

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 -

EFFECT OF WELD ACCESS HOLE ON DEFORMATION CAPACITY

Deformation capacity of welded beam-to-column connection
subjected to repeated plastic strain Part 2高塚康平*, 真鍋義貴*, 吹田啓一郎**, 田中 剛***
津嘉田 敬章****, 蘇 鐘 鈺******Kouhei TAKATSUKA, Yoshiki MANABE, Keiichiro SUITA,
Tsuyoshi TANAKA, Takaaki TSUKADA and Zhongyu SU*

This paper presents results of full-scale cyclic loading tests under constant deformation amplitude conducted to evaluate deformation capacity of welded beam-to-column connection adopted in a moment frame. Test specimens are designed and fabricated to investigate the effect of the weld access hole on deformation capacity. The relationships between ductility and cumulative plastic deformation is revealed from test results. The relationships between crack propagation at welded joint and strength of connection is evaluated regarding connection details and deformation amplitude.

Keywords : *Beam-to-column connection, deformation capacity, cyclic loading test, weld access hole, crack propagation*

柱梁接合部, 変形能力, 繰返し載荷実験, スカラップ, 亀裂進展

1. 研究目的

構造物がパルス性の強い地震動を受けるときは応答変位の最大値に対する変形能力が重要である。しかし継続時間の長い長周期地震動では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に対する変形能力が問題となることが指摘されている^{1,2,3)}。本研究はこのような場合にも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。塑性域における一定振幅繰返し載荷実験を手始めとして、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の構築を目的とする。前報⁴⁾では490N級鋼梁にノンスカラップ工法を用いた柱梁溶接接合部を対象に一定振幅繰返し載荷実験を行った。そこでは梁端接合部の柱鋼管壁の板厚を変化させ、その面外変形に起因する梁端接合部の最大曲げ耐力の相違をパラメータとし、それが変形能力や破断の原因となる亀裂の進展に与える影響を調べた。その結果、最大曲げ耐力が小さい方が変形能力が劣るが、載荷振幅が弾性限を超える程度の小さい範囲であればその影響は小さいことが分かった。また、載荷振幅や最大曲げ耐力の相違が変形能力に与える影響を亀裂の進展に着目し定量的に示した。

本論文では前報⁴⁾と同一の試験体に対し梁端溶接部にスカラップを設けた柱梁溶接接合部を対象とする。このスカラップ形式の柱梁

接合部に関しては立山ら⁵⁾、田淵ら⁶⁾、中込ら^{7,8)}、井上ら⁹⁾、石井ら¹⁰⁾によって数多くの研究がなされ、スカラップ近傍における応力や歪の集中による早期の破断や変形能力の低下が示されている。しかし一定振幅の多数回繰返し載荷におけるスカラップの有無に関する変形能力に関しては金多・甲津ら¹¹⁾、桑村ら¹²⁾、吹田ら¹³⁾によって研究がなされているが、その数は決して多くない。なお文献13)では400N級鋼梁を用いた柱梁溶接接合部を対象に、スカラップ工法とノンスカラップ工法の2種類を用い梁端接合部の溶接方法の相違をパラメータとし、それが変形能力に与える影響を載荷振幅やサイクル数の関係から検討している。特にこの研究ではスカラップ底と梁フランジ溶接部に生じる亀裂の進展に着目し、変形能力との関係や載荷振幅の影響を定量的に検討している。

本論文では490N級鋼梁にスカラップ工法を用いた柱梁溶接接合部を対象に一定振幅繰返し載荷実験を行い、梁端接合部の溶接方法の相違だけではなく、前報⁴⁾のパラメータである梁端接合部の最大曲げ耐力の相違や、文献13)の結果と併せて鋼種の相違をパラメータとし、これらが変形能力に与える影響をサイクル数や累積塑性変形倍率と載荷振幅の関係から検討する。特にスカラップ底と梁フランジ溶接部に生じる亀裂の進展状況を調べ、変形能力との関係を分析し、各パラメータが変形能力に及ぼす影響の大きさを定量的に検討する。得られた結果は、接合詳細の異なる梁端接合部が様々な載荷履歴を受けた場合の変形能力の評価に結び付けたいと考えている。

本研究は文献4), 13), 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 修士課程

** 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)

**** 神戸大学大学院工学研究科建築学専攻 修士課程

***** 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

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

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

Grad. Student, Dept. of Architecture, Kobe Univ.

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

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□-350×350×22(BCR295)、梁に H-500×200×10×16(SN490B) を使い、PL-22(SN490C) を用いた通しダイアフラム形式を採用している。溶接は JASS6¹⁴⁾ に従って行われ、梁フランジの接合は溶接ワイヤーに YGW11 を使用したスカラップ工法による完全溶込み溶接とし、裏当て金を用い、エンドタブとしてセラミックス製の固形タブを用いた。スカラップは複合円形で半径 35mm の 1/4 円とスカラップ底に半径 10mm の 1/4 円のアールを設けている。この試験体を SCS シリーズと呼ぶ。本論文の試験体の形状と梁端接合部の詳細を図 1 に、実験名称の一覧を表 1 に示す。

本論文と文献 4), 13) の試験体のシリーズ一覧を表 2 に示す。文献 4) の試験体は本論文と同一の鋼材を用いてノンスカラップ工法で接合されており、梁端接合部の鋼管壁厚を 22mm とした NSS シリーズ、9mm とした NSW シリーズの 2 種類があり最大曲げ耐力を変化させている。このノンスカラップ工法では梁フランジにのみ開先を設け、端部を梁フィレット部に合うようアールに加工した裏当て金を用い、

