propagation

柱梁接合部, 変形能力, 繰返し載荷実験, 梁断面寸法, 接合詳細, 亀裂進展

1. 研究目的

高層建築物が継続時間の長い海溝型長周期地震動を受けると、二次設計で想定される程度の振幅による多数回の繰返し塑性変形が生じ、それに対する変形能力が問題となる^{1)~5)}。本研究はこのような場合に対応した鋼構造柱梁溶接接合部の変形能力を評価することを目的とし、疲労の考え方に準じて累積の損傷度を考慮することが有効と考え、変形能力の主な評価指標として累積塑性変形倍率とサイクル数を用いる。そのため、塑性域における一定振幅繰返し載荷実験により、梁フランジ溶接部の破壊に大きく影響すると考えられるパラメータと塑性変形能力を結びつけた評価方法を構築する。

前報^{6)~7)}ではH-500シリーズの490N級鋼梁を用いた柱梁接合部を対象に一定振幅繰返し載荷実験を行った。文献6)では梁端接合部の柱鋼管壁の板厚を変化させて、梁ウェブ接合部の曲げ耐力の相違をパラメータとし、文献7)では梁フランジ溶接部に設けるスカラップの有無をパラメータとし、それぞれが変形能力や破壊性状に与える影響を分析した。これらの研究では、破断の原因となる亀裂に着目し、そのサイクル毎の進展を定量的に検討することで載荷振幅の大きさやそれぞれのパラメータが変形能力に及ぼす影響を分析した。その結果、梁ウェブ接合部の曲げ耐力が高いノンスカラップ形式の変形能力が最も高く、次いで梁ウェブ接合部の曲げ耐力の低いノンスカラップ形式、梁ウェブ接合部の曲げ耐力の高いスカラップ形式

の順に変形能力が低下することを示した。また、ノンスカラップ形式の場合は梁フランジ溶接部から、スカラップ形式の場合はスカラップ底から生じる亀裂に着目し、その進展を振幅の関数として表すことにより、損傷度を評価する方法を構築した。

本論文では、前報と同様の鋼種の梁を用いた柱梁溶接接合部に対して、新たなパラメータとして梁断面寸法を加える。梁断面寸法やせん断スパン比が変形能力に及ぼす影響については、C.Roederら⁸⁾がNorthridge地震の被害調査にて分析している。その結果、梁せいが大きいほど、せん断スパン比が小さいほど、破断までの変形能力が低いことを指摘しているが、同一のせん断スパン比における梁断面寸法の影響は分析されていない。

よって、本論文では490N級鋼のH-800シリーズの大断面の梁を用いた柱梁溶接接合部を対象とする一定振幅繰返し載荷実験を新たに行い、文献6)~7)のH-500シリーズの中断面の実験結果と比較することにより、梁断面寸法とスカラップの有無が変形能力に及ぼす影響を分析する。サイクル数や累積塑性変形倍率と載荷振幅の関係および梁フランジ溶接部に生じる亀裂の進展に着目し、変形能力の定量的な評価と比較を行う。また、梁端やスカラップ底に生じる歪と応力を有限要素法を用いて分析し、延性亀裂の発生時期を比較することで、梁断面寸法とスカラップの有無が延性亀裂発生時期に及ぼす影響について検討する。

本研究は文献16)~17)で発表した内容に新たな検討を加えたものである。

* 京都大学大学院工学研究科建築学専攻
博士後期課程・工修** 京都大学大学院工学研究科建築学専攻
教授・博士(工学)*** 神戸大学大学院工学研究科建築学専攻
教授・博士(工学)

**** 京都大学大学院工学研究科建築学専攻 修士課程

Ph. D. Student, Dept. of Architecture and Architectural Eng., Kyoto University, M. Eng.

(Research Fellow, Japan Society for the Promotion of Science, DC)
Prof., Dept. of Architecture and Architectural Eng., Kyoto University, Dr. Eng.

