1000 N 級鋼（950 N/mm² 級鋼）の低サイクル疲労特性と 溶接 H 形鋼柱梁継手の構造性能*

－ 1000 N 級鋼の建築構造物への適用性－

川畑 友弥**, 一戸 康生***, 福田 浩司***, 佐々木正道***, 沼田 俊之****,
橋田 知幸*****, 藤平正一郎*****, 甲津 功夫*****, 多田 元英*****,
桑原 進*****, 向出 静司*****, 多賀 謙蔵*****

Low cycle fatigue property of 1000N class steel and performances of H-section Column-to-Beam Welded Joints*

- Investigation on Application of 1000N Class (950N/mm² Class) Ultra-high Strength Steel for Buildings -

by KAWABATA Tomoya**, ICHINOHE Yasuo***, FUKUDA Kouji***, SASAKI Masamichi***, NUMATA Toshiyuki****,
HASHIDA Tomoyuki*****, FUJIHARA Shoichiro*****, KOHZU Isao*****, TADA Motohide*****,
KUWAHARA Susumu*****, MUKAIDE Seiji***** and TAGA Kenzo*****

Recently, ultra high strength steel plate such as 1000N (950N/mm² Class) class strength is focused as material of various type of steel structure. 1000N class steel has already applied in hydropower plant in order to enjoy its effect on weight and cost reduction. However, in building construction field, high strength steel remains unfamiliar material. There are only a few example of application of 780N/mm² class strength steel in building field. Authors have already developed 1000N class steel plate and welding consumables for building. However, from viewpoint of actual application, structural performance under massive earthquake must be evaluated. Local area of column-to-beam connection seems be subject to large amount of strain when seismic event. So, in this report, low cycle fatigue properties of 1000N class steel and its weld was evaluated and structural experiments were conducted. As a result, it is revealed that Low fatigue property of 1000N class steel is equivalent to that of 780N class and can maintain the loading capacity under 26~51 times of strain amplitude at $\epsilon_c \delta_p$. Furthermore, it is also shown that structural performance can be estimated by test results of small specimen with strain calculation by FE analysis and finishing of edge of beam is effective for extension of lifetime through decrease of strain.

Key Words: ultra high strength steel, building, low cycle fatigue, ductile crack, column-to-beam joint

1. 緒 言

近年、構造物の大型化や高層化に伴い鉄鋼材料にもますます高強度化のニーズが高まっている。現在、溶接構造用として実用に供されている鋼材では最も強度の高い 1000 N

級鋼（引張強度 950 N/mm² 以上）は、水圧鉄管分野を中心に既に数多く実用されている。建築鉄骨分野では、780 N 級鋼については主要構造部への適用事例が数件あるものの、1000 N 級鋼についての適用実績はない。しかしその極めて広い弾性応力範囲に注目して、建築鉄骨分野への適用可能性についての検討が進められている¹⁻⁸⁾。筆者等は、1000 N 級鋼を建築鉄骨の主要構造部へ適用することを目標に、鋼材、溶接・ボルト接合、局部座屈性状などに関して基礎検討を行ってきた⁹⁻¹⁴⁾。

1000 N 級鋼を建築鉄骨の主要構造部に適用する場合、その高い降伏強度及び引張強さを設計として十分活用する為には、溶接部においても鋼材と同等以上の強度特性が求められる。筆者らはこれまで、建築鋼構造骨組及び構造部材で適用が想定されるガスシールドアーク溶接（GMAW）法並びにサブマージアーク溶接（SAW）法に関する溶接材料の開発を行い、それらの特性を十分に発揮することができると溶接施工条件範囲を明らかにし、さらに、この最適条件に従い、1000 N 級鋼及び溶接材料を用いて製作した溶接継手の基本的な特性確認も詳細に行った¹⁵⁾。

*受付日	平成23年 1 月17日	受理日	平成23年 6 月 2 日
	平成21年11月溶接構造シンポジウムで発表		
**正 員	住友金属工業(株)	Member, Sumitomo Metal Industries, Ltd.	
***	住友金属工業(株)	Sumitomo Metal Industries, Ltd.	
****	片山ストラテック株式会社	Katayama Stratech Corp.	
*****正 員	片山ストラテック株式会社	Member, Katayama Stratech Corp.	
*****	大阪大学名誉教授	Professor Emeritus at Osaka University	
*****	大阪大学大学院	Graduate school of Eng., Osaka Univ.	
*****	神戸大学大学院（前（株）日建設計）	Graduate School of Engineering, Kobe Univ. (Former Nikken Sekkei Co., Ltd.)	