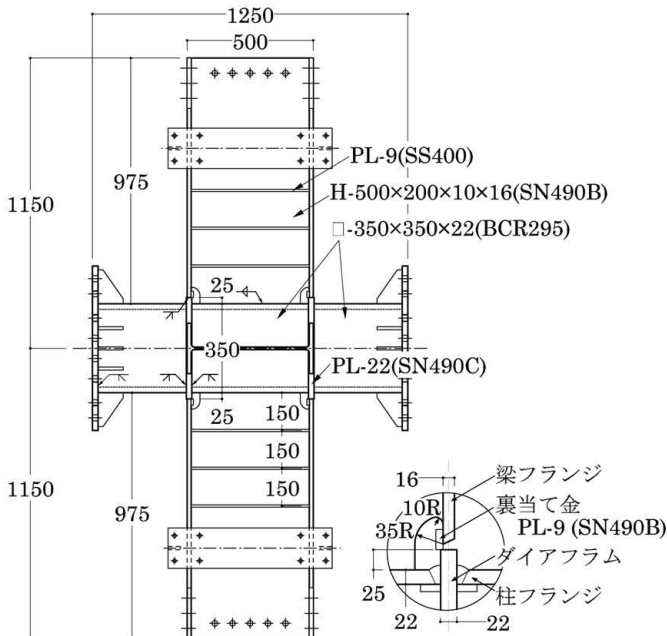


図 1 SCS シリーズ試験体の形状と接合部詳細図 (単位: mm)

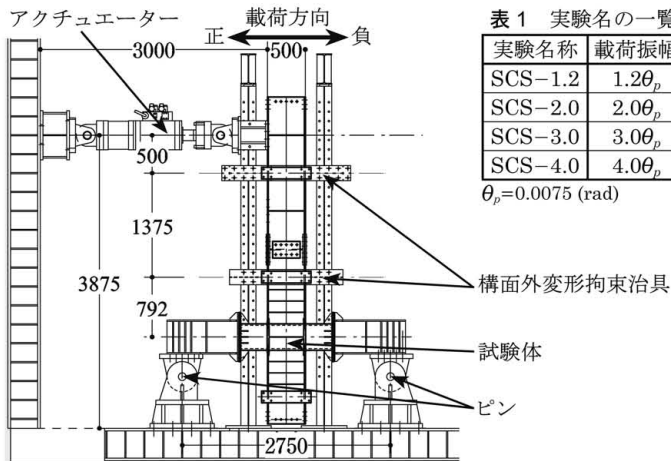


図 2 荷重装置 (SCS シリーズ, 単位: mm)

表 1 実験名の一覧

実験名称	荷重振幅
SCS-1.2	1.2 θ_p
SCS-2.0	2.0 θ_p
SCS-3.0	3.0 θ_p
SCS-4.0	4.0 θ_p

$\theta_p=0.0075$ (rad)

フィレット部のくぼみを充填した後に本溶接を行った。また、文献 13) の試験体は柱に□-300×300×16(BCR295)、梁に H-400×200×8×13(SN400B) を使い、PL-19(SN490C) を用いた通しダイアフラム形式を採用している。SCS シリーズと同様のスカラップ工法の SC シリーズ、NSS、NSW シリーズと同様のノンスカラップ工法の NS シリーズの 2 種類がある。梁の鋼種は SN400B と SN490B の 2 種類であり、いずれも溶接ワイヤーは YGW11 を使用し、梁のせん断スパン比はほぼ 5 である。なお SCS シリーズの梁材は文献 4) と同じロットで製造したものを使用しており、寸法や機械的性質は同一である。梁のシャルピー衝撃試験結果は 0°C においてフランジで 101J、フィレット部で 47J である。SCS シリーズに用いた鋼材の引張試験結果を表 3 に、材料試験結果を用いて計算された各シリーズの試験体の力学性能を文献 4), 13) と併せて表 4 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ことがわかる。

2.2 荷重方法

荷重装置を図 2 に示す。柱の両端をピン支持し、構面外変形を治具で拘束し、梁の塑性化する範囲にスチフナを設けて局部座屈を拘束しつつ、アクチュエーターを用いて荷重を行った。荷重振幅は表 1 に示すように梁端が全塑性モーメントに達するときの梁回転角 (試験体全体の変形から柱・パネルの変形を除いた値) の弾性成分 θ_p を基準とする塑性率 μ を用い、その 1.2, 2.0, 3.0, 4.0 倍の 4 種類とし、一定振幅の正負交番繰返し荷重を、梁フランジに明瞭な破断が生じるまで行った。SCS シリーズは各振幅 1 体の計 4 体、NSS、NSW シリーズは各振幅 2 体の計 16 体、SC、NS シリーズは振幅 1.2 θ_p が 2 体、振幅 2.0 θ_p , 3.0 θ_p が各 1 体の計 8 体である。

表 2 実験シリーズ一覧

シリーズ	スカラップ	梁	接合部鋼管壁厚	文献
SCS	有	H-500×200×10×16 (SN490B)	22mm	本論文 文献 4)
NSS	無		9mm	
NSW	無	H-400×200×8×13 (SN400B)	16mm	文献 13)
SC	有			
NS	無			

表 3 SCS シリーズに使用した鋼材の機械的性質

部材	降伏応力 (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)	破断伸び (%)	降伏比 (%)
梁フランジ	351	547	43.3	64.2
梁ウェブ	386	554	42.4	71.0
ダイアフラム	356	511	27.0	71.0
溶接金属	470	597	31.4	81.9

梁フランジ、梁ウェブ、ダイアフラム: JIS Z 2201 1A 号

溶接金属: JIS Z 3111 A2 号

表 4 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
SCS	1.44	1.92	0.831	819	155	1.32
NSS	1.38	1.83	1.00		214	1.40
NSW			0.473	101	1.24	
SC	2.40	1.55	0.787	424	63	1.30
NS			1.00		95	1.39

bM_p : 梁の全塑性モーメント (490N 級鋼: 740kN·m, 400N 級鋼: 374kN·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¹⁵⁾

jM_{fu}, jM_{wu} : 梁フランジ, 梁ウェブ接合部の最大曲げ耐力^{15,16)}

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

3. 実験結果と変形能力の考察

3.1 破壊性状と復元力特性

SCSシリーズのそれぞれの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3に示す。荷重を始めて数サイクルで最大耐力に達しその後安定した履歴を示した後に、梁フランジ溶接部の両端とスカラップ底で亀裂が生じた。振幅が $1.2\theta_p$, $2.0\theta_p$ の場合は繰返し荷重に伴い亀裂が徐々に進展し、耐力が徐々に低下してやがて破断に至るが、振幅が $3.0\theta_p$, $4.0\theta_p$ の場合は1サイクル中に亀裂が大きく進展し、耐力が急激に低下してそのまま破断に至った。実験後の梁フランジ溶接部とスカラップ底の破壊状況の例を図4に示す。

