高強度鋼を用いた有孔梁の応力集中を考慮した許容耐力と繰返し性状

ALLOWABLE STRENGTH AND CYCLIC CHARACTERISTIC CONSIDERING OF STRESS CONCENTRATION OF PERFORATED BEAM MADE OF HIGH STRENGTH STEEL

五十嵐 規矩夫*, 石原 直**, 井畔 文彦***
Kikuo IKARASHI, Tadashi ISHIHARA and Fumihiko IGURO

This study researches how stress concentration has an effect on cyclic behavior of H-shaped beam with web perforation made of high strength steel “H-SA700”. It is examined and compared with the same shaped beam made of “SN400” by cyclic loading tests. Cyclic elastic deformation of H-SA700 increases even under constant-amplitude cyclic loading. This property may amplify the local plasticity near a circular hole. So new yield strength, Q_c and Q_F , by means of elastic theory of stress concentration, are suggested. Q_c is a minimum strength when somewhere in a hole edge will be plastic. Similarly Q_F is a minimum strength in a minimum section. In addition large deformation behavior of H-SA700 is shown.

Keywords : High Strength Steel, Perforated Beam, Stress Concentration, Allowable Strength, Cyclic Characteristic

高強度鋼, 有孔梁, 応力集中, 許容耐力, 繰返し性状

1. 序

1995年の兵庫県南部地震以降, 大地震に対して倒壊しないだけでなく, 柱梁を弾性に留め, 建築物の機能を維持できる設計法が提案されている。制振構造の柱梁に用いることを想定し, 新たな高強度鋼 H-SA700 が平成 16~20 年度の府省連携プロジェクト「革新的構造材料を用いた新構造システム建築物の研究開発」¹⁾で開発された。H-SA700 は合金元素添加量の低減, 熱処理工程の省略といった製造技術の確立により, 省資源, 省エネルギー, リサイクルにも適した鋼材である。近年様々な実験が行われ, 下記のような研究成果が得られている。

文献 2) では H-SA700 の基本的な力学性能を明らかにし, 従来の SS400 等の鋼材に比べて, 高い降伏比, 小さい破断のび, 低い溶接性能等の特徴が示されている。文献 3) では制振構造の柱梁に用いた場合の繰返し変形性能を明らかにし, 文献 4) では柱梁の梁端部の応力集中を緩和するダイヤフラムレス型接合部の損傷と性能を評価している。文献 5), 6) では溶接を用いない乾式組立材を用いて, 弾性横座屈耐力を考察している。また文献 7) では高強度鋼材の弾性保持を基本とする設計思想から, 大きなウェブ幅厚比を持つ H 形鋼部材の使用を想定し, その性能を新たな指標を用いて評価している。

一般に建築構造部材は高力ボルト, ボルト接合部のボルト孔や, 設備配管を通すための貫通孔等, 局所的な応力集中を生じるような断面欠損が存在することが多い。一方で構造計算を行う際は, 断面

欠損のみを考慮して応力集中を無視しているのが通例である。これは従来の SS400 等が持つ大きな塑性変形能力を前提として応力集中による局所的塑性化は無視するという経験則に基づいていると考えられる。従来の鋼材に比べて塑性変形能力の小さい高強度鋼について, 許容応力度設計により弾性範囲に留まることが確認されたとしても, 部材として断面欠損を免れないとすれば, 応力集中による局所的塑性化の影響を確認しておく必要がある。

これらのことを踏まえて, 本研究では設備配管を通すための貫通孔を想定した H 形断面有孔梁を扱う。著者らは既に H 形鋼フランジの継ぎ手材を想定した, 応力集中の典型例である円孔付き鋼板の一軸単調引張載荷及び繰返し載荷実験を行っている⁸⁾。その中で高強度鋼 H-SA700 の降伏応力度相当を負担する繰返し載荷における変形の増加という特性を明らかにし, 孔の応力集中によるその特性の増幅を指摘している。同様のことが曲げせん断力を受ける有孔梁でも起こるのか確かめるべく, 降伏耐力を基準とした弾性範囲を中心に繰返し載荷実験を行った。実験結果より全体の荷重変位挙動に表れる特性を確認し, ひずみ度分布等から応力集中による局所的塑性化の様子を明らかにする。さらに孔周辺部の応力集中を弾性理論からモデル化することで実験結果を再現する。そのモデルより高強度鋼 H-SA700 を用いた有孔梁の弾性限耐力, 許容降伏耐力を提案する。加えて, 大変形挙動時の繰返し履歴から耐力劣化の様子や最終崩壊形式についても従来の 400N/mm² 鋼材と比較しながら言及する。

* 東京工業大学大学院理工学研究科建築学専攻
准教授・博士(工学)

** 独立行政法人建築研究所 主任研究員・博士(工学)
(元 国土交通省国土技術政策総合研究所)

*** 東京工業大学大学院建築学専攻 大学院生

Assoc. Prof., Dept. of Architecture and Building Engineering, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

Senior Researcher, Building Research Institute, Dr. Eng.
(Former National Institute for Land and Infrastructure Management, MLIT)

Graduate Student, Graduate School, Tokyo Institute of Technology

2.1 実験概要

図3に載荷プログラムを示す。図中の基準耐力 Q_a の値は表2中に下線付き太字で示す。この値は一般的な構造計算で考えられる耐力の最小値であり、H3とH4、S4は孔断面ウェブのせん断降伏耐力 Q_{wp} 、他は梁端部の降伏耐力 Q_e である。S3は実験計画時の想定よりフランジの降伏応力度が低くなったため梁端部降伏耐力が最小値となっ