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

Grad. Student, Dept. of Architecture and Architectural Eng., Kyoto University

2. 実験方法

2.1 試験体

試験体は柱梁接合部を含む鋼構造のT字形部分架構で、柱に□-550×550×22(BCP325)、梁にH-800×300×16×28(SN490B)を用い、通しダイアフラムにPL-36(SN490C)を用いている。梁フランジの溶接は、ノンスラップ形式とスラップ形式の2種類の接合詳細による完全溶込溶接とし、溶接ワイヤにYGW18を用い、JASS6⁹⁾に従い裏当金とセラミック製の固形タブを用いた。ノンスラップ形式大断面試験体をNSLシリーズ、スラップ形式大断面試験体をSCLシリーズと呼ぶ。また、文献6)~7)の試験体は、柱に□-350×350×22(BCR295)、梁にH-500×200×10×16(SN490B)を用い、通しダイアフラムにPL-22(SN490C)を用いている。ノンスラップ形式中断面試験体はNSSシリーズ、スラップ形式中断面試験体はSCSシリーズと呼ぶ。各試験体の形状と梁端接合部の詳細を図1に、実験名称を表1に示す。梁のせん断スパン比は大断面試験体が4.71、中断面試験体が4.98でほぼ等しい。

NSL, SCLシリーズに用いた鋼材の引張試験結果を表2に、材料試験結果を用いて計算された各試験体の耐力を表3に示す。いずれの試験体も柱とパネルの降伏モーメントは梁の全塑性モーメントに比べ十分大きく、梁降伏先行型である。また、鋼材の0℃におけるシャルピー衝撃試験結果は、NSLシリーズの梁のウェブフレット部で85.7J、フランジ部で197Jであり、SCLシリーズのフランジ部で273Jである。

図1 NSL, SCLシリーズ試験体の形状と接合詳細 (単位: mm)

図2 荷重装置と変位計測位置 (単位: mm)

2.2 荷重方法

荷重装置と変位計測位置を図2に示す。柱の両端をピン支持し、梁の2箇所では構面外変形を拘束し、梁端の塑性化領域にスチフナを設けて局部座屈を拘束しつつ、油圧ジャッキを用いて一定振幅の正負交番繰返し荷重を行った。図3に示した梁回転角(試験体全体の变形から柱とパネルの变形とピン支点の変位を除いた値)を用いて荷重振幅を設定する。本実験では、梁端が全塑性モーメントに到達するときの梁回転角の弾性成分 $\theta_p=0.0075\text{rad}$ を基準とする塑性率 μ を用い、文献6)~7)と同様に $\mu=1.2, 2.0, 3.0, 4.0$ の4種類のほか、NSLシリーズでは $\mu=6.0, 13$ を加えた合計6種類、SCLシリーズでは $\mu=13$ を加えた合計5種類とした。いずれも梁フランジの大半が破断し、耐力が大きく低下するまで荷重を行った。

3. 実験結果

NSL, SCLシリーズの各実験で得られた梁端の曲げモーメント-梁回転角関係を図4に示す。数サイクル目で最大耐力に達し、その後、梁フランジ溶接部に生じた亀裂が進展するとともに耐力が低下した。NSL-1.2, SCL-1.2, SCL-2.0の実験では緩やかに耐力が低下した後破断に至ったが、これら以外の実験ではあまり耐力が低下することなく最後のサイクル中に亀裂が急激に進展して破断に至った。また、NSL-6.0の実験では5サイクル目正荷重、NSL-13の実験では1サイクル目負荷重のそれぞれ△の位置にて梁のスチフナの間でフランジに局部座屈の発生が確認されたが、これによる耐力低下はほとんど見られず、その後繰返し荷重することで破断した。

図3 梁回転角の求め方

表1 実験名称と荷重振幅

荷重振幅	実験名称	
	NSL	SCL
1.2 θ_p	NSL-1.2	SCL-1.2
2.0 θ_p	NSL-2.0	SCL-2.0
3.0 θ_p	NSL-3.0	SCL-3.0
4.0 θ_p	NSL-4.0	SCL-4.0
6.0 θ_p	NSL-6.0	-
13 θ_p	NSL-13	SCL-13

表2 試験体に使用した鋼材の機械的性質

部材	降伏応力 (N/mm ²)	引張強度 (N/mm ²)	降伏比 (%)	一様伸び (%)	破断伸び (%)
梁フランジ(NSL)	344	516	69.2	17.3	31.6
梁フランジ(SCL)	340	508	68.9	15.0	31.2
梁ウェブ(NSL)	384	537	75.4	14.5	27.1
梁ウェブ(SCL)	412	537	80.3	12.4	24.6
柱(共通)	366	534	69.9	14.5	30.7
ダイアフラム(共通)	380	540	72.8	14.5	33.0
溶接金属(NSL)	556	650	89.8	15.6	31.1
溶接金属(SCL)	555	634	90.9	16.7	27.7