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。スカラップ形式であるSCS, SCシリーズの大半は、スカラップ底と梁フランジ溶接部の両端から亀裂が発生して徐々に進展し、スカラップ底で生じた亀裂が梁フランジを板厚方向に貫通して外側表面に現れ、溶接端部で生じて幅方向に進展していた亀裂とつながり最終破断に至った。しかしSCシリーズの中にはスカラップ底で生じた亀裂が梁フランジを板厚方向に貫通するものの、この亀裂が溶接端部で生じた亀裂と繋がらず、溶接端部で生じた亀裂の

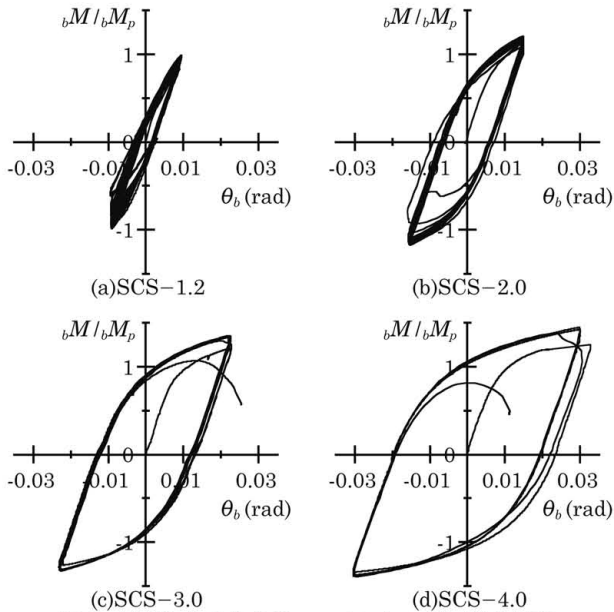


図3 梁端に生じる曲げモーメント-梁回転角関係

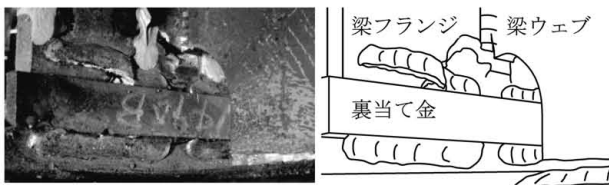
みによって梁フランジの破断に至るものもあった。SCシリーズにおいてスカラップ底で生じた亀裂で最終破断に至った場合を図5(a)に、溶接端部で生じた亀裂で最終破断に至った場合の梁フランジ接合部の破断状況を図5(b)に示す。一方、ノンスカラップ形式においては、NSS, NSW, NSシリーズともに梁フランジ溶接部の両端から亀裂が生じ、梁フランジ幅方向に進展しそのまま最終破断に至った。

各試験体の荷重中に得られた最大耐力 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5に、振幅による最大耐力の推移を図6に示す。なお η_U , η_F はそれぞれ終局、最終破断に至るまでの累積の塑性回転角を θ_p で除した値である。図6より最大耐力は表4に示した jM_u/bM_p の値と関連しており、 jM_u/bM_p の小さい

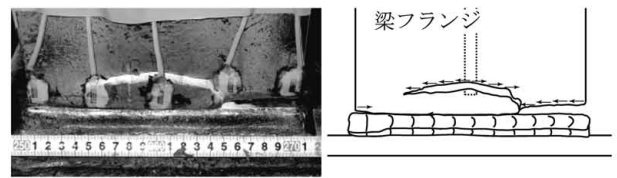
表5 各試験体の実験結果

実験名称	最大耐力		サイクル数		累積塑性変形倍率		亀裂の起点*
	正載荷	負載荷	N_U	N_F	η_U	η_F	
SCS-1.2	0.98	0.99	89	100	66	78	S
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	
NSS-1.2A	1.06	1.06	235	274	207	248	E
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	25	155	155	
NSS-3.0B	1.40	1.35	20	20	123	123	
NSS-4.0A	1.48	1.46	13	13	127	127	
NSS-4.0B	1.48	1.45	14	14	126	126	
NSW-1.2A	0.97	0.98	205	220	171	185	E
NSW-1.2B	1.02	0.98	193	280	164	301	
NSW-2.0A	1.17	1.14	36	37	108	111	
NSW-2.0B	1.20	1.17	26	28	76	81	
NSW-3.0A	1.29	1.31	14	15	88	88	
NSW-3.0B	1.31	1.30	17	17	98	98	
NSW-4.0A	1.39	1.36	7	7	63	63	
NSW-4.0B	1.38	1.37	6	6	52	52	
SC-1.2A	0.99	1.03	202	241	151	195	S
SC-1.2B	0.99	1.01	262	302	225	272	
SC-2.0	1.22	1.23	58	66	171	200	
SC-3.0	1.35	1.34	17	20	112	135	E
NS-1.2A	1.05	1.07	470	541	270	336	
NS-1.2B	1.04	1.07	485	635	345	481	
NS-2.0	1.25	1.28	84	101	249	305	
NS-3.0	1.39	1.39	45	49	288	317	