図 1 試験体概要

表 1 鋼材の機械的性質

鋼種	t (mm)	σ_y (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	E (kN/mm ²)	$Eln.g.$ (%)	ε_y (μ)	$Y.R.$
H-SA700	6	767	850	195	10.1	3936	0.90
	9	751	813	202	11.2	3720	0.92
	12	784	840	209	12.5	3759	0.93
SN400	6	275	414	204	32.4	1349	0.67
	9	291	423	211	30.9	1384	0.69
	12	257	405	213	29.6	1205	0.63

図2 引張試験結果

図3 載荷プログラム

図4 ひずみゲージ貼付位置

表2 Oの添字記号説明と各種耐力計算値

$\langle Q$ の添字) p : 全塑性耐力(せん断降伏) y : 降伏耐力 w : ウェブ断面による計算値 h : 孔中心断面の計算値 f : フィーレンデル効果考慮 e : M - Q 関係考慮の全塑性耐力 a : 基準耐力																			
Name	試験体形状							限界距離	梁端部耐力				孔部耐力			フィーレンデル耐力			基準耐力
	(mm)							(mm)	(kN)				(kN)			(kN)			
	L	$2H$	$2b$	t_f	t_w	2ρ	l	L_s	Q_p	wQ_p	Q_e	Q_y	Q_{hp}	wQ_{hp}	Q_{hy}	Q_{hfp}	wQ_{hfp}	Q_{fe}	
H1(基本)	1200	300	150	12	9	150	300	256	450	1101	409	397	558	508	515	558	442	424	Q_y
H2(端部)						150	200	257	449	1096	409	397	501	505	463	501	438	390	Q_y
H3(孔大)						180	300	362	444	1088	404	392	532	383	498	532	314	384	wQ_{hp}
H4(Web薄)					6	150	300	233	413	762	375	371	521	350	485	521	304	397	wQ_{hp}
H5(無孔)					9	-	-	-	444	1090	404	392	-	-	-	-	-	-	Q_y
S1(基本)						150	300	257	155	428	141	131	190	198	170	190	172	146	Q_y
S2(端部)						150	200	258	154	427	140	130	170	197	152	170	171	133	Q_y
S3(孔大)						180	300	363	154	428	140	130	181	151	165	181	124	133	Q_y
S4(Web薄)					6	150	300	229	137	261	125	122	173	120	159	173	104	132	wQ_{hp}

た、 $\pm 0.6Q_a$ の荷重プログラムは殆ど弾性範囲における繰返しであり、 $\pm 0.9Q_a$ の荷重プログラムはH-SA700の降伏応力度の算出が0.2%オフセット法を用いていることで非線形性を許容していることに加え、著者らの有円孔平板に対する単軸引張圧縮実験⁸⁾から最小断面の $0.9\sigma_y$ 相当の荷重まで線形挙動を保ったということに関連する。荷重制御は Q_p まで行い、それ以降は δ_p を用いた各変位における変位制御で3周ずつの漸増荷重を行い、十分に耐力が劣化するまで繰返すこととした。

図4にひずみゲージ貼付位置を示す。黒点は孔縁の接線方向に貼付した単軸2mmひずみゲージである。ウェブの孔周りには三軸ひずみゲージ、フランジには材軸方向に単軸5mmひずみゲージを貼付している。孔周りのひずみゲージは各試験体の孔位置に合わせて貼付している。

2.2 荷重制御範囲の弾性挙動と変位増加

図5に荷重制御範囲での各試験体の荷重変位関係を無次元化した値で示す。SN400を用いた試験体は代表してS1のみを示す。横軸の δ_a は孔欠損の無い全断面から算出した剛性から求まる値である。H5以外の試験体は孔周辺のせん断変形の影響で剛性が低くなることが分かる。また殆どの試験体が概ね線形挙動と捉えることが出来るが、(b)H2, (c)H3, (d)H4はループをわずかに描いているように見える。

図6は変位の増減を分かりやすくする為に、縦軸に各繰返しでの正負両方合わせた変位 $(|\delta|+|\delta|)$ を1周目の変位 $(|\delta|+|\delta|)$ で無次元化した値、横軸に周数 N をとったものである。白抜きのプロットがH-SA700の試験体で、黒塗りがSN400の試験体である。無孔梁のH5は実線で示している。H5は $\pm 0.6Q_a$ と $\pm 0.9Q_a$ の繰返しでは変位は増加せず、むしろ繰返すごとに減少しているが、 $\pm 1.0Q_a$ の繰返しでは繰返すごとに増加している。 $\pm 1.0Q_a$ の荷重は梁端部フランジの縁が降伏する値であり、その影響と考えられる。そして孔のあるH-SA700試験体、特に加藤らの限界距離⁹⁾を満たさないH2, H3, H4はH5よりも大きな割合で変位増加していることが分かる。これは孔の応力集中により孔周りでも降伏し、変位増加の割合が増幅した影響と考えられる。これは著者らの以前の一軸引張圧縮荷重実験⁸⁾と同様の傾向であり、高強度鋼の降伏による繰返し特性がウェブ有孔梁でも表れることが確認できる。一方、SN400試験体については全試験体で殆ど1周目の変位を超えることは無いことが分かる。これらは降伏した部分がひずみ硬化することで、応力を負担し、全体の变形が抑制されるためである。