1000 N 級鋼を柱梁接合部に適用することを念頭に置いた場合、巨大地震を受けた場合の耐破壊性能の観点から、鍵となる特性であると考えられる高応力・低サイクル（10⁴以下）疲労特性の把握は重要である。これまで 780 N 級鋼までの高張力鋼の調査は行われた例がある¹⁶⁻¹⁸⁾が、1000 N 級鋼の同特性はこれまで調査されたことが無いため、本報では、まずは小型試験片レベルで低サイクル疲労特性を実験的に評価し、490～780 N 級鋼との差異や特徴の有無を確認する。さらにその上で、本研究グループが目指す当面の目標構造である溶接組み立て H 形鋼十字形柱梁継手を製作し繰り返しの大きな地震想定力を载荷した場合の構造性能を実験的に評価した。構造実験に際しては同特性（破断までの繰り返し数）の重要な支配要因である梁端の仕上り有無¹⁹⁾双方の構造体を供試し、巨大地震を想定する建築構造物の柱梁への 1000 N 鋼の適合性とその場合の梁端仕上り要否を考察する。

2. 1000 N 級鋼材・溶接材料と溶接施工条件範囲

建築用に新たに開発した 1000 N 級鋼^{9, 15)}は、焼入れ焼戻し法により製造され、焼戻しマルテンサイトを主組織とする鋼材である。化学成分を Table 1 に、ミクロ組織を Fig. 1 に示す。Table 2 に引張試験結果を、Fig. 2 に応力歪曲線を従来 490 N 級鋼と比較して示す。構造部材として 1000 N 級鋼の持つ極めて大きな弾性範囲は魅力的であり、この高い降伏応力を活用するべく、溶接継手についても、Table 3

Table 1 Chemical compositions [position: 1/4t, mass%]

C	Si	Mn	P	S
0.10	0.22	0.97	0.005	0.0005
Others			<i>Ceq</i>	<i>P_{CM}</i>
Cu, Ni, Cr, Mo, V, Nb, Ti, B			0.54	0.26

$$Ceq = C + Mn/6 + Si/24 + Ni/40 + Cr/5 + Mo/4 + V/14$$

$$P_{CM} = C + Si/30 + Mn/20 + Cu/20 + Ni/60 + Cr/20 + Mo/15 + V/10 + 5B$$

Fig. 1 Microstructure (1/4t, L-section)

Table 2 Tensile test results (JIS4 specimen)

Position	Direction	0.2PS [N/mm ²]	TS [N/mm ²]	YR [%]	Uniform Elongation[%]
1/4t	L	910	973	93.5	6.2
	C	920	980	93.9	6.1
1/2t	L	918	980	93.7	6.0
	C	925	986	93.8	5.5
Aim	C	880/1065	950/1130	≤98	-

に示すように高い目標強度を設定した^{10, 15)}。なお、溶接継手の目標 0.2% 耐力下限値は、今回開発した 1000 N/mm² 級鋼材用の溶接金属は耐水素割れ性がクリティカルになる超高強度鋼の領域にあり、この耐割れ性を確保した上で溶接材料の降伏強さを母材と同等に調整するのが極めて難しい

Fig. 2 Stress-strain curve

Table 3 Aiming value of mechanical properties for welded joint of 1000N/mm² class steel developed

	All-depo tensile properties		Charpy impact property
	0.2PS [N/mm ²]	TS [N/mm ²]	<i>vE₀</i> (av.) [J]
Aim.	≥810	≥950	≥70

Fig. 3 Applicable range of inter-pass temperature and heat input from the point of view of yield strength in deposited metal (GMAW)

Fig. 4 Applicable range of inter-pass temperature and heat input from the point of view of yield strength in deposited metal (SAW)

理由¹⁵⁾から鋼材の規格下限値より低減した値である 810 N/mm²とした。この目標値をできるだけ広い溶接条件範囲の下で実現することを目指して著者らにより新たに開発した建築用 1000 N 級溶接材料^{20, 21)}と組み合わせ、Fig. 3~4 に示すような溶接施工可能範囲を設定できた^{11, 15)}。(図表中の 0.2 PS は 0.2% 耐力, TS は引張強さ, YR は降伏比 (0.2 PS/TS), vE_0 は 0℃ におけるシャルピー吸収エネルギーをそれぞれ示す。)

3. 低サイクル疲労特性

これまで高張力鋼の疲労特性を検討した例として、金多、甲津の検討¹⁷⁾が挙げられる。甲津らは、丸棒試験片を用いて軟鋼から 780 N 級鋼までの母材とその溶接部について、定歪振幅完全両振り型の疲労試験を実施し、無次元化歪振

幅と破断サイクルの関係について、Manson-Coffin 則^{22, 23)}の良好な適合を見たうえで、強度グレードとその係数の傾向を整理している。その結果、軟鋼と 490 N 級鋼は同レベルであるが、それ以上の強度を有する鋼 (570 N 級鋼, 700 N 級鋼, 780 N 級鋼) では、特性が低下することを知見している。ここでは、同様の丸棒試験片にて 490 N 級鋼から 1000 N 級鋼の母材、溶接継手の低サイクル疲労特性を評価する。また丸棒試験片で評価困難な大歪振幅領域では、工夫した曲げ疲労試験方法を開発し適用した。