* 亀裂進展評価に用いた起点, S: スカラップ底, E: 梁フランジ溶接端部

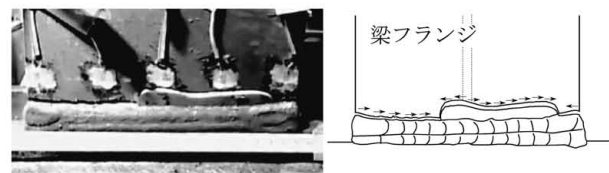


(a)SCS-2.0 スカラップ底

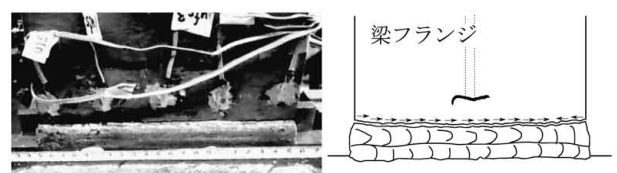


(b)SCS-2.0 梁フランジ溶接部

図4 SCSシリーズの破壊状況の一例



(a)SC-1.2A スカラップ底で生じた亀裂で最終破断に至った場合



(b)SC-1.2B 溶接端部で生じた亀裂で最終破断に至った場合

図5 SCシリーズの破壊状況の一例

NSW, SCS, SC シリーズの最大耐力が小さいことが分かる。

3.2 変形能力

終局に至るまでのサイクル数 N_U と梁の塑性率 μ の関係を図 7 に示す。両対数軸上で線形関係があるとして回帰分析を行い、得られた関係式を以下に示す。

$$\text{SCS} : \log_{10} N_U = -2.73 \log_{10} \mu + 2.20 \quad (1)$$

$$\text{NSS} : \log_{10} N_U = -2.32 \log_{10} \mu + 2.49 \quad (2)$$

$$\text{NSW} : \log_{10} N_U = -2.76 \log_{10} \mu + 2.45 \quad (3)$$

$$\text{SC} : \log_{10} N_U = -2.84 \log_{10} \mu + 2.60 \quad (4)$$

$$\text{NS} : \log_{10} N_U = -2.69 \log_{10} \mu + 2.86 \quad (5)$$

また、 N_U と同様に終局に至るまでの累積塑性変形倍率 η_U と μ の関係を図 8 に、回帰分析から得られた関係式を以下に示す。

$$\text{SCS} : \log_{10} \eta_U = -0.635 \log_{10} \mu + 2.03 \quad (6)$$

$$\text{NSS} : \log_{10} \eta_U = -0.311 \log_{10} \mu + 2.30 \quad (7)$$

$$\text{NSW} : \log_{10} \eta_U = -0.791 \log_{10} \mu + 2.27 \quad (8)$$

$$\text{SC} : \log_{10} \eta_U = -0.491 \log_{10} \mu + 2.32 \quad (9)$$

$$\text{NS} : \log_{10} \eta_U = -0.108 \log_{10} \mu + 2.48 \quad (10)$$

(1) ~ (10) 式より図 7, 図 8 に共通する特徴として、鋼種によらずスカラップ形式の方がノンスカラップ形式より変形能力が低く、NSS シリーズを基準に比較すると、NSW シリーズの方が変形能力は低く、SCS シリーズは NSW シリーズよりさらに低い。また、スカラップ形式、ノンスカラップ形式いずれを見ても 400N 級鋼梁の方が、490N 級鋼梁に比べ変形能力が高い。

3.3 亀裂の進展状況

SCS シリーズにおいて、荷重を始めると梁フランジ端部の母材と溶接金属の境目およびスカラップ底の 2 箇所にて銀色の細い筋が生じ

る。さらに荷重を続けると、前者の亀裂は梁フランジ板厚方向と幅方向に進展し、後者の亀裂は梁フランジに向かって進展し、いずれも筋に凹みが出て暗い影が見えるようになる。筋がこのように変化した時点で亀裂と見なし、サイクル毎に肉眼で亀裂を確認し、前者の亀裂は梁フランジ幅方向の長さ l を、後者の亀裂はスカラップ底の亀裂の幅 d を、それぞれ定規で計測した。これらの計測位置を図 9 に示す。文献 4), 13) より、亀裂の進展は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最終破断に至る段階の 3 つに分けられる。この傾向は SCS シリーズのスカラップ底で生じた亀裂にも同様に見られた。スカラップ形式の場合は溶接端部で生じた亀裂が最終破断に至るのではなく、スカラップ底で生じた亀裂とつながって最終破断に至っており、スカラップ底で生じた亀裂が梁端接合部の損傷の進展を最終破断まで追跡できる指標と考えられる。一方、ノンスカラップ形式では溶接端部で生じた亀裂が損傷の進展を最終破断まで追跡できる指標と考えられる⁴⁾。よってこれらの進展を用いて損傷度を評価し、荷重振幅が変形能力に与える影響との関係を分析する。

ここでサイクル毎の亀裂進展速度を調べこれが急増する点により③段階に至ったと判断してそのときのサイクル数を N_g と定義し、またスカラップ形式の試験体においてスカラップ底で生じた亀裂が梁フランジを貫通するサイクル数を N_{sc} と定義する。③段階以降は亀裂が急激に進展し、それが最終破断に結びつくため、 N_g を亀裂進展から見た変形能力の限界と考えることができる。この N_g や N_{sc} と N_U の関係を図 10 に示す。図 10(a) より N_U と N_g はほぼ等しく、亀裂の進展から見た破壊限界 N_g と梁端接合部の耐力の低下から見た変形能力の限界 N_U が一致していることが分かる。また図 10(b) よりスカ