図7に梁端部のひずみ度の様子を示す。左側(a)の図は無孔試験体H5について、横軸にフランジ梁端部である図4中のAの位置に貼付したひずみゲージの値、縦軸に荷重をそれぞれ無次元化した値をとっている。図5(e)の全体挙動よりはっきりとループを描いている。右側(b)の図はH-SA700試験体全てについて正側 $+Q_a$ における、フランジ梁端部のひずみ度の増減を降伏ひずみ度で無次元化した値を縦軸に、周数 N を横軸に示している。全試験体が $+0.9Q_a$ もしくは $+1.0Q_a$ で繰返すごとにわずかにひずみ度が增加する傾向を示している。ここでH3やH4の $+1.0Q_a$ の値は孔中心断面位置でせん断降伏する時の値 ϵ_{hp} であるが、降伏ひずみ度に達している。またH2は孔位置が梁端部に近いため、無次元化したひずみ度が1.0を明らかに超えている。これは孔の応力集中が梁端部にまで影響することで、ひずみ度が大きくなっていることが考えられる。しかし各試験体の繰返し

図5 荷重変位関係 (荷重制御範囲)

図6 変位増加の様子

図7 梁端部のひずみ度の様子

図8 孔縁のひずみ度分布

による増加の割合には大きな差異がなく、同程度である。すなわち図6で示した全体挙動の変位増加の割合が大きくなるのは、孔周りの局所的塑性化の度合いによるものと考えられる。

2.3 孔周りの局所的塑性化の進展

図8に+1.0 Q_a の繰返し時の孔縁のひずみ度分布として(a)H1, (b)H2, (c)H3, (d)S1のものを示す。図1に示した孔中心を原点とした極座標形式であり、動径の長さは無次元化したひずみ度を絶対値化した値で示している。図4の黒点で示したひずみゲージの値で、繰返し1, 5, 10周目を○, □, △の順にプロットで示している。動径の長さの目盛に注意すると、H-SA700試験体の中でも(a)H1に比べて、(b)H2, (c)H3の局所的塑性化が大きく進行している。また60°, 135°付近の降伏した部分では繰返すごとにひずみ度が大きくなっていることが確認できる。特に(b)H2, (c)H3では繰返すごとに、最も降伏が進んだ部分の周囲でも大きくなっている。これは高強度鋼H-SA700の応力度ひずみ度関係がなだらかに塑性化することや降伏比が非常に高いことが理由として考えられる。(d)S1は降伏した部分の60°や75°のひずみ度の値が急激に大きくなる。普通鋼SN400は図中に数字で示すように降伏した部分は硬化するため、繰返してひずみ度は変わらないもしくは下がる傾向にある。

図9に+ Q_a 時の繰返しにおけるフランジの材軸方向のひずみ度分布を示す。1周目、10周目をそれぞれ白、黒で示し、各試験体の孔位置を図示してある。ひずみ度分布は無孔のH5がほぼ線形であるのに対し、有孔試験体は孔周辺で乱れている。H2, H3は孔上のひずみ度が梁端部のひずみ度より高く、孔周辺で大きな変形をしていることが分かる。さらに繰返しによるひずみ度の増加も顕著である。H4はH1とほぼ同じ分布であり、孔周辺での分布の乱れは小さく、繰返しによるひずみ度の増加も殆どない。

図10にH-SA700試験体の三軸ひずみゲージから算出する孔周りの主応力度図を示す。+0.9 Q_a の5周目を(a)~(d)に、+1.0 Q_a の10周目を(e)~(h)に示している。矢印で示された長さ、向きが主応力度の大きさ、方向である。xy直交座標系において下式(1)で示される σ_m をミーゼス応力度と定義し、降伏応力度 σ_y による降伏の判断を行う。

$$\sigma_m = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y + 3\tau_{xy}^2} \quad (1)$$

ここで、 σ_m ：ミーゼス応力度、 σ_x ：x軸方向の直応力度、 σ_y ：y軸方向の直応力度、 τ_{xy} ：座標(x,y)地点におけるせん断応力度である。

降伏した場合はその三軸ひずみゲージの位置を黒丸にし、主応力度の大きさを点線で示している。なお各位置を(a)に示した番号でこ

図9 フランジひずみ度の様子

図10 主応力度図

れより記述する。まず全試験体で No.7~9 の部分は殆ど純せん断状態であり、孔の左右にある No.7 と No.8 では梁端部側の No.7 の矢印の長さが長くなっている。また H3 は三軸ひずみゲージの位置が他の試験体より孔縁に近い位置であるために小さくなっていると考えられる。全試験体で孔位置から十分に遠く、曲げの影響を受ける No.6 は材軸方向で同一直線上に貼付された No.1 や No.5 と大差ない。つまり No.2~4 の部分で応力集中の影響が出ていると判断できる。特に最小断面上の No.3 や No.10 では応力集中し、H1 以外は $(b)+0.9Q_a$ の 5 周目には降伏している。H3 は No.4 でも降伏し、塑性化が広範囲に広がっている。その後 $+1.0Q_a$ の繰返し時には全試験体で No.3 と No.10 が降伏し、H1 以外は No.2 や No.4 の位置でも降伏する。すなわち No.3 の降伏後は周囲に塑性化が広がることが分かる。