梁フランジ、梁ウェブ、柱、ダイアフラム: JIS Z 2241 1A号
溶接金属: JIS Z 3111 A2号

表3 各シリーズの力学的性能

シリーズ	cM_y/bM_p	pM_y/bM_p	m	jM_{fu} (kN·m)	jM_{wu} (kN·m)	jM_u/bM_p
NSL	1.29	1.56	1.00	3350	850	1.36
SCL	1.27	1.54	0.847	3310	616	1.25

jM_y : 梁の全塑性モーメント (NSL: 3080kN·m, SCL: 3130kN·m)

cM_y, pM_y : 柱、パネルの降伏モーメント

m : 梁ウェブ接合部の最大曲げ耐力比の精算値¹⁰⁾

jM_{fu}, jM_{wu} : 梁フランジ、梁ウェブ接合部の最大曲げ耐力¹¹⁾

jM_u : 梁端接合部の最大曲げ耐力($=jM_{fu}+jM_{wu}$)

荷重中に耐力がそれまでの最大耐力の90%を下回った時点を終局、著しい耐力低下を伴い梁フランジの大半が破断した時点を終局破断と定義する。ノンスカラップ形式のNSLシリーズは、NSSシリーズと同様に梁フランジ溶接始末端から亀裂が生じ、梁フランジ板厚方向と幅方向に進展し、最終破断に至った。終局に至った後に最終破断に至ったのはNSL-1.2のみであった。スカラップ形式のSCLシリーズは、SCSシリーズと同様に梁フランジ溶接始末端およびスカラップ底から亀裂が生じ、前者は梁フランジ板厚方向と幅方向に進展し、後者は梁フランジ板厚方向に進展した。SCSシリーズでは、スカラップ底から生じた亀裂は梁フランジ表側へ貫通して溶接部から離れた母材に現れ、その数サイクル後に溶接端部から生じた亀裂とつながり破断に至った。しかし、SCLシリーズでは、スカラップ底から生じた亀裂は梁フランジ表側へ貫通すると溶接のボンド部や溶接ビード付近に現れ、それと同時に溶接端部から生じた亀裂とつながり破断に至った。SCS、SCLシリーズの亀裂貫通位置を図5に

図4 大断面試験体の梁の曲げモーメント－回転角関係

図5 スカラップ底から生じた亀裂の梁フランジ貫通位置

示す。亀裂貫通位置に関しては主に梁フランジ板厚が影響していると考えられる。終局に至った後に最終破断に至ったのはSCL-1.2とSCL-2.0のみであった。

NSL、SCLシリーズの荷重実験より得られた最大耐力 bM_{max}/bM_p 、終局に至る時点のサイクル数 N_U と累積塑性変形倍率 η_U 、最終破断に至る時点のサイクル数 N_F と累積塑性変形倍率 η_F を表4に示す。また、NSLシリーズの梁フランジ接合部の破壊状況および梁フランジの局部座屈の状況や、SCLシリーズの梁フランジ接合部の破壊状況およびスカラップ底付近の破壊状況を図6に示す。

図6 破壊状況

表4 各実験の結果一覧

実験名称	最大耐力 bM_{max}/bM_p		サイクル数		累積塑性変形倍率	
	正荷重	負荷重	N_U	N_F	η_U	η_F
NSL-1.2	0.967	0.989	132	154	120	147
NSL-2.0	1.13	1.07	—	46	—	150
NSL-3.0	1.23	1.18	—	13	—	85.4
NSL-4.0	1.31	1.25	—	14	—	142
NSL-6.0	1.44	1.35	—	10	—	164
NSL-13	1.53	1.44	—	1.5	—	52.4
SCL-1.2	0.941	0.929	98	106	88.8	97.6
SCL-2.0	1.09	1.07	31	33	100	111
SCL-3.0	1.21	1.18	—	13	—	82.1
SCL-4.0	1.28	1.24	—	5	—	49.4
SCL-13	1.49	1.39	—	0.8	—	22.8
NSS-1.2A	1.06	1.06	235	274	207	248
NSS-1.2B	1.05	1.04	198	225	158	186
NSS-2.0A	1.26	1.26	61	63	186	196
NSS-2.0B	1.24	1.23	52	55	153	163
NSS-3.0A	1.41	1.39	—	25	—	155
NSS-3.0B	1.40	1.35	—	20	—	123
NSS-4.0A	1.48	1.46	—	13	—	127
NSS-4.0B	1.48	1.45	—	14	—	126
SCS-1.2	0.983	0.993	89	100	66	78
SCS-2.0	1.21	1.18	31	33	96	106
SCS-3.0	1.35	1.34	6	7	38	42
SCS-4.0	1.45	1.40	4	5	40	44