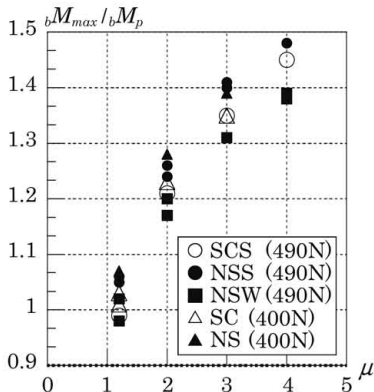


図 6 最大耐力の推移

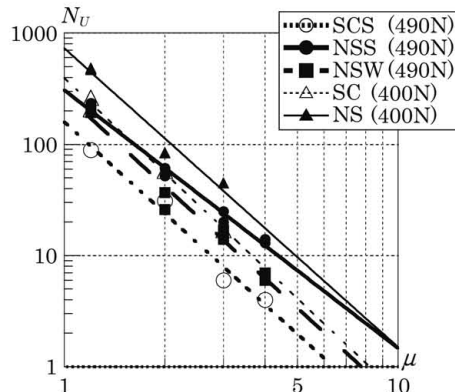


図 7 塑性率 μ - サイクル数 N_U 関係

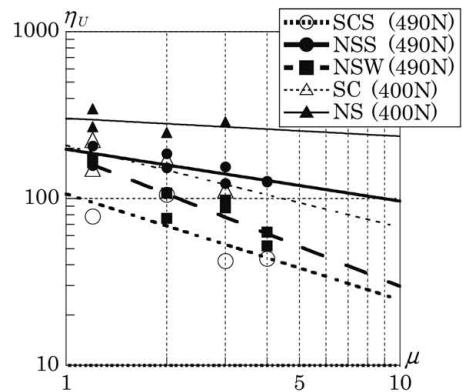


図 8 塑性率 μ - 累積塑性変形倍率 η_U 関係

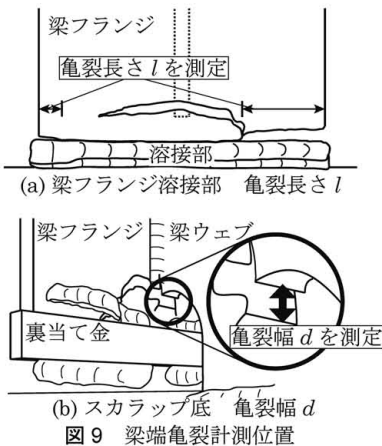
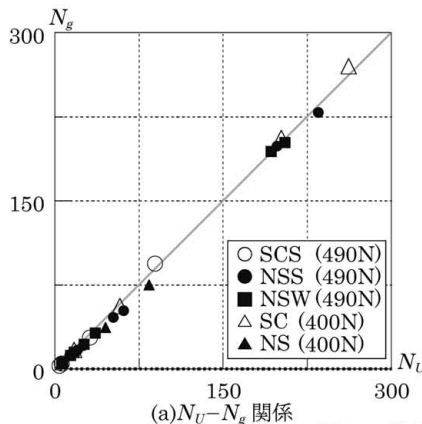
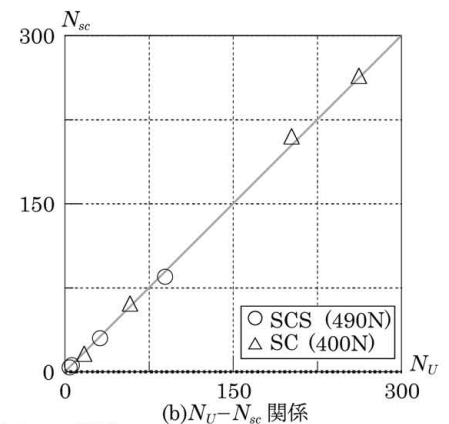


図 9 梁端亀裂計測位置



(a) $N_U - N_g$ 関係



(b) $N_U - N_{sc}$ 関係

図 10 限界サイクルの関係

ラップ形式の場合、スカラップ底で生じた亀裂が梁フランジを貫通するサイクル数 N_{sc} と N_U がほぼ一致していることが分かる。これら N_g , N_{sc} を基準となるサイクル数と称しその値を表 6 に示す。この結果より、文献 4) では各シリーズの亀裂の進展を定量的に評価するためにサイクル数 N を N_U を用いて無次元化しているが、本論文ではより亀裂の進展に適合するようノンスカラップ形式の NSS, NSW, NS シリーズは N_g , スカラップ形式の SCS, SC シリーズは N_{sc} を用いて N を無次元化する。亀裂の進展について NSS, NSW, NS シリーズの最終破断に至った梁フランジ溶接端部から生じた主要な亀裂長さ l を図 11 に、SCS, SC シリーズの最終破断に至った側のスカラップ底の亀裂幅 d を図 12 に示す。

3.4 亀裂進展と塑性率の関係

各試験体の亀裂の進展は滑らかに進行するものではないため、まずサイクル毎の亀裂進展速度として前後のサイクルの値を平滑化して得られる平均値 \bar{v} [mm/cyc.] を用いる。ただし文献 4) と同様にダイアフラム側が破断した NSW-1.2B は破壊性状が異なるので検討対象から外すこととし、また SC シリーズはスカラップ底で生じた亀裂が梁フランジを貫通した後の亀裂の計測を行っていないため、②階

階までを検討対象とする。次に亀裂進展速度を前述した 3 段階で図 13 に示すように模式化する。なお n はサイクル数 N を N_g もしくは N_{sc} で除した無次元化量である。②段階、③段階の亀裂進展速度 v_1 , v_2 を図中に示した係数 n_s , a_1 , a_2 により下式で定義し、 a_1 , a_2 を実験値から回帰分析により求めた。

$$n_s \leq n \leq 1 \text{ のとき } v_1 = a_1(n - n_s) \quad (11)$$

$$1 < n \text{ のとき } v_2 = a_2(n - 1) + a_1(1 - n_s) \quad (12)$$

またこの a_1 , a_2 は $(\mu - 1)$ と線形関係があるとしてこれを回帰分析により求め、 n_s は塑性率 μ によらず一定であるとしてその平均値を求めた。この結果を図 14 に、得られた回帰式と平均値を表 7 に示す。図 14(a) より n_s は μ によらずシリーズ毎に一定であるが見なせることが分かる。また、NSW シリーズを除き最大曲げ耐力が大きいもので比較すると、490N 級鋼梁の方が 400N 級鋼梁より小さい。しかし n_s の大小は変形能力の優劣と必ずしも一致していない。また図 14(b) より a_1 と μ には線形関係があると考えられるが^{注 1)}、図 14(c) より a_2 は亀裂が急激に進展する段階でありばつきが大きく、 μ と明瞭な線形関係が得られなかった。 a_1 , a_2 は各形式において 490N 級鋼梁の方が 400N 級鋼梁より大きく、ノンスカラップ形式においては NSW