図 11 は H1 と H3 の No.2, 3, 4 のミーゼス応力度 σ_m の正側 $+Q_a$ の繰返しにおける進展の様子を示している。図 7(b) と比べて、降伏した部分の値は繰返しごとに明らかに大きくなっている。また降伏前であってもわずかに増加傾向を示すのは、0.2% オフセット法の降伏応力度の算出が非線形性を許容していることの影響と考えられる。

3. 高強度鋼を用いた有孔梁の許容降伏耐力

本章ではこれまでの結果をもとに、弾性設計を基本とした場合の高強度鋼の許容降伏耐力について考える。まず無孔梁 H5 の場合は、図 6 より $\pm 0.9Q_y$ では線形挙動であり、 $\pm 1.0Q_y$ でわずかであるが変位増加の挙動を示している。このことから梁端部の応力度が非線形域に到達しない降伏耐力の 0.9 倍以下とすることが妥当である。限界距離を満たす H1 は図 5、図 6 より孔周りの局所的塑性化による変位増加は小さいので許容降伏耐力は H5 と同じく $\pm 0.9Q_y$ で良いと考えられる。また限界距離を満たさない場合については孔周辺の応力集中による局所的塑性化の影響を無視できないと考える。そこで本章は弾性理論から孔周辺部の応力集中を考慮した降伏耐力 Q_c と変位増加が大きくなる耐力 Q_F を提案する。

3.1 孔縁の応力度分布

ここでは孔による応力集中で孔縁の一部が降伏する耐力 Q_c を算出する。曲げせん断力を負担する H 形鋼の孔周辺部で最も応力集中するのは孔縁なので¹¹⁾、 Q_c は孔周辺部の弾性限耐力といえる。

まず孔のあるウェブが負担する力の仮定を図 12 に示す。一般に H 形断面のウェブが負担する力は曲げせん断力である。この曲げせん断力が作用する状態を(a)のようにウェブせい $2h$ を用いて、高さ $2h$ の帯板に純せん断力が作用する場合と等曲げが作用する場合の重ね合わせでモデル化する。このモデル化によりフランジの影響を無視した孔のある帯板の応力集中の問題となり、過去の多くの知見を利

図 12 孔周辺にかかる力の仮定

図 11 ミーゼス応力度の進展

用できる。あわせて孔径と帯板幅の比 (ρ/h) や孔位置の変化 (l) に簡便に対応できる。

帯板に作用する純せん断力はフランジのせん断力負担を考慮した荷重 Q_w ¹²⁾ を用いる。せん断応力度 τ_w は幅 $2h$ の断面欠損の無い帯板で算出する。 Q_w 、 τ_w を下式(2)、(3)に示す。

$$Q_w = \frac{Q}{I} \left\{ 2bt_f(2H-t_f)h + \frac{t_w(2h)^3}{12} \right\} \quad (2)$$

$$\tau_w = Q_w / (t_w \times 2h) \quad (3)$$

ここで、 Q_w ：ウェブに作用するせん断力、 τ_w ：断面欠損無しのウェブのせん断応力度、 I ：断面欠損無しの H 形断面全体の断面 2 次モーメント、 t_f ：フランジ厚、 t_w ：ウェブ厚、 $2b$ ：フランジ幅、 $2H$ ：梁せい、 $2h$ ：ウェブせいである。

等曲げのモーメント M_w の値は孔の中心を通る断面に作用するモーメント $Q(L-l)$ に係数 z を乗じた値とする。 M_w の導出と係数 z を下式に示す。

$$M_w = {}_wZ_h \times \sigma_w = {}_wZ_h \times \left(\frac{h}{H} \right) \sigma_f = {}_wZ_h \times \left(\frac{h}{H} \right) \left(\frac{Q(L-l)}{Z_h} \right) = z \times Q(L-l) \quad (4)$$

$$z = (h \times {}_wZ_h) / (H \times Z_h) \quad (5)$$

ここで、 M_w ：幅 $2h$ の帯板が負担する曲げモーメント、 ${}_wZ_h$ ：孔中心を通る断面のウェブだけの断面係数、 σ_w ：ウェブ縁位置での x 軸方向の直応力度、 σ_f ：フランジ縁位置での x 軸方向の直応力度、 Z_h ：孔中心を通る H 形断面全体の断面係数、 L ：材長、 l ：梁端部から孔中心までの距離である。

M_w はまず図 12(b) に示すように孔中心断面での応力集中を考えない応力分布から縁応力度 σ_f を求める。これを用いてウェブの縁位置での応力度 σ_w を求め、ウェブ断面の帯板にモーメントを作用させたとき、縁応力度が σ_w になるモーメントとして M_w を算出している。

$${}_r\sigma_\theta = \tau_w \left(1 + \frac{3\rho^4}{r^4} \right) \sin 2\theta \quad (6)$$

$${}_m\sigma_\theta = \frac{3M_w\rho^3}{2t_w h^3} \left\{ \left(\frac{\rho}{r^3} - \frac{3\rho^3}{r^5} \right) \sin \theta + \left(\frac{r}{\rho^3} - \frac{\rho}{r^3} + \frac{4\rho^3}{r^5} \right) \sin^3 \theta \right\} \quad (7)$$

ここで、 ${}_r\sigma_\theta$ 、 ${}_m\sigma_\theta$ ：純せん断力、等曲げによる孔縁での孔接線方向の直応力度、 ρ ：孔半径、 r ：極座標における動径の長さである。