3.1 供試材

供試材プロフィールを Table 4 に示す。板厚はいずれも 36 mm のものを使用した。表中には 1/4 t 部より C 方向に採取した JIS 4 号丸棒試験において評価した引張試験結果も示してある。いずれも脚注に示した規格へそれぞれ適合し

Table 4 Profile of steel used

Mark	Thickness [mm]	Chemical compositions [mass%] and its parameter							Tensile properties (range of target spec.)[MPa]		
		C	Si	Mn	P	S	Others	Ceq^{*1}	P_{CM}^{*2}	YS^{*3}	TS^{*4}
490N	36	.17	.42	1.39	.011	.0004	-	0.43	0.26	362 (325-445) ^{*5}	522 (490-610) ^{*5}
780N	36	.07	.06	1.24	.008	.0007	Ni,Cr,Mo,Nb,Ti,B	0.58	0.22	759 (≥ 685) ^{*6}	848 (780-930) ^{*6}
1000N	36	.11	.21	0.95	.006	.0004	Cu,Ni,Cr,Mo,Nb,V,Ti,B	0.56	0.27	914 (880-1060) ^{*7}	974 (950-1130) ^{*7}

^{*1} $Ceq = C + Mn/6 + Si/24 + Ni/40 + Cr/5 + Mo/4 + V/14$, ^{*2} $P_{CM} = C + Si/30 + Mn/20 + Cu/20 + Ni/60 + Cr/20 + Mo/15 + V/10 + 5B$

^{*3} Yield point or 0.2% proof strength, ^{*4} Tensile strength, ^{*5} JIS G3136:SN490, ^{*6} JIS G3128:SHY685, ^{*7} SSS1000

Fig. 5 Edge preparation

Fig. 6 Macrostructure of welded joint tested

Table 5 Welding conditions

Mark	Steel	Consumable (Solid wire)	Shielded gas	Current [A]	Voltage [V]	Speed [mm/min.]	Heat input (Average) [kJ/mm]	Inter-pass temp. [deg.C]	Number of passes
W490	490N	YM-55C	100%CO ₂	280	34	227-343	1.7-2.5(2.0)	30-270	13
W780	780N	YM-80C	100%CO ₂	280	35-36	235-372	1.6-2.5(2.1)	50-150	13
W1000M	1000N	MGS-100J	95%Ar-CO ₂	270-280	31	192-397	1.3-2.7(1.8)	100-125	15
W1000Y		YM-100AS	95%Ar-CO ₂	290-300	31	221-383	1.4-2.4(2.1)	150-250	14

Fig. 7 Hardness distribution of welded joint tested

Fig. 8 Smooth round-bar type low cycle fatigue specimen

Fig. 9 Nomenclatures of stress-strain curves at the steady-state

ていることが判る。これらの鋼板を用い、評価の単純化のため、傾斜の無い FL (Fusion Line; 溶融線) にて試験片を採取すべく、Fig. 5 に示すレ形開先加工を施し、Table 5 に示す溶接方法にて溶接継手を作製した。なお、裏当て材は 9 mm × 25 mm × 800 L をそれぞれ同一鋼板から減厚加工して作製した。マクロ組織を Fig. 6 に示す。

Fig. 7 には板厚 1/4 位置にて計測した硬さ分布を示す。マーク W490 では顕著な溶接金属オーバーマッチを示すが、その他はほぼイーブンマッチ継手であると言える。また 780 N 級以上の高張力鋼では熱影響部の軟化挙動も認められた。

3.2 低サイクル疲労試験結果

3.2.1 軸力試験による母材低サイクル疲労試験結果

Fig. 8 に使用した平滑丸棒試験片を示す。繰り返し疲労試験は、平均歪を零とするいわゆる歪制御の完全両振り引張・圧縮試験である (歪設定範囲の記号とその意味は Fig. 9 参

Fig. 10 Comparison of change of peak stress in low cycle fatigue test (base plate)

照)。制御のための歪は平行部内で軸方向に取り付けた差動トランス型の伸び計を用いて測定した。試験機は電気油圧サーボ疲労試験機 (島津製作所製 EHF-ED10, 容量; ±98 kN) を用い、試験体のひずみ振幅 (片方の振幅, ε_a) を 1% 程度と 0.5% 程度の 2 水準とした。载荷速度は歪速度で制御し 0.3%/sec. とした。試験は試験体が引張域側で完全に破断する、あるいは繰り返し数が 1.0×10^4 回に到達するまで繰り返すこととしたが、破損繰り返し数 N_f は引張ピーク応力がほぼ一定となる疲労寿命中期における値の 75% に低下した時点の繰り返し数とした。Fig. 10 には試験条件, $2\varepsilon_a=2.0\%$ の試験結果を例とし、ピーク応力の推移について比較して示している。490 N では繰り返し硬化が起きているのに対し、780 N, 1000 N では明瞭な繰り返し軟化が起きていることが特徴である。このことは、初期組織に内包される転位密度や格子欠陥などの状態に拠るものと推察される²⁴⁾。