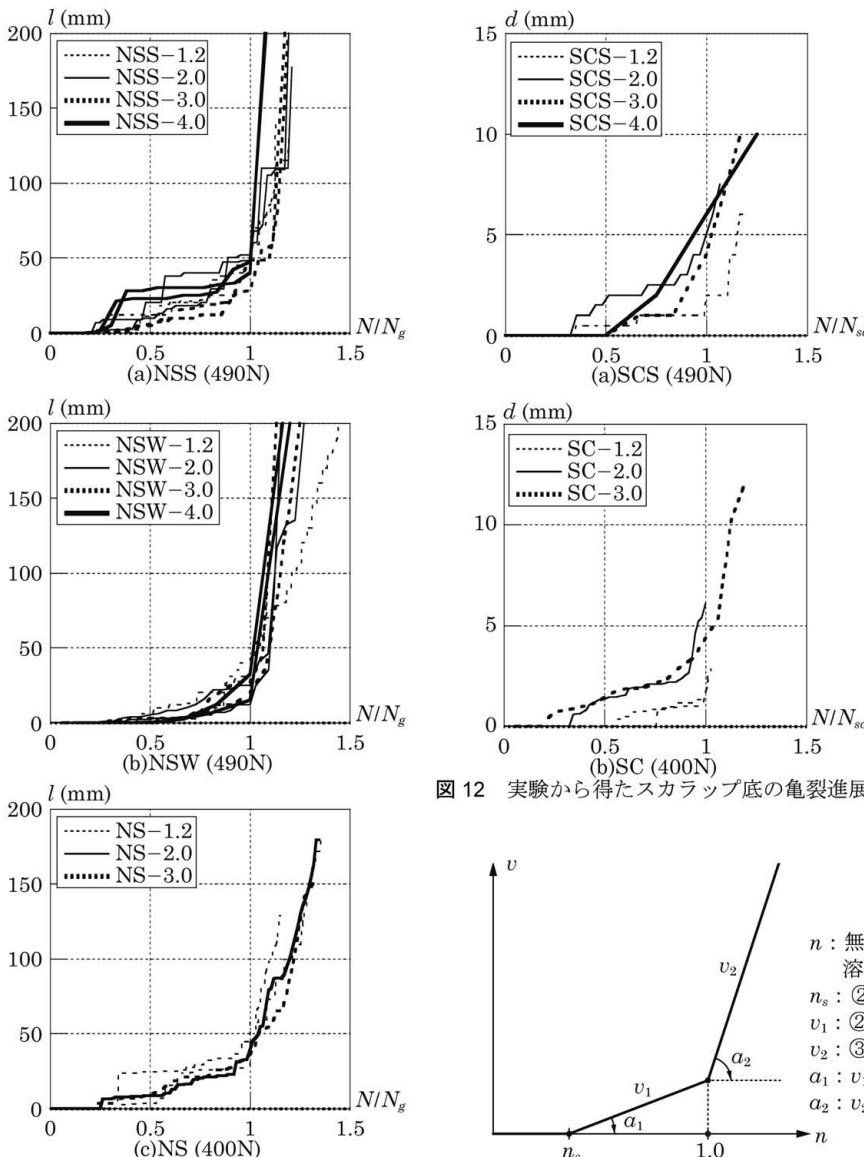


表 6 無次元化サイクル数の基準値

実験名称	亀裂の起点	基準となるサイクル数
SCS-1.2	S	85
SCS-2.0		30
SCS-3.0		6
SCS-4.0		4
NSS-1.2A	E	229
NSS-1.2B		199
NSS-2.0A		52
NSS-2.0B		46
NSS-3.0A		21
NSS-3.0B		17
NSS-4.0A		12
NSS-4.0B		13
NSW-1.2A	E	202
NSW-1.2B		194
NSW-2.0A		32
NSW-2.0B		22
NSW-3.0A		12
NSW-3.0B		15
NSW-4.0A		6
NSW-4.0B		5
SC-1.2A	S	210
SC-1.2B		264
SC-2.0		61
SC-3.0	E	16
NS-1.2A		469
NS-1.2B		469
NS-2.0	75	
NS-3.0	37	

図 12 実験から得たスカラップ底の亀裂進展

図 13 亀裂進展速度と無次元化サイクル数の関係

図 11 実験から得た梁フランジ溶接部の亀裂進展

シリーズの a_1 が NSS, NS シリーズに比べ非常に大きい。以上から、変形能力の小さい 490N 級鋼梁は 400N 級鋼梁に比べ最大曲げ耐力の小さい NSW シリーズを除けばいずれの形式でも早期に亀裂が発生し、その進展も速いことが分かる。

表 7 の回帰分析結果を用いて求めた v_1, v_2 を積分して得た亀裂長さ l と亀裂幅 d を各シリーズについて図 15 に示す。 n との関係は以下の式で示される。

$$n_s \leq n \leq 1 \text{ のとき} \\ l = \frac{N_g}{2} a_1 (n - n_s)^2 \quad (13)$$

$$d = \frac{N_{sc}}{2} a_1 (n - n_s)^2 \quad (14)$$

$$1 \leq n \text{ のとき} \\ l = \frac{N_g}{2} \{a_2 (n-1)^2 + 2a_1 (n-1)(1-n_s) + a_1 (1-n_s)^2\} \quad (15)$$

$$d = \frac{N_{sc}}{2} \{a_2 (n-1)^2 + 2a_1 (n-1)(1-n_s) + a_1 (1-n_s)^2\} \quad (16)$$

図 15 よりそれぞれの振幅で異なった曲線を描いており、 $\mu=1.2$ を除き μ が大きくなるほど、変形能力の限界とした $n=1.0$ における l や d が小さくなる。このことから載荷振幅の影響は変形能力の限界となる l や d で表される亀裂の大きさに現れていることが分かる。このような亀裂進展の関係式は、ランダムな載荷履歴に対する変形能力の評価に結びつくと考えられる。

次に表 7 の値を用いて各試験体の②段階の $n=1.0$ のときの亀裂長さ l_v 、亀裂幅 d_v を求めた結果を表 8 に示す。亀裂長さ l や亀裂幅 d を l_v, d_v により無次元化し、②段階以降の亀裂進展を示すために横軸を $N-N_s$ にとり、塑性率 μ 毎にまとめて図 16 に示す。図 16 より、各シリーズの変形能力の限界である $l/l_v=1, d/d_v=1$ に至るときの横軸の値 $N-N_s$ は図 7、図 8 に示す変形能力の相違に対応している。鋼種によらずスカラップ形式の方がノンスカラップ形式に比べ変形

能力の限界に至るときの $N-N_s$ が小さいことが分かる。また、490N 級鋼梁では NSW シリーズと SCS シリーズはともに変形能力が低く進展曲線も近い位置にあり、変形能力の高い NSS シリーズとは明瞭に異なる曲線を描いている。