上式(6)、(7)は帯板幅が無大のときの孔中心を原点とする極座標系(図 1)で表した接線方向の応力度の式^{11)、13)}である。 ${}_r\sigma_\theta$ は純せん断力、 ${}_m\sigma_\theta$ は等曲げによる応力度である。孔縁には接線方向にのみ応力が存在するのでこの式に $r = \rho$ を代入した値で降伏を判断する。

帯板幅を有限とした場合は過去に様々な研究^{14)~17)}が行われているが、応力関数を級数で仮定し、複素関数解析する手法がとられ、式は非常に煩雑である。その式は本研究が必要とする精度を逸脱しているため、本研究では無限幅の上式を板幅と孔直径の比率を考慮した応力集中係数による係数 α, β を用いて係数倍し、近似することとした。応力集中係数は複素応力関数の双極座標系を用いて半無限幅の板の場合の応力関数を定めて、有限幅に還元した鶴戸口の値¹⁸⁾を用いる。これはHowland^{19), 20)}の値ともよく一致し、加えて半無限板の想定から孔直径が大きい場合でも精度の高い解が出せることが特徴である。

図13に鶴戸口の応力集中係数¹⁸⁾を示す。横軸は板幅と孔直径の比率 ρ/h である。(a)純せん断状態の場合の縦軸に示した係数 κ_τ は最小断面の平均せん断応力度に対する比率であり、 ρ/h が0の場合に係数が4となり、無限幅の式(6)に一致して、孔が大きくなると無限大に発散する。(b)等曲げの場合の係数 κ_M は最小断面の断面係数から求まる孔縁の応力に対する比率である。板幅に関係なくほぼ2.0である。 κ_τ, κ_M から求まる最大応力度の値を下式に示す。

$$\tau \sigma_\kappa = \kappa_\tau \frac{Q_w}{2t_w(h-\rho)} \quad (8a) \quad , \quad \sigma \sigma_\kappa = \kappa_M \frac{3M_w \rho}{2t_w(h^3 - \rho^3)} \quad (8b)$$

ここで、 $\tau \sigma_\kappa, \sigma \sigma_\kappa$ ：鶴戸口の応力集中係数から求まる純せん断力、等曲げによる孔縁での最大応力度、 κ_τ, κ_M ：鶴戸口の求めた純せん断状態、等曲げ状態での応力集中係数である。

次に式(6)、(7)から求まる最大応力度の値を示す。純せん断状態の場合は $\sin 2\theta = 1$ 、等曲げの場合は $\sin \theta = 1$ で最大値をとる。

$$\tau \sigma_{\max} = 4\tau_w \frac{2Q_w}{t_w h} \quad (9a) \quad , \quad \sigma \sigma_{\max} = \frac{3M_w \rho}{t_w h^3} \quad (9b)$$

ここで、 $\tau \sigma_{\max}, \sigma \sigma_{\max}$ ：無限遠の式(6)、(7)から求まる孔縁での最大応力度である。

式(8)と式(9)が等しくなるように係数 α, β を定めると、下式のようになる。

$$\alpha_\tau = \frac{\kappa_\tau h}{4(h-\rho)} \quad (10a) \quad , \quad \beta_M = \frac{\kappa_M h^3}{2(h^3 - \rho^3)} \quad (10b)$$

以上より求めたい孔縁の応力分布は重ね合わせて、下式で表せる。孔縁なので、 $\tau \sigma_\theta, \sigma \sigma_\theta$ には $r = \rho$ を代入する。

$$\sigma_\theta = \alpha_\tau \tau \sigma_\theta + \beta_M \sigma \sigma_\theta \quad (11)$$

ここで、 σ_θ ：純せん断状態、等曲げ状態を重ね合わせた孔縁での接線方向の直応力度である。

これで最も応力集中する孔縁の応力度が分かり、その最大値から弾性限耐力 Q_c が算出できる。図14に限界距離を満たしていない試験体H2で $+0.6Q_a$ の場合で式(11)の検証結果を示す。図8と同様に動径の長さが無次元化したひずみ度を絶対値化した値を示している。実験値をプロットで示し、実線が式(11)の値で、点線は有限要素法汎用プログラムABAQUSを用いて弾性解析を行った結果である。この有限要素法による数値解析ではH形鋼をフランジ、ウェブともに4節点シェル要素を用いて構成し、メッシュは十分に細かくしている。理論値、数値解析値はわずかな差異はあるものの、殆ど実験値とあっている。また最もひずみ度が大きくなる位置は $\cos \theta = 1/2$ 周辺であり、他の試験体でも同様である。よって最大応力度の位置を $\cos \theta = 1/2$ とすれば、式(11)は下式(12)のようになり、弾性限耐力 Q_c

図13 応力集中係数

図14 孔縁のひずみ度分布による検証(H2)

図15 せん断力伝達機構

は下式(13)より求まる。

$$\sigma_{\cos \theta = 1/2} = \frac{\sqrt{3}}{4t_w} \left(\kappa_\tau \frac{Q_w}{h-\rho} + \frac{3\kappa_M \rho Q(L-l)}{2(h^3 - \rho^3)} \right) \quad (12)$$

$$Q_c = \frac{\sigma_y}{\sigma_{\cos \theta = 1/2}} Q \quad (13)$$

ここで、 $\sigma_{\cos \theta = 1/2}$ ：孔縁の応力度分布 σ_θ の $\cos \theta = 1/2$ 位置での応力度、 σ_y ：降伏応力度、 Q_c ：弾性限耐力である。