片方の振幅, ε_a (ここでは圧縮引張とも等振幅) を評価軸として作成した S-N 曲線を Fig. 11 に示す。いずれの鋼種にも大きな差異は見られない。ただし、高強度鋼は高い設計応力の下で用いられるものであるから、Fig. 11 のように歪振幅の絶対値を評価軸として考慮し鋼種毎の優劣を議論することは不適切であると考えられる。つまり、高強度鋼は設計時に想定すべき歪振幅も当然大きく、鋼種間で等価な評価を行うためには、各鋼種に設計時で期待すべき歪量を降伏強度の規格最小値²⁵⁾と考え、その降伏歪, ε_{SMYS} (こ

Fig. 11 Correlation of total strain amplitude and fatigue lives (test results of base plate)

Fig. 12 Correlation of non-dimensional strain amplitude and fatigue lives (test results of base plate)

ここでは降伏歪として規格要求最小降伏強さ [SMYS; Specified Minimum Yield Strength] に対応する歪を用いる) で歪振幅を除して無次元化した評価パラメータを用いることとした。Fig. 12 には、そのように考慮したパラメータ、 $\varepsilon_a / \varepsilon_{SMYS}$ を評価軸として整理したものを示す。既存の知見¹⁷⁾と同様、490 N に比べて 780 N や 1000 N は低サイクル疲労特性の低下が認められる。ただし、1000 N は 780 N からのさらなる低下は見られないことが今回新たに見出された。

3.2.2 軸力試験による溶接継手部低サイクル疲労試験結果

一般に溶接部の歪分布を考えると、溶接金属には余盛りが存在するため、その止端部には幾何学的理由により歪集中部が存在する。このような理由から溶接継手の疲労破壊の起点はフェュージョンライン部 (以下 FL と表記) 近傍となることが多い。ただし、溶接金属部や熱影響部の硬さが母材部よりも顕著に硬い場合などには、前節と同様の平滑丸棒試験を用いて低サイクル疲労試験を行ったのでは、歪が評価対象部である FL 近傍に分布せず、母材部で破断するなど溶接継手の評価として成立しないことが想定される。そこで、歪分布を評価対象部に集中させるため、Fig. 13 に示す砂時計型試験片を用いて評価を行うこととした。ここでは最くびれ部は評価対象であるストレート側の FL となる

Fig. 13 Sandglass type low cycle fatigue specimen

Fig. 14 Correlation of non-dimensional strain amplitude and fatigue lives (test results of welds)

ように試験片加工を行った。試験は母材評価と同様、平均歪の生じないいわゆる歪制御の完全両振り引張・圧縮試験としたが、制御すべき歪は最くびれ部の径の変化を測定し、その値を換算して用いた。試験機などの環境は前節と同様である。試験後の破断位置は全ての試験片において、ほぼ試験片の最くびれ部近傍であり、FL 近傍の評価を行うことができたと考えられる。

$\varepsilon_a / \varepsilon_{SMYS}$ を用いて整理し、母材試験結果の上に上書きしたものを Fig. 14 に示す。ただしここで、1000 N を用いた継手の SMYS は大臣認定にて付与された F 値である 810 N/mm^2 とした。金多、甲津の研究結果と同様、本評価で得られた継手部の試験結果は、母材のそれとほぼ同レベルに位置している。さらに、母材同様、780 N から 1000 N への特性低下は認められなかった。

3.2.3 正負交番繰り返し曲げ試験による継手低サイクル疲労試験結果

建築構造物が巨大地震に見舞われた際の柱梁接合部の安全性及び破壊サイクル数を確実に把握するためには、前節までにて実施した試験条件では歪振幅は過小であり、さらに大きな歪振幅の疲労試験が必要である。しかしながら軸力試験では圧縮側の座屈回避が困難である。そこで、曲げ負荷方法を採用し、その曲げ変形量を調整することで表面歪を制御し、正負交番の繰り返し塑性歪を付与する試験方法を計画した。ただし、通常の曲げ試験では、負荷反転とともに、試験片を再セッティングする必要が生じ、これもまた実際的に試験実施が困難である。そこで、Fig. 15 に示すような、再セッティング不要な、引張/圧縮で異なる曲

げジグを交互に使用する 4 点曲げ試験方法を新たに開発し、評価に用いた。試験片は Fig. 16 に示すような溶接継手から加工した余盛り付きの板状試験片とし、裏当て材は除去し裏面は平滑に加工し、き裂の発生位置を表面側に限定した。なお、歪は表面側の溶接止端部の幅方向端部近傍にゲージレンジス 2 mm の微小な歪ゲージを貼り付け検出した。歪ゲージの貼り付け位置（ベースの中心位置）は、試験片端部・止端部からともに 5 mm とした。試験条件はこの 4 か所の歪ゲージの出力値のうち、初回サイクルの引張側・圧縮側それぞれにおける最大・最小の歪値が目標の歪になるように曲げモードのストローク変位を記録、それ以降のサイクルではその変位を目標に引張側・圧縮側とも変位制御の下、曲げ負荷を行うこととした。