4. 変形能力の比較

N_F と梁の塑性率 μ の関係を図 7 に、 η_F と μ の関係を図 8 に示す。NSL-6.0 と NSL-13 は梁フランジに局部座屈が発生したため、破断の発生が遅れ変形能力が高くなっている。その理由として、同一の梁回転角のときに引張フランジに生じる歪が小さくなることが考えられる。よって、図中に括弧で示した振幅 $\mu > 4.0$ の実験を除外し、それ以外の実験について両対数軸上で線形関係があるとして回帰分析を行う。ただし、NSL シリーズのみ $\mu=4.0$ も異常に変形能力が高い結果であるため回帰分析の対象から除外した。得られた破断寿命式を以下に示す。

$$\text{NSS} : N_F = 357\mu^{-2.44}, \quad \eta_F = 237\mu^{-0.459} \quad (1)$$

$$\text{SCS} : N_F = 169\mu^{-2.64}, \quad \eta_F = 107\mu^{-0.636} \quad (2)$$

$$\text{NSL} : N_F = 206\mu^{-2.16}, \quad \eta_F = 151\mu^{-0.197} \quad (3)$$

$$\text{SCL} : N_F = 177\mu^{-2.49}, \quad \eta_F = 129\mu^{-0.584} \quad (4)$$

図 7～8 より、実線で示したノンスカラップ形式と点線で示したスカラップ形式で最も大きく差が見られる。ノンスカラップ形式において梁断面寸法の大きさを比較すると、NSL シリーズの方が NSS シリーズより変形能力が低い、スカラップ形式の SCL シリーズと SCS シリーズほど低くない。また、スカラップ形式において梁断面寸法の大きさを比較すると、SCS シリーズの方が SCL シリーズより変形能力は低い、その差はノンスカラップ形式で見られる差よりも小さい。以上から、スカラップがあると変形能力は低下し、梁断面寸法の影響はそれよりも小さいと考えられる。ただし、大断面の方がスカラップの有無による差が小さくなる傾向がある。

5. 亀裂進展の定量化

ノンスカラップ形式は梁フランジ溶接部の溶接金属と梁母材の境目に、スカラップ形式はスカラップ底に、それぞれ銀色の細い筋が生じ、載荷を続けるとこの筋に凹みができて暗い影が見えるようになる。この時点で亀裂と見なし、サイクル毎に肉眼で亀裂を確認し、ノンスカラップ形式は梁フランジ幅方向の長さ l を、スカラップ形式はスカラップ底の亀裂の幅 d を定規で計測した。破断に至るサイク

ル数 N_F でサイクル数 N を無次元化した値 n を横軸にとり各試験体の亀裂進展を図 9 に示す。これらは①亀裂が発生しない段階、②亀裂が発生し徐々に進展する段階、③亀裂が急激に進展し破断に至る段階の 3 段階に分類できる。

本論文ではこの分類に基づいて亀裂進展を定量的に分析し、サイクル数 N と振幅 μ の関数である亀裂進展曲線を構築し、損傷度評価に用いる。ここで、文献 12) では NSS シリーズの亀裂進展を分析する際に、②段階の亀裂進展を n の 2 次関数で表し、破断 1 サイクル前の亀裂を基準に②段階と③段階の境界を定義した。この場合、亀裂が最大値に達して破断に至る時点が $n=1$ になるとは限らず、振幅 μ による亀裂進展曲線の変化が明瞭ではなかった。また、破断の数サイクル前から 1 サイクル前までの急激な亀裂進展を適切に表現できなかった。さらに、本論文で取り上げた梁断面寸法や接合詳細が異なる場合でこれらの問題点がより顕著に現れた。よって、文献 12) の定義は梁断面寸法や接合詳細などの条件が異なるものに対して統一的に表現できる方法ではないと考えられる。