3.2 許容降伏耐力

前節では応力集中を考慮した全範囲が弾性である弾性限耐力 Q_c を求めた。これを許容降伏耐力とすれば安全ではあるが、図6、図8より降伏範囲は局所的であり、全体挙動への影響は小さい。そこで孔中心を通るウェブ最小断面の応力度分布から求める許容降伏耐力 Q_F を提案する。最小断面上には孔縁に次いで大きく応力集中する部分があり、図10、図11より最小断面上のNo.3が降伏すると周辺もすぐに降伏し、局所的塑性化が広がる。この時、繰返しによるひずみ度の増加も顕著である。加えて最小断面上のNo.3の降伏は図6で全体挙動が変位増加を示すときにも一致している。孔のある場合

のせん断力伝達機構は図 15 のように形成されることが知られており²¹⁾, その節点位置での降伏は孔周辺部での変形を大きくするため, 全体挙動の変位増加を増幅すると考えられる。

最小断面の応力分布を前節と同様に鵜戸口の応力集中係数¹⁸⁾と無限幅の応力状態^{11), 13)}から求める。式の簡略化の為, 図 1 の xy 直交座標を用いて表現する。まず無限幅の式を示す。純せん断力からは最小断面にせん断応力度のみ発生するので下式(14)のみで表せる。

$$\tau_{xy} = \tau_w \left(1 + \frac{2\rho^2}{y^2} - \frac{3\rho^4}{y^4} \right) \quad (14)$$

ここで, τ_{xy} : 純せん断力から生じる孔中心を通る断面のせん断応力度, τ_w : 断面欠損のない部分でのせん断応力度である。

等曲げからは垂直応力度のみとなり下式(15), (16)で表される。

$${}_M\sigma_x = \frac{3M_w}{2t_w h^3} \left(y + \frac{\rho^6}{y^5} \right) \quad (15)$$

$${}_M\sigma_y = \frac{3M_w \rho^4}{2t_w h^3} \left(\frac{1}{y^3} - \frac{\rho^2}{y^5} \right) \quad (16)$$

ここで, ${}_M\sigma_x$, ${}_M\sigma_y$: 等曲げによる孔中心を通る断面の x 軸, y 軸方向の直応力度である。

(14), (15), (16)の 3 式にそれぞれ鵜戸口の応力集中係数から求まる式(10)の係数 α_r, β_M を乗ずれば応力状態が表現できる。降伏を判断すべく式(1)と同様にミーゼス応力度 σ_m を求める。

$$\sigma_m = \sqrt{\beta_M^2 (\sigma_x^2 + {}_M\sigma_y^2 - {}_M\sigma_x \sigma_y) + 3\alpha_r^2 \tau_{xy}^2} \quad (17)$$

ここで, σ_m : 純せん断状態, 等曲げ状態を重ね合わせた孔中心を通る断面でのミーゼス応力度である。

図 16 に $+0.6Q_a$ のときの最小断面の応力度分布を限界距離を満たしていない(a)H3, (b)H4 について示す。縦軸には原点からの距離 y を孔径 ρ で無次元化した値, 横軸にはミーゼス応力度 σ_m を降伏応力度 σ_y で無次元化した値を示している。式(17)から求まる理論値を実線で示し, Δ のプロットは数値解析の結果, $\blacktriangle$ は実験値である。理論値は実験値, 数値解析値と孔に近い部分ではよく一致し, 孔から離れると高い値を示している。これは無限幅全体に最も大きな孔縁の応力集中係数を用いているためである。よって最小断面における最大応力度を $y=h$ の位置で算出すれば十分に安全側になる。式(17)に $y=h$ を代入した場合の最大応力度の式を下式(18)に示し, そこから求まる耐力を Q_{F1} として下式(19)に示す。簡略化のため式(20), (21)のように記号 λ , y_1 , y_2 を新たに用いている。

$$\max \sigma_m = \sqrt{3 \left(\alpha_r \frac{Q_w}{2t_w h} \right)^2 y_1 + \left(\beta_M \frac{3zQ(L-l)}{2t_w h^2} \right)^2 y_2} \quad (18)$$

$$Q_{F1} = \frac{\sigma_y}{\max \sigma_m} Q \quad (19)$$

$$\left. \begin{aligned} y_1 &= (1 + 2\lambda - 3\lambda^2)^2 \\ y_2 &= 1 - \lambda^2 + 3\lambda^3 + \lambda^4 - 3\lambda^5 + 2\lambda^6 \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

$$\lambda = \left(\frac{\rho}{h} \right)^2 \quad (21)$$

ここで, $\max \sigma_m$: 孔中心を通る最小断面のミーゼス応力度の最大値, λ : 孔径と帯板幅の比の 2 乗, y_1 , y_2 : 純せん断状態, 等曲げ状態の λ の多項式, σ_y : 降伏応力度, Q_{F1} : 応力集中を考慮した許容降伏耐力である。

図 16 最小断面のミーゼス応力度

図 17 多項式の近似

表 3 降伏耐力の計算結果

Name	Q_{c0}/Q_a	Q_{F1}/Q_a	Q_{F2}/Q_a
H2	0.57	0.82(0.82)	0.89
H3	0.42	0.67(0.67)	0.79
H4	0.47	0.72(0.72)	0.82