4. 結論

鋼構造柱梁溶接接合部の変形能力に影響の大きいパラメータとしてスカラップの有無、梁端接合部の最大曲げ耐力、鋼種をとりあげ、

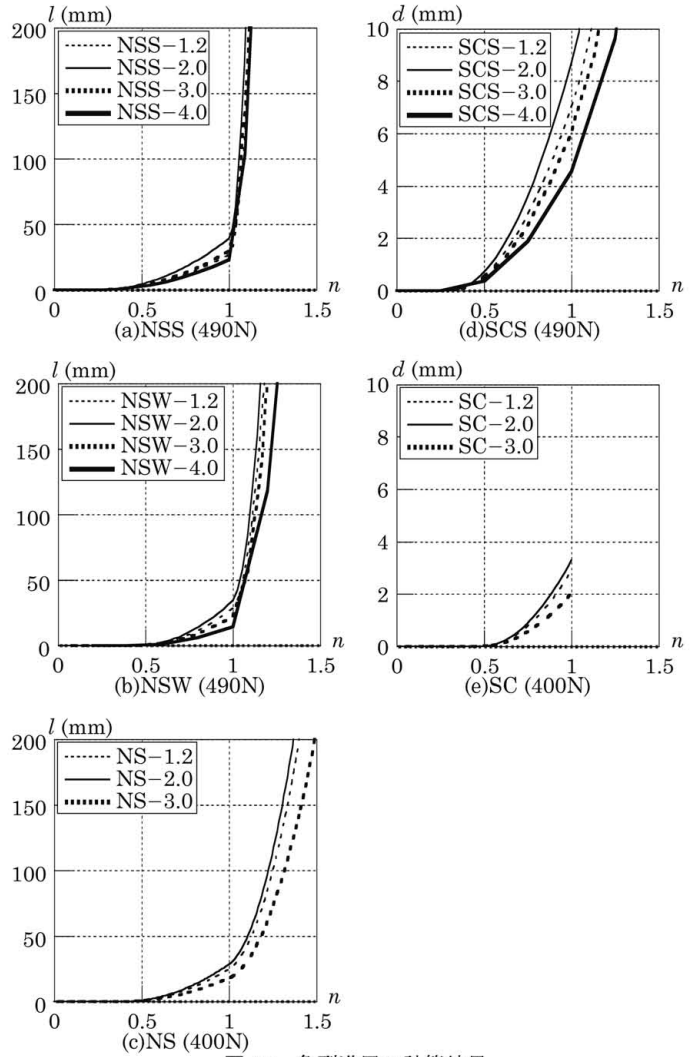


図 15 亀裂進展の計算結果

表 7 回帰分析による亀裂進展に関する係数と μ の関係

シリーズ	N_g または N_{sc}	n_s	a_1	a_2
SCS	$150\mu^{-2.69}$	0.301	$1.55(\mu-1)$	$4.87(\mu-1)$
NSS	$296\mu^{-2.39}$	0.249	$2.48(\mu-1)$	$551(\mu-1)$
NSW	$249\mu^{-2.78}$	0.453	$6.43(\mu-1)$	$312(\mu-1)$
SC	$409\mu^{-2.90}$	0.481	$0.445(\mu-1)$	-
NS	$753\mu^{-2.88}$	0.393	$1.51(\mu-1)$	$19.7(\mu-1)$

表 8 変形能力の限界点での亀裂の大きさ (単位: mm)

シリーズ	変形能力の限界点の亀裂長さ l_v , 亀裂幅 d_v			
	$\mu=1.2$	$\mu=2.0$	$\mu=3.0$	$\mu=4.0$
SCS	7.0	8.7	6.1	4.6
NSS	26.7	39.2	29.4	23.1
NSW	28.5	34.1	22.8	14.2
SC	2.9	3.3	2.0	-
NS	24.8	28.4	17.8	-

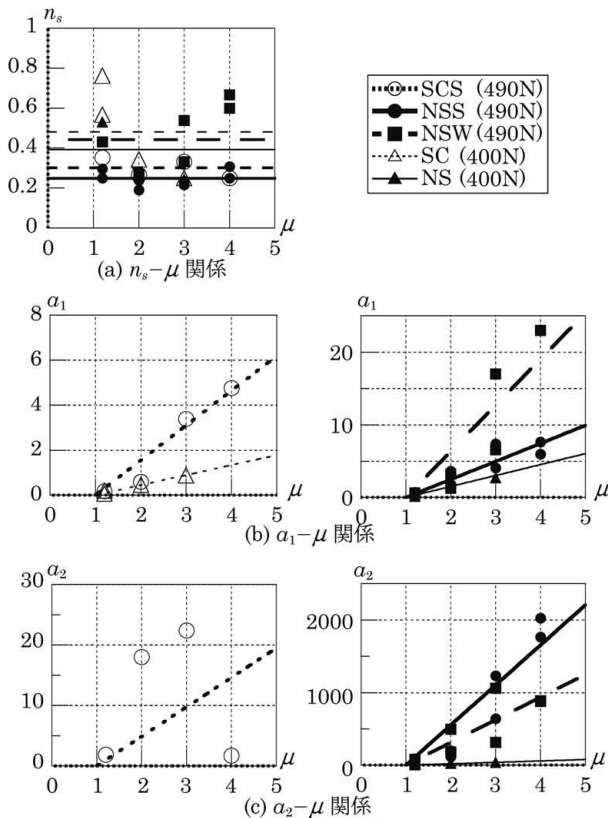


図 14 回帰分析による亀裂進展に関する係数と μ の関係

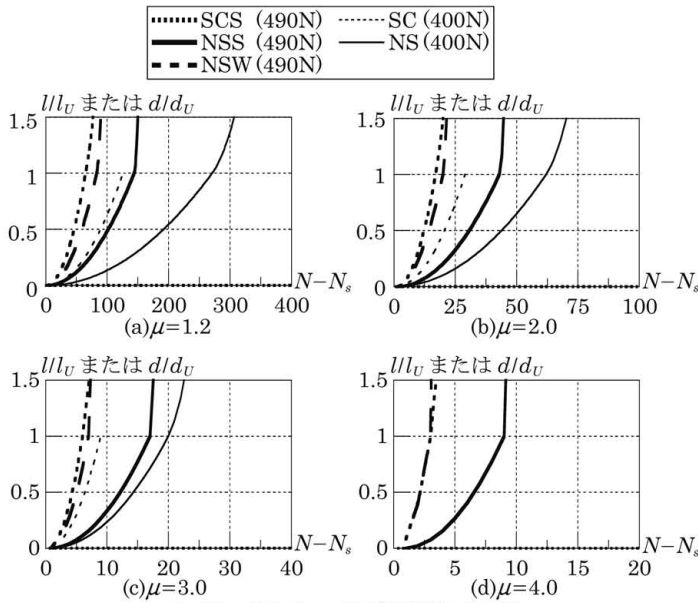


図 16 各シリーズの亀裂進展の比較

各パラメータの影響を定量的に調べるため、490N 級鋼梁と柱の溶接接合部にスカラップ形式を採用した試験体について、前報と同様の塑性率を用いた 4 種類の振幅による一定振幅繰返し載荷実験を行い、文献 4)、13) の結果と比較し以下の知見を得た。