そこで本論文では、亀裂発生から破断 1 サイクル前までを②段階と考えて n の 3 次関数で表し、最後の 1 サイクルを③段階と考えて $n=1$ で破断に至るように係数の定義を変更した。この亀裂進展関数を図 10 および (5)～(7) 式に示す。ここではノンスカラップ形式の場合の亀裂長さ l について示すが、スカラップ形式の場合は亀裂幅 d に関して同様の定義とし、 d_F は l_F に、 d_{F-1} は l_{F-1} に対応する。

$$\text{①段階} : l = 0.0 \quad (0 \leq n \leq n_s) \quad (5)$$

$$\text{②段階} : l = j_2(n^3 - n_s^3)N_F^3/6 \quad (n_s \leq n \leq n_{F-1}) \quad (6)$$

$$\text{③段階} : l = v_3(n - n_{F-1})N_F + l_{F-1} \quad (n_{F-1} \leq n \leq 1) \quad (7)$$

ただし、 n_s : ②段階開始時点の n

j_2 : ②段階の亀裂進展躍度 (mm/cyc³)

n_{F-1} : ③段階開始時点の n , $(N_F - 1)/N_F$

v_3 : ③段階の亀裂進展速度, $(l_F - l_{F-1})/1$ (mm/cyc)

l_{F-1} : ③段階開始時点の l , $j_2(n_{F-1}^3 - n_s^3)N_F^3/6$ (mm)

l_F : 破断時点の l (mm)

ノンスカラップ形式の l_F は、NSL シリーズで 300mm、NSS シリー

図 7 塑性率 - サイクル数関係

図 8 塑性率 - 累積塑性変形倍率関係

図 9 各シリーズの亀裂進展曲線の実験値

ズで200mmである。また、スカラップ形式の d_F は、図9(b)と図9(d)の $N/N_F=1$ の亀裂幅を見ると d_F と μ に相関が見られないため、ここでは平均値を用いることとし、SCLシリーズで9.6mm、SCSシリーズで7.6mmとした。

次に、亀裂進展曲線の各係数を亀裂進展の実験値から求める。②段階開始時点の無次元化サイクル数 n_s は、亀裂発生時のサイクル数 N_s を N_F で除すことにより求める。②段階の亀裂進展躍度 j_2 は、亀裂発生後から破断直前までを(6)式により回帰分析することによって求める。得られた n_s と j_2 を図11に示す。 n_s は μ によらず一定であり、 j_2 と μ は両対数軸上で線形関係があると見なして回帰分析を行うと、(8)～(11)式が得られる。

$$\text{NSS} : n_s=0.224, \quad j_2=1.60 \times 10^{-5} \mu^{6.93} \quad (8)$$

$$\text{SCS} : n_s=0.257, \quad j_2=3.86 \times 10^{-6} \mu^{8.74} \quad (9)$$

$$\text{NSL} : n_s=0.262, \quad j_2=3.67 \times 10^{-5} \mu^{7.97} \quad (10)$$

$$\text{SCL} : n_s=0.281, \quad j_2=2.94 \times 10^{-6} \mu^{8.29} \quad (11)$$

図11より、大断面のNSL、SCLシリーズの方が中断面のNSS、SCSシリーズより n_s が大きい。また、ノンスカラップ形式ではNSLの方が、スカラップ形式ではSCSの方が j_2 が大きい。

(1)～(4)式の N_F および(8)～(11)式の n_s 、 j_2 を用いて n_{F-1} 、 v_3 、 l_{F-1} を計算する。これらの係数を用いて作成した亀裂進展曲線を図12に示す。各シリーズを比較すると、スカラップの有無による亀裂進展曲線の相違が顕著であり、スカラップ形式の方がノンスカラップ形式より破断時の亀裂の大きさに対する②段階の亀裂進展量が大きい。また、ノンスカラップ形式の場合は振幅 μ が大きくなるほど l_{F-1} は小さくなるが、スカラップ形式の場合は逆に d_{F-1} は大きくなる。