現実的な孔径と板幅の比 ρ/h を 0~0.8 として, y_1 , y_2 を 2 次式で近似した様子を図 17 に示す。プロットが元の値で近似した 2 次式の値を実線で示している。この近似した 2 次式を下式(22)に示す。

$$\left. \begin{aligned} y_1 &= 1 + 4.6\lambda - 6.9\lambda^2 \\ y_2 &= 1 - 0.4\lambda + 1.4\lambda^2 \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

図 16 よりこの降伏耐力 Q_{F1} は少し安全側に取りすぎる場合がある。そこで, 孔から離れた $y=h$ の位置では応力集中の影響は無くなると考え, その位置のミーゼス応力度 σ_{mh} を断面計算から算出する。図 16 に $\blacklozenge$ で示し, 算出過程を下式(23), (24)に示す。

$$\sigma_{mh} = \sqrt{3 \left(\frac{Q_w}{2t_w(h-\rho)} \right)^2 + \left(\frac{M_w}{Z_h} \right)^2} \quad (23)$$

$$Q_{F2} = \frac{\sigma_y}{\sigma_{mh}} Q \quad (24)$$

ここで, σ_{mh} : $y=h$ の位置での断面計算によるミーゼス応力度, σ_y : 降伏応力度, Q_{F2} : 断面計算による許容降伏耐力である。

この σ_{mh} は図 16 より数値解析値とよく一致している。また式(23)より σ_{mh} はウェブ板の負担する力 M_w , Q_w を求め, 断面欠損を考慮した断面係数, 断面積だけで容易に算出できる。しかし孔径がウェブせいに対して大きくなると, 最小断面のミーゼス応力度分布の最大値が $y=h$ とは限らない場合もあるので, 注意が必要である。式(24)はこの σ_{mh} から求まる耐力を Q_{F2} とした式である。

表 3 に限界距離を満たさない試験体について Q_c , Q_{F1} , Q_{F2} の値を基準耐力 Q_a で無次元化して示す。 Q_{F1} の括弧内の値は近似前の式による結果であり, 近似後もほぼ変わらない。弾性限耐力 Q_c は現行の構造計算で用いられる耐力の最小値である Q_a の 6 割以下となり, どこも塑性化しないというのはかなり厳しい条件であることが分かる。許容耐力 Q_{F1} , Q_{F2} については Q_{F2} が 1 割程度高めの結果となっている。応力集中を考えずに容易に計算できるのは良いが, 限界距離を満たさずに Q_p が確保できない場合であることを考えれば, 確実に安全側である Q_{F1} の方が有効であると思われる。

図 18 荷重変位関係

写真 1 載荷後の様子

4. 高強度鋼有孔梁の大変形挙動と最終崩壊形式

本論文では高強度鋼を用いた場合の孔周辺の応力分布と許容耐力の関係を示すのが主要な目的であるが、その後の大変形挙動についても貴重な資料になると思われるため、ここに掲載する。

図 18 に耐力が劣化するまでの全試験体の繰返し履歴を示す。縦軸は全塑性耐力 Q_p 、横軸は孔によるせん断変形を考慮しない δ_p で無次元化している。縦軸の目盛の値は全試験体で同じ大きさにし、横軸は H-SA700 試験体と SN400 試験体で異なる。写真は載荷終了後の様子である。写真より試験体(a)H1, (b)H2, (c)H3 の崩壊形式はウェブのせん断変形に引き込まれることでフランジが大きく変形したものである。写真(d)H4 はウェブが大きくせん断変形し、フランジがウェブに引き込まれる前に孔縁のき裂が進展して耐力劣化している。この崩壊形式は試験体 S4 でも同じで、図 18(h)S4 より他の有孔試験体より明らかに早く耐力劣化する。H4, S4 はウェブが薄い、せん断降伏先行の試験体であるためと考えられる。

以下では個々に H-SA700 試験体について基準試験体及び SN400 試験体との比較を行う。

基準試験体の(a)H1 は Q_p を確保した後、 $2\delta_p$ で繰返しによる耐力低下を起こしたが、孔周りでウェブの平面保持が崩れはじめた $3\delta_p$ で最大耐力となっている。つまり $2\delta_p$ の繰返しによる耐力低下は高強度鋼の局部的塑性化による変位増加と同様のことと考えられる。その後 $4\delta_p$ の 3 周目でウェブとフランジの接合部周辺にき裂が入り、そのき裂が広がることで耐力劣化していった。SN400 の(e)S1 は Q_p

を確保した後もひずみ硬化により耐力は上昇する。最大耐力までの繰返しによる耐力低下はないが、き裂進展後の耐力劣化は H1 よりも顕著である。

孔位置が端部に近い試験体(b)H2 は Q_p がほぼ最大耐力となった。これに対して(f)S2 は Q_p を十分確保している。その後 H2 は繰返すごとの耐力低下はあるが、ループ内で耐力はあまり低下せず、 $5\delta_p$ のループで孔縁にき裂を確認した。き裂発生以降の履歴は H1 と同様に、H2 は S2 より緩やかに耐力劣化する。

孔径の大きな試験体(c)H3 は Q_p を確保できずに最大耐力をむかえた。これに対して(g)S3 は Q_p を確保している。H3 は $4\delta_p$ で孔縁とウェブとフランジの接合部の両方にき裂が入り、耐力劣化した。S3 は孔縁にき裂前のしわは見られたが、ウェブとフランジの接合部で先にき裂が進展し、耐力劣化した。ただし S3 は S1, S2 のようなき裂発生以降の明らかな耐力劣化は見られなかった。