この繰り返し曲げ疲労試験結果をこれまでの軸力試験結果に付記する形で示したものが Fig. 17 である。曲げ疲労試験結果は、軸力試験の結果と一部重なる形で整合し、さらに低歪領域については、軸力試験結果を直線外挿した関係と良く整合した。これは載荷方法によらず、低サイクル疲労特性が破壊発生部の歪で整理できることを示しているものと考えられる。軸力試験と同様、歪振幅が大きい領域においても、780 N、1000 N 鋼の間では差異は見られず、

Fig. 15 Testing Jig developed for repeated bending strain of tension and compression

Fig. 16 Specimen for cyclic bending test

490 N 鋼に比べると低下が見られる。今回得られた一連の疲労試験結果を母材・継手の結果をまとめて 490 N 級及び 780-1000 N 級の 2 グループに分け歪パラメータ-破断寿命関係を最小二乗法にてべき乗関係に定式化したものを式 (1) 及び式 (2) に示す。

$$\frac{\varepsilon_a}{\varepsilon_{SMYS}} = 3.30 \times 10^2 \cdot N_f^{-5.49 \times 10^{-1}} \quad (1)$$

$$\frac{\varepsilon_a}{\varepsilon_{SMYS}} = 6.07 \times 10^1 \cdot N_f^{-4.34 \times 10^{-1}} \quad (2)$$

4. 溶接組立 H 形鋼柱梁継手の構造特性

本研究体が目指す当面の目標構造である溶接組立 H 形鋼十字形柱梁継手を用いて繰り返しの大きな地震想定力を載荷した場合の耐破壊性能を実験的に評価した。この特性（破断までの繰り返し数）に対して重要となる要因として梁端の仕上げ有無が挙げられる¹⁹⁾ため、ここでは 1000 N 級鋼を用いた同継手の特性レベルを把握するとともに本鋼の場合の仕上げ有無が破断サイクルに及ぼす影響を把握することを目的とした。

4.1 試験要領

Table 6 に試験内容の概要を示す。試験体の柱、梁部材断面はともに溶接組立 H 形鋼である。Fig. 18 に試験体のセッ

Fig. 17 Correlation of non-dimensional strain amplitude and fatigue lives (test results of welds by cyclic bending)

Table 6 Specimen tested

Specimen No.	Condition	Cross section [mm]		Detail of welding ^{*1}	Loading pattern
		Column	Beam		
CJ1	Finished	BH-400×350×36×36 (1000N class)	BH-380×200×19×36 (1000N class)	Type A	Cyclic loading with constant Amplitude ($\pm 1.09 \delta_p^{*2}$)
CJ2	Non-Finished			Type B	

^{*1} Detail of welding at the welding end is shown in Fig. 19.

^{*2} M_p : Calculated full plastic moment, δ_p : Calculated elastic displacement at M_p ($\sigma_y = 810 \text{ MPa}$).

Fig. 18 Set-up of loading test

Table 7 Mechanical properties of specimen

Plate	Strength class [N/mm ²]	Thick. [mm]	Tensile test results		Application ^{*3}
			YS ^{*1} [N/mm ²]	TS ^{*2} [N/mm ²]	
S19	1000	19	929	971	A
S36		36	912	972	B,C

*1 Yield point or yield strength, *2 Tensile strength

*3 A: Web of beam, B: Flange and web of column・Stiffner, C: Flange of beam,

Table 8 Welding condition of H-section beam(SAW)

Specimen No.	Plate		Consumables		Welding condition				
	Flange	Web	Welding wire	Flux	Condition	Fusion condition ^{*1}	Portion	Groove	Scallop
CJ1 ~CJ2	S36	S36	1000N class	1000N class	"Q2" in Fig. 4	F	Flange-to-web (column)	*2	N/A
		S19				P	Flange-to-web (beam)	*3	N/A

*1 F=Full penetration, P=Partial penetration

*2

*3

Table 9 Welding condition of column-beam joint (GMAW)

Specimen No.	Plate		Consumables		Welding condition				
	Column	Beam	Welding wire	Shielding gas	Condition	Fusion condition ^{*1}	Portion	Groove	Scallop
CJ1 ~CJ2	S36	S36	1000N class	95%Ar+5%CO ₂	"Q1" in Fig. 3	F	Flange(column)-to-flange(column)	*2	N/A
		S19				P	Flange(column)-to-web(column)	*3	N/A

*1 F=Full penetration, P=Partial penetration

*2

*3

トアップをそれぞれ示す。载荷には 5000 kN 油圧ジャッキを使用した。载荷条件は、全塑性モーメント M_p 時の変位計算値 δ_p を一定振幅とした交番繰返し载荷とした。载荷は変位制御とし、载荷速度は鉛直変位で 5 mm/min. 程度を目安とした。载荷中は柱-梁溶接部を冷却箱で覆い、その中に噴霧した液体窒素を充填することで継手部近傍を 0°C に保持した。Table 7 に鋼材の機械的性質を示す。Table 8 に部材断面製作時の SAW 溶接条件を、Table 9 に柱-梁溶