(1) 終局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り、載荷振幅が大きくなるほど変形能力は低下する。400N 級鋼梁と 490N 級鋼梁に共通してスカラップ形式の方がノンスカラップ形式より変形能力が低く、490N 級鋼梁において最大曲げ耐力の小さなノンスカラップ形式の試験体よりもさらに劣っている。また 400N 級鋼梁の方が 490N 級鋼梁に比べ各形式において変形能力は高い。

(2) ノンスカラップ形式の梁フランジ溶接端部で生じた亀裂やスカラップ形式のスカラップ底で生じた亀裂の進展は 3 段階に分けられる。亀裂進展からみた変形能力の限界は、梁端の最大曲げ耐力が 90% を下回る時点で定義される終局とほぼ一致しており、またスカラップ形式の亀裂進展からみた変形能力の限界と亀裂が梁フランジを貫通する時点はほぼ一致している。これらの時点のサイクル数を基準となるサイクル数とし、変形能力の限界の基準として評価する方法を示した。

(3) スカラップ形式、ノンスカラップ形式それぞれの変形能力に関係する亀裂を対象に、その亀裂進展速度を求め、その進展を 3 段階に模式化し、亀裂が発生するサイクル数や各段階の速度の変化率を塑性率と線形関係があるとして回帰分析により同定した。得られた値を用いてシリーズ毎にサイクル数と亀裂進展の関係を定量的に表現した。

(4) 定量化した亀裂進展から、塑性率 1.2 を除き塑性率が大きくなるほど変形能力の限界となる亀裂の大きさは小さくなる。さらに、終局時の亀裂の大きさで無次元化した亀裂進展を用いると、鋼種によらず亀裂発生後の進展はスカラップ形式のスカラップ底で生じた亀裂の方がノンスカラップ形式の溶接端部で生じた亀裂より速いという傾向が得られた。また、ノンスカラップ形式であっても最大曲げ耐力が小さい場合の亀裂発生後の進展曲線はスカラップ形式に近く、変形能力の大きさに応じて異なる進展曲線を描くことが分かった。

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。ここに感謝の意を示す。

参考文献

- 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
- 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
- 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
- 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
- 立山英二, 井上一朗, 杉本正三, 松村弘道: 通しダイアフラム形式で角形鋼管柱に接合される H 形断面はりの耐力と変形性能に関する研究, 日本建築学会構造系論文集報告集, 第 389 号, pp.109-121, 1988.7
- 田淵基嗣, 金谷弘, 田中丈之, 園田隆一: 角形鋼管柱・梁仕口溶接部における改良型スカラップ工法の提案, 日本鋼構造協会鋼構造年次論文報告集, 第 1 巻, pp.65-72, 1993.7
- 中込忠男, 藤田哲也: 角形鋼管柱に通しダイアフラム形式で溶接接合される圧延 H 形鋼梁端部の力学的性能 (梁スカラップの有無および形状と目違いが破壊性状に及ぼす影響), 日本建築学会構造系論文集, 第 455 号, pp.187-196, 1994.1
- 中込忠男, 藤田哲也, 南圭祐, 李健, 村井正敏: 柱梁接合部におけるノンスカラップ工法梁端ディテールに関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 498 号, pp.145-151, 1997.8
- 井上一朗, 上場輝康, 甲津功夫, 吹田啓一郎, 多田元英, 立山英二, 田中剛, 田淵基嗣, 豊田政男, 中島正愛, 丸岡義臣, 南二吉吉, 森迫清貴, 森田耕次: 通しダイアフラム形式で角形鋼管柱に接合される H 形鋼梁の塑性変形能力に関する実大実験 (その 1~5), 日本鋼構造協会鋼構造論文集, 第 4 巻, 第 16 号, pp.27-104, 1997.12
- 石井匠, 菊川春三, 森田耕次, 高梨晃一: 通しダイアフラム形式・柱梁接合部の破壊性状に関する実験的研究, 日本鋼構造協会鋼構造論文集, 第 6 巻, 第 24 号, pp.87-102, 1999.12
- 金多潔, 甲津功夫, 内山義英, 吹田啓一郎: 繰返し載荷を受ける鋼構造梁端部の破壊挙動, 第 6 回日本地震工学シンポジウム, Vol.2, pp.697-704, 1982.12
- 伊山潤, 鈴木孝彦, 桑村仁: 鋼部材の繰返し履歴曲線と単調載荷曲線の関係 (その 1 破壊する場合), 日本建築学会関東支部研究報告集, No.22, pp.85-88, 1997.2
- 吹田啓一郎, 橋田勇生, 佐藤篤司: 実験による変形能力と亀裂の成長, (繰返し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, その 2), 日本建築学会大会学術講演梗概集(東北), C-1, 構造Ⅲ, pp.1021-1024, 2009.8
- 日本建築学会: 建築工事標準仕様書 JASS6 鉄骨工事, 第 9 版, 2007
- 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
- 日本建築学会: 鋼構造接合部設計指針, 第 2 版, 2006
- 高塚康平, 吹田啓一郎, 田中剛, 真鍋義貴: 塑性歪履歴を受ける鋼構造柱梁溶接接合部の変形能力 (スカラップの有無が変形能力に及ぼす影響その 5), 日本建築学会近畿支部研究報告集, 第 51 号, 構造系, pp.249-252, 2011.6

注

注 1) NSW-4.0A だけ a_1 の値が他と比べて著しく逸脱しているため、この回帰分析からは除いた。