ただし、スカラップ形式とノンスカラップ形式ではそれぞれ異なる亀裂を計測しており、またノンスカラップ形式では断面寸法の違いによって破断時の亀裂長さが異なるため、亀裂進展曲線をそのまま比較することはできない。そこで、亀裂発生後の各シリーズの進展を比較するために、それぞれの亀裂進展曲線の縦軸を l_{F-1} または d_{F-1} により無次元化し、横軸を $N-N_s$ にとって②段階の進展だけを取り出し、振幅ごとに比較して図13に示す。スカラップ形式では梁断面寸法の影響が小さく、いずれの振幅でもSCSシリーズの曲線とSCLシリーズの曲線はかなり近いことが分かる。一方、ノンスカラップ形式では梁断面寸法の影響が見られ、振幅が大きくなるにつれNSLシリーズの曲線はNSSシリーズの曲線から離れSCLシリーズの曲線に近づいている。しかし、いずれの振幅においてもNSSシリーズの曲線とNSLシリーズの曲線に比べ、NSSシリーズの曲線とSCSシリーズの曲線がより離れており、やはりスカラップの有無が亀裂進展に及ぼす影響が最も大きく、梁断面寸法の影響はスカラップの影響に比べて小さいと考えられる。

5. 有限要素解析による亀裂発生点の亀裂の分析

4種類の試験体を対象に、梁断面寸法の違いが変形能力すなわち亀裂進展に及ぼす影響について、有限要素解析により亀裂発生点の歪に着目して検討する。解析にはABAQUS (ver. 6.10-3)を用い、対称性を利用して試験体の1/2の解析モデルを作成した。解析モデルの柱梁接合部近傍は3次元ソリッド要素を、その他の部分では3次元梁要素を用い、これらを接合位置で剛接合している。歪集中点近傍のメッシュの大きさは梁フランジ溶接部で辺長2.6mmの6面体であり、スカラップ底で辺長2.0mmの5面体である。裏当金と梁フランジおよびダイヤフラムの接触面では摩擦無しのすべりを設定している。解析モデルの一例を図14に示す。鋼材の応力-歪関係には、梁、柱、ダイヤフラム、溶接金属の材料試験結果から得られた真応

図14 有限要素解析モデルの一例

図15 曲げモーメント-梁回転角関係の比較

図16 解析によるSCSシリーズの応力分布

力-真歪関係に対し降伏棚を除去したものを多折線に近似して用いた。降伏条件には von Mises の降伏条件を、硬化則には移動硬化則を、流れ則には連合流れ則を用いた¹³⁾。

各シリーズとも単調荷重により解析を行った。梁端の曲げモーメント-回転角関係について、各シリーズの解析と実験を比較して図15に示す。弾性剛性やその後の塑性化領域において解析は実験とよい対応を示している。また、応力集中点を分析する一例として、 $\mu=4.0$ の時点のSCSシリーズのMises 応力分布を図16に示す。ノンスカラップ形式では梁フランジ溶接の梁フランジ側ボンド部に応力が集中し、スカラップ形式ではスカラップ底にも応力が集中した。いずれも実験で亀裂が発生した位置と一致している。 $\mu=4.0$ の時点の各シリーズの歪分布について解析と実験を比較して図17に示す。歪計測位置は図18に示す歪ゲージ貼付位置である。解析は実験とよい対応を示しており、ノンスカラップ形式は梁端部に、スカラップ形式は梁端部と中央部に大きな歪が生じていることが分かる。

次に、実験で亀裂発生が観測された位置の要素について、延性亀裂発生時点を検討する。その方法は、解析結果を用いて延性亀裂発生限界の相当塑性歪 ϵ_e^p を(12)式により求め、梁の変形にともなって増加する相当塑性歪 ϵ_{equ}^p が ϵ_e^p と一致した時点で亀裂が発生すると判断する¹⁴⁾。実験で亀裂が発生した位置の要素における ϵ_{equ}^p の推移を(12)式の曲線と併せて図19に示す。

$$\epsilon_e^p = \epsilon_u / \tau^2 \quad (12)$$

ただし、 ϵ_u ：真一様伸び、 τ ：応力三軸度

図19(a)より ϵ_{equ}^p の推移を比較すると、スカラップの有無によって同じ塑性率における ϵ_{equ}^p に大きな差が見られる。スカラップ形式では梁断面寸法の影響がほとんどなく、 ϵ_{equ}^p の変化が等しいことが分か