接部製作時の GMAW 溶接条件を示す。試験体は梁端仕上げ状態 (Fig. 19) をパラメータとし、計 2 体を製作した。組み立て後の試験体と試験機へセッティングした際の外観写真を Fig. 20 に示す。試験体の梁は、試験実施時の効率上、梁中央部にて高力ボルト接合する形式を取り、ボルト接合部は柱梁接合部が全塑性耐力時にボルトが滑らない設計とした。

Fig. 19 Detail of welding of column-to-beam welded joint

Fig. 20 Appearance of column-to-beam welded joint test

4.2 試験結果

Table 10 に実験結果を、Fig. 21 に各試験体の荷重－変形関係を示す。いずれも荷重上昇過程において、載荷時に引張側となった梁端フランジ溶接部が破断し、急激に荷重低下して実験を終了した。双方の試験体ともに、破断に至るまでに顕著な耐力劣化が見られず、破断回数はそれぞれ25, 51回であった。梁端溶接接合部の仕上げ状態の継手性能への影響についてみると、耐力への影響はほとんどみられないが、繰返し回数はCJ1（仕上げ有り）の方がCJ2（仕上げ無し）の約2倍多い結果となっていることが判る。また、Fig. 22 に破断面の観察結果を示す。フランジの角から広がる色調の異なる領域は、低サイクル疲労により生じたき裂進展領域であり、延性破面である。それ以外の領域は脆性破面である。梁フランジと柱との溶接接合部の梁フランジ側の溶接止端部、かつ梁フランジ端部から延性き裂が進展し、ある限界長さまで到達した後、残りリガメントが脆性的に破断していることが伺える。仕上げ有無により生じた破断回数の約2倍もの差は、脆性破壊に転じるまでの延性き裂伸長に要する繰返し回数の差と理解することができる。つまり、仕上げ有無は同じ載荷条件下での延性き裂進展量に大きな影響を与えていることを意味している。それぞれの試験体における歪最大箇所や最大量は脆性破壊の起点を調査することなどにより正確に定量化できる可能性があるが、いずれの試験体も亀裂がボンド部に沿って進行しており、明瞭な脆性破壊の起点及びその進展経路が確認できなかった。そこで、次節で行う本試験体の作用歪の定量化の際には、通常最大となる表層側の溶接止端部の歪量を採用することとした。

Table 10 Cyclic loading test results of H-section column-beam welded joints

Speci-men No.	Parameter of design					Test results			
	δ_y [mm]	cP_y [kN]	δ_p [mm]	cP_p [kN]	cP_u [kN]	cP_u [kN]	cP_u/cP_y	δ_u [mm]	cC_f [times]
CJ1	65.3	1652	76.8	1943	2052	1910	0.93	73.3	51(+)
CJ2						1908	0.93	73.1	25(-)

Experiment results	P_y : Yield load (1/3 slope factor method) P_p : Full plastic load (general yield method) P_u : Maximum load δ_u : Displacement at maximum load C_f : Cycles of failure
	P_y : Yield load, $\delta_y = P_y / 2_c K$, $2_c K$: Elastic stiffness, P_p : Full plastic load, $\delta_p = P_p / 2_c K$, P_u : Maximum load ²⁵⁾

Fig. 21 P-δ relationships of cyclic loading test of H-section column-beam welded joints

Fig. 22 Fracture surface of cyclic loading test (Section including weld toe of column-beam welded joint)

4.3 考察

試験時の振幅載荷の際の当該延性き裂発生進展部位に負荷される歪量を定量化するため、3次元ソリッドFEM解析を実施した。解析コードはANSYS ver.5.6を用いた。モデルは幾何学的形状を忠実に再現した上で、溶接金属領域へは別途採取した溶接金属引張試験結果から得られた応力歪関係を、母材部には母材の応力歪関係を入力し、マクロな荷重-変形関係が実験結果と合致することを確認している。解析で得られた相当塑性歪分布としてFig. 23にCJ1（仕上げ有り）の例を示す。歪量を定量化する際の着目する部位

Fig. 23 FEM model and contour figure of equivalent plastic strain

Fig. 24 Element breakdown at attention area

Table 11 Equivalent plastic strain at point "S" calculated by FEM analysis [%]

Loading level	CJ1	CJ2
$1 \times \delta_p$	4.00	1.75

Fig. 25 Agreement of cyclic loading test results of H-section column-beam welded joints and small size test low cycle fatigue test results

は Fig. 24 中の S 点とし、隣接要素の積分点における演算値から節点 S へ割り振られた値を採用した (Table 11). 得られた歪と Table 10 に示した破断した繰返し数を用いて前章までに明らかにした継手低サイクル疲労試験結果のグラフにプロットしたものを Fig. 25 に示す. 780 N~1000 N 級鋼のグループで作成した最小二乗ラインに精度良く合致することが判る. このことより、今回得られた継手低サイクル疲労試験データを用いることにより、構造部材が大振

幅変位を受けた際の破断サイクルを精度良く予測することが可能となることを示している. また、仕上げの有無は FEM 解析でも大きな歪量の差として表れており、巨大地震時の寿命延伸に効果的であることが改めて示唆された.