ここで加藤らの限界距離⁹⁾と全塑性耐力 Q_p の確保について考える。本研究で H2, H3, S2, S3 は限界距離を満たしておらず、 Q_p を確保できないと考えられた試験体である。しかし、本実験では H2 は Q_p の確保があいまいで、H3 は確保できず、S2, S3 は十分確保できる結果となった。つまり加藤らの限界距離は普通鋼では少し安全側に余裕度を持っており、高強度鋼 H-SA700 のような降伏比が高い場合でも十分当てはまると考えてよい。

ウェブが薄い試験体の(d)H4 も H3 と同様に Q_p を確保できずに最大耐力をむかえた。(h)S4 は Q_p を確保している。H4 はウェブの面外

への変形が大きいため、耐力劣化が早く、 $3\delta_p$ のループ途中で孔縁にき裂が入った。その後ウェブとフランジの接合部にもき裂が入り、殆ど力を負担しない履歴となった。S4 の最終状態は両側のフランジがウェブの変形に引き込まれた状態であった。最大耐力以降、繰返しによる耐力低下と変形が大きくなることによる耐力劣化により、耐力を負担しない横長の履歴になった。しかしループ途中での耐力低下やき裂発生以降の急激な耐力劣化はみられなかった。

無孔試験体の(i)H5 は Q_p を確保した後、フランジが局部座屈し、その後、梁端部のスチフナ溶接部でき裂が発生し、衝撃音とともにフランジに写真の(f)H5 のようなき裂が生じた。耐力は急激に劣化し、変位計による測定は出来なかったため、図 18(f)は急激な耐力劣化前までである。H-SA700 のような高強度鋼材の脆性的な破断については特に注意が必要であり、どのように崩壊し、どこにき裂が入ることで耐力劣化していくのかを明らかにすることは重要である。本研究のように梁端部での崩壊にならない有孔梁を用いることは脆性的な破断を予防する一つの手段になりうると考えられる。

5. 結

本論文は高強度鋼を用いた有孔梁の繰返し載荷実験を行い、従来鋼と異なる高強度鋼の特性を確認した。孔周りの局所的塑性化が全体挙動に与える影響を明らかにし、応力集中を考慮した許容耐力を提案した。最後に大変形挙動についても言及した。以下に得られた知見をまとめて示す。

- 1) 高強度鋼を用いた様々な有孔梁と無孔梁について現行の設計で用いられる弾性耐力で曲げせん断繰返し載荷を行った。無孔梁の全体挙動は梁端部降伏耐力の 0.9 倍まで概ね線形挙動であり、1.0 倍の繰返しで、変形が増加していく高強度鋼の特性を示した。この特性は著者らの前実験における帯板の引張圧縮挙動時⁸⁾でも確認されている。
- 2) 有孔梁について孔周りでの局所的塑性化が高強度鋼の全体挙動における変形増加を増幅することを指摘した。加藤ら⁹⁾が提示した、孔周辺での損傷より前に梁端部が全塑性耐力を確保できる孔位置、限界距離を満たさない試験体 H2, H3, H4 は特にその増幅が顕著である。
- 3) 高強度鋼の有孔梁について変位増加の特性を考慮した許容降伏耐力を提案した。無孔梁の許容耐力を梁端部降伏耐力の 0.9 倍とし、有孔梁は限界距離を満たす場合について無孔梁と同様の耐力とした。満たさない場合については応力集中を考慮した耐力 Q_c 、 Q_F を新たに提案した。
- 4) Q_c はいずれの部分も降伏していない有孔梁の弾性限耐力である。曲げせん断力が作用する場合に最も応力集中が起きる孔縁について、等曲げと純せん断状態の弾性理論から近似的に応力度を求めることから算出した。本実験の範囲では Q_c は現行の設計で用いられる弾性耐力の 6 割以下の耐力となった。
- 5) Q_F は全体挙動が変位増加を起こさず、線形挙動となる耐力である。最小断面の応力度分布から求められ、応力集中係数を安全側に考慮した耐力 Q_{FI} を求めた。本実験の限界距離を満たさな

い試験体は現行の設計で用いられる弾性耐力の 0.67~0.82 倍である。

- 6) 大変形挙動時に孔梁の繰返し履歴は孔周りの平面保持が崩れるまで耐力が上昇し、き裂が入るまで安定した挙動をすることを示した。高強度鋼においても孔周辺でのき裂であれば脆性的な破断とはならず、急激な耐力劣化とならないことを確認した。

参考文献

- 1) 日本建築学会構造委員会鋼構造運営委員会：鋼構造による新構造システム開発の現状と今後の展望，2009 年度日本建築学会大会(東北)，構造部門(鋼構造)，パネルディスカッション資料，2009.8
- 2) 塩飽豊明，吉田譲，崎山哲雄，福田多一郎：建築構造用高強度 800N/mm² 級鋼の機械的性質，日本建築学会大会学術講演梗概集(中国)，C-1，構造 III，PP613-614，2008.9
- 3) 竹内徹，松井良太，大山翔也，石原直：制振部材を付加した高強度架構の繰返し変形性能-制振部材を付加した高強度架構の耐震性能 その 1-その 2，日本建築学会構造系論文集，Vol.75，第 655 号，pp1671-1679，2010.9，Vol.76，第 661 号，pp695-702，2011.3
- 4) 木村