図17 $\mu=4.0$ の時点の梁フランジの歪の比較

図18 梁端の歪ゲージ貼付位置(単位: mm)

図19 延性亀裂発生

る。一方、ノンスカラップ形式では梁断面寸法の影響が若干見られ、NSL シリーズの方がNSS シリーズより大きいことが分かる。

次に、図 19(b) より延性亀裂発生時期を比較すると、スカラップの有無で発生時期に大きな差が見られる。スカラップ形式において図 19(b) で延性亀裂発生限界曲線と交わる時の ε_{equ}^p を求め、そのときの μ を図 19(a) より求めると、梁断面寸法によらず $\mu=1.3$ で亀裂発生となっており、これは実験で亀裂の発端が観察された時点にほぼ等しい。一方、ノンスカラップ形式では、梁断面寸法によらず $\mu=13$ まで亀裂は発生しないが、これは NSL-13 の 1 サイクル目で亀裂が発生しない実験結果と一致している。しかし、繰返し載荷を行うことによって、 τ が小さい範囲のまま ε_{equ}^p は増加し、延性亀裂発生限界曲線とやがて交わることが考えられる。以上から、スカラップの有無が亀裂発生に及ぼす影響は大きく、梁断面寸法の影響はスカラップの影響に比べ小さいと考えられる。この傾向は、図 13 に示した亀裂進展と一致している。なお、本論文は亀裂発生点に周ら¹⁵⁾の解析で考慮している溶接止端のノッチを設けていないため、解析でのノンスカラップ形式の亀裂発生は実際より遅いことが考えられる。

6. まとめ

梁断面寸法が変形能力に与える影響を分析するため、梁せいが 800mm の H 形断面の梁材を用いた通しダイアフラム形式柱梁接合部を対象とする新たな実験を行い、文献 6)~7) の梁せいが 500mm の接合部の実験結果と比較し以下の知見を得た。

- (1) ノンスカラップ形式の場合は、梁断面寸法によらず梁フランジ溶接両端部から亀裂が発生し、その亀裂によって破断に至った。一方、スカラップ形式は梁断面寸法によらず梁フランジ溶接両端部だけでなくスカラップ底からも亀裂が生じた。この亀裂は梁フランジ表側に貫通するが、梁断面寸法によって貫通位置は異なった。亀裂の貫通位置に関しては梁フランジ板厚が影響していると考えられる。
- (2) 破断に至るまでのサイクル数や累積塑性変形倍率は、塑性率と両対数軸上で線形関係がある。塑性率が大きい場合、特に塑性率 6.0 以上の実験では局部座屈の発生が見られ、そのときの破断までの変形能力は、塑性率の小さい範囲の回帰分析から得られる変形能力に比べやや高くなる傾向が見られた。ここでは、スカラップの有無が変形能力に及ぼす影響は大きく、梁断面寸法の影響はスカラップの影響に比べ小さいことが示された。ただし、大断面の方がスカラップの有無による差が小さくなる傾向がある。
- (3) ノンスカラップ形式とスカラップ形式の亀裂進展の差を同一の式表現により精度よく表すため、前報で提案した亀裂進展関数の見直しを行った。亀裂発生後の進展をサイクル数の 3 次関数とし、破断時のサイクル数を破断寿命式と整合させるため係数の定義を修正した。新しく定義した亀裂進展関数に基づいて亀裂発生後の進展を分析すると、スカラップの有無が亀裂進展に及ぼす影響は大きく、梁断面寸法の影響はスカラップの影響に比べ小さいことが示された。
- (4) 有限要素法解析により、梁断面寸法とスカラップの有無が延性亀裂発生条件に及ぼす影響を分析した。実験で亀裂が発生した位置での応力や歪に着目すると、スカラップの有無が延性亀裂発生時期に及ぼす影響は大きく、梁断面寸法の影響はスカラップの影響に比べ小さいことが示された。
- (5) 限られた数の実験であるが、結論 (2)~(4) のいずれにおいても共