5. 結 言

既に本研究グループでは建築構造用に 1000 N 級鋼を開発しているが、同鋼を柱梁接合部に適用する際には、巨大地震時の構造性能の把握が必要不可欠であると考えられる. ここでは同性能に対して重要な要素特性である低サイクル疲労特性を 490 N, 780 N 鋼と比較しながら調査し、さらに、溶接組み立て H 形鋼十字形柱梁継手を製作し正負交番繰返し型の巨大地震想定力を载荷した場合の構造性能を実験的に評価した. 以下に得られた知見を示す.

- 1) 各鋼種毎に母材と継手の $\epsilon-N$ 曲線はほぼ一致する. このことは金多, 甲津ら¹⁷⁾が 780 N 級鋼までで明らかにした結果と同様である. 継手部は砂時計型の試験片を用いた軸力評価及び 4 点曲げ試験を実施したが、高張力鋼では熱影響部に軟化部が存在するが、いずれも破断部は FL 近傍であった.
- 2) 評価軸を鋼材の実力を評価する上で妥当と考えられるパラメータ, $\epsilon_a / \epsilon_{SMYS}$ とした場合、試験結果は 490 N と 780 N 以上の 2 グループに分類できる. つまり 780 N 以上のグループは SN490 に比べると特性は低下するが、1000 N が 780 N とほぼ同等であることが確認できた.
- 3) $\epsilon_a / \epsilon_{SMYS} \sim N_f$ の関係は以下の式で定量化することが可能である.

$$\frac{\epsilon_a}{\epsilon_{SMYS}} = 3.30 \times 10^2 \cdot N_f^{-5.49 \times 10^{-1}} \quad (\text{for SN490}) \quad (1)$$

$$\frac{\epsilon_a}{\epsilon_{SMYS}} = 6.07 \times 10^1 \cdot N_f^{-4.34 \times 10^{-1}} \quad (\text{for 780N and over}) \quad (2)$$

- 4) 構造実験の結果、いずれの試験体も破断位置は FL であった. これは溶接部余盛りによって生じる幾何学的歪集中の影響を強く受けているものと考えられる. また、変位振幅を δ_p と大きな塑性化を伴う振幅条件の下でも破断回数は 25 (仕上げ無し)~51 (仕上げ有り) と多数回の振幅に耐えることが判った. また、仕上げの影響は大きく、巨大地震時の寿命延伸に効果的であることが改めて示唆された.

- 5) FEM 解析にて今回製作した柱梁モデルの幾何学形状、応力歪関係を入力し、仕上げ有無双方の条件にて歪を算出した. 破断回数との関係を調査した結果、小型試験で得られた $\epsilon_a / \epsilon_{SMYS} \sim N_f$ 関係とはほぼ一致することが判った. このことより、今回得られた継手低サイクル疲労試験データを用いることにより、構造部材が大振幅変位を受けた際の破断サイクルを精度良く予測することが可能となることを示している.

謝 辞

本研究の遂行に際して、繰り返し4点曲げ試験の考案を含む各種継手確性試験に取り組んでいただきました住友金属工業株式会社総合研究所 国本実氏、姫野正志氏に深く感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) K. Arimochi and S. Okaguchi "Recent Progress in Development and application of High Strength Steel Plate" (in Japanese), Quarterly Journal of the Japan Welding Society 21 (1), (2003), 134-141.
- 2) T. Kawabata, A. Nagayoshi, K. Arimochi, S. Okaguchi, Y. Matsukawa, and N. Watanabe "Development of TMCP type HT100 steel plate with superior arrestability" (in Japanese), Pre-Prints of the National Meeting of JWS, Vol.67, (2000), 144-145.
- 3) Y. Okamura, S. Yano, H. Inoue, K. Tanabe, K. Kawai and N. Watanabe "Development of heavy gauge 100 kgf/mm² class high tensile strength steel with high toughness and weldability by direct quench process: Study for 100 kgf/mm² class high tensile strength steel II" (in Japanese), Tetsu- to- Hagane, (1986), 72 (5), .S614.
- 4) JESC H0001 (2000) "Technical Indication of 950MPa class high strength steel for Penstock" (in Japanese)
- 5) K. Aoki and M. Minami "Construction of Steel Penstocks using HT100 at Kannagawa Hydropower Plant", Conference on High Strength Steels for hydropower Plants, Takasaki, (2009), 1-1~1-8.
- 6) K. Nakahira, F. Oohori, A. Umekuni, M. Yuda, M. Kawahara, S. Ikeda, K. Higuchi, Y. Fuchita, K. Suenaga and T. Sugino "Dai-ni YOSHIMOTO BUILDING -part2; welding of high performance 780N/mm² steel for building structure", STRUTECH, 2004.6, 56-65. (in Japanese)
- 7) "Investigation of application of HT780 steel for building structure (part6; application for new Kokura station building)", Tomoe-corporation technical reports vol.10, 1997, 76-81. (in Japanese)
- 8) T. Nakagomi, T. Fujita, T. Shima, Hara and T. Horie "Example of Design in Case of Application of 950N/mm² Class Steel in Buildings", Workshop of Innovation in Application Technology in Steel, Osaka, 2002.3.20. (in Japanese)
- 9) T. Kawabata, et al. and T. Numata, et al. "Investigation on application of 1000N class ultra high strength steel for buildings (part1-part2)", Summaries of technical papers of Annual Meeting AIJ, A-1 (2005), 97-100. (in Japanese)
- 10) T. Kawabata, et al. "Investigation on application of 1000N class ultra high strength steel for buildings (part3)", Summaries of technical papers of Annual Meeting AIJ, C-1 (2006), 1007-1008. (in Japanese)
- 11) M. Sasaki, et al., T. Numata, et al., T. Yamamoto, et al., S. Kuwahara, et al and M Yasumura et al. "Investigation on application of 1000N class ultra high strength steel for buildings (part4-part8)", Summaries of technical papers of Annual Meeting AIJ, C-1 (2007), 889-898. (in Japanese)
- 12) M. Sasaki, et al., T. Yamamoto, et al., T. Iwamoto, et al and M Yasumura et al. "Investigation on application of 1000N class ultra high strength steel for buildings (part9-part12)", Summaries of technical papers of Annual Meeting AIJ, C-1 (2008), 579-582, 615-618. (in Japanese)
- 13) A. Oki, et al. and T. Iwamoto, et al. "Investigation on application of 1000N class ultra high strength steel for buildings (part13-part14)", Summaries of technical papers of Annual Meeting AIJ, C-1 (2009), 655-658. (in Japanese)
- 14) T. Iwamoto, et al. and K. Taga, et al. "Investigation on application of 1000N class ultra high strength steel for buildings (part15-part16)", Summaries of technical papers of Annual Meeting AIJ, C-1 (2010), 929-930, 629-630. (in Japanese)
- 15) T. Kawabata, Y. Ichinohe, K. Fukuda, M. Sasaki, T. Numata, T. Hashida, S. Fujihira, I. Kohzu, M. Tada, S. Kuwahara and K. Taga "Development of 1000N/mm² class GMA and SA weld material for buildings -Investigation on Application of 1000N/mm² Class Ultra-high Strength Steel for Buildings-", Quar. J. JWS, Vol.29, No.2 (2011), 114-124. (in Japanese)
- 16) M. Nagayasu, H. Yasuda, S. Deshimaru, H. Fujino and K. Uchida "Full-Scale Experiment on Elastic-Plastic Behaviour of Beam-to Column Connection Fabricated from High Strength and Low Yield Ratio Steel for Building Use", Kawasaki Steel Technical Report, Vol.22 (1990), No.1, 29-36. (in Japanese)
- 17) K. Kaneta and I. Kohzu "Low-Cycle Fatigue Strength of Welded Steel Joints: Part 1 Low-cycle fatigue of cylindrical specimens using mild to high tensile strength steels", Transactions of the Architectural Institute of Japan, vol.313 (1982), 30-38. (in Japanese)
- 18) Harrison J D "Low cycle fatigue tests on welded joints in high strength steels", Procs Conf. Fatigue of Welded Structures, Weld. Inst. Paper 12, 1971, 194-207.
- 19) D. Emoto, M. Tabuchi and T. Tanaka "Strain Distribution of Beam Flange in RHS Column-to-Beam Connections with Scallop - Part4. Effects of Scallop Shapes and Conditions of Ends of Full Penetration Weld", Summaries of technical papers of Annual Meeting AIJ, (1997), 395-396. (in Japanese)
- 20) Laid-open disclosure public patent bulletin in Japan No. 2007-229759 "High strength welded joint with excellent toughness and its production method"
- 21) Laid-open disclosure public patent bulletin in Japan No. 2007-260697 "Solid wire for high strength steel and welding procedure of gas shielded arc welding for high strength steel"
- 22) S. S. Manson and M. H. Hirschberg "Fatigue Behavior in Strain Cycling in the Low and Intermediate Cycle Range", Fatigue-An Interdisciplinary Approach, by burle, Reed and Weiss, 1964, 133-179.
- 23) J. F. Taverbelli and L. F. Coffin, J. R. "Experimental Support for Generalized Equation Predicting Low Cycle Fatigue", J. of Basic Engineering, 1962, 533-541.
- 24) T. Kawabata, K. Arimochi, M. Ohata, M. Mochizuki and M. Toyoda "Behavior of deformation in 780MPa class high tensile strength steel plate after prestrain", Quar. J. JWS, Vol.20, No.3 (2002), 398-407. (in Japanese)
- 25) Architectural Institute of Japan "Recommendation for Design of Connections in Steel Structures", 2006. (in Japanese)