通して、スカラップの有無が変形能力に及ぼす影響は大きく、梁断面寸法の影響はスカラップの影響に比べ小さく、ノンスカラップ形式の方がスカラップ形式より梁断面寸法の影響が大きい傾向が示された。実験数を増やし、更に精度を上げることが望まれる。

本論文で示した梁断面寸法とスカラップの有無による亀裂進展の違いにより、地震応答中の梁の損傷度と破断発生時期にどの程度の差が生じるかを推測することができる。今後この点について検討する予定である。

謝辞

本研究は科学研究費・基盤研究(A)(No.21246087)の助成を受けた。ここに記して感謝の意を表す。

参考文献

- 1) 吹田啓一郎, 北村有希子, 五藤友規, 岩田知孝, 釜江克宏: 高度成長期に建設された超高層建物の長周期地震動に対する応答特性, 想定南海トラフ地震の関西地域における予測波を用いた検討, 日本建築学会構造系論文集, 第 611 号, pp.56-61, 2007.1
- 2) 山田祥平, 北村有希子, 吹田啓一郎, 中島正愛: 初期超高層ビル柱梁接合部の実大実験による耐震性能の検証, 日本建築学会構造系論文集, 第 73 巻, 第 623 号, pp.119-126, 2008.1
- 3) 吹田啓一郎, 北村有希子, 橋田勇生: 初期超高層建物柱梁接合部が保有する変形性能と接合部改良効果の検証, 日本建築学会構造系論文集, 第 74 巻, 第 636 号, pp.367-374, 2009.2
- 4) 翠川三郎, 三浦弘之, 山中浩明: 東京で観測されたやや長周期地震動の特徴と高層ビルへの影響, 東京工業大学パッシブ制振シンポジウム, pp.149-154, 2004.11
- 5) 北村春幸, 馬谷原伴恵, 川崎恵: 時刻歴応答解析をもとにエネルギーの釣合に基づく耐震設計法を適用した建物の耐震性評価法の提案, 日本建築学会構造系論文集, 第 73 巻, 第 632 号, pp.1755-1763, 2008.10
- 6) 吹田啓一郎, 田中剛, 佐藤篤司, 真鍋義貴, 津嘉田敬章, 蘇鐘鉦: 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
- 7) 高塚康平, 真鍋義貴, 吹田啓一郎, 田中剛, 津嘉田敬章, 蘇鐘鉦: スカラップの有無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 2, 日本建築学会構造系論文集, 第 77 巻, 第 673 号, pp.453-459, 2012.3
- 8) Charles W. Roeder, Douglas A. Foutch: Experimental result for seismic resistant steel moment frame connection, Journal of structural engineering, vol.122, No.6, pp.581-588, 1996.6
- 9) 日本建築学会: 建築工事標準仕様書 JASS6 鉄骨工事, 第 9 版, 2007
- 10) 吹田啓一郎, 田中剛: 角形鋼管柱に接合される梁ウェブ接合部の曲げ耐力, 日本鋼構造協会鋼構造論文集, 第 7 巻, 第 26 号, pp.51-58, 2000.6
- 11) 日本建築学会: 鋼構造接合部設計指針, 2012
- 12) 吹田啓一郎, 田中剛, 真鍋義貴, 高塚康平: 振幅が変動する荷重履歴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 3, 日本建築学会構造系論文集, 第 77 巻, 第 682 号, pp.1951-1958, 2012.12
- 13) Dassault Systemes, ABAQUS 6.10 Documentation, 2010
- 14) 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, 第 477 号, pp.129-135, 1995.11
- 15) 周志光, 桑村仁: 鉄骨柱-梁溶接接合部の形状ノッチおよび材質ノッチ, 鉄骨接合部の応力・ひずみ状態 その 4, 日本建築学会構造系論文集, 第 74 巻, 第 637 号, pp.551-559, 2009.3
- 16) 高塚康平, 吹田啓一郎, 田中剛, 真鍋義貴: 梁断面寸法の違い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 12, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造系 III, pp.1215-1216, 2012.8
- 17) 梅田敏弘, 吹田啓一郎, 田中剛, 高塚康平: スカラップの有無と梁断面寸法の違い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 12, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 2013.6

(2013年6月10日原稿受理, 2013年11月11日採用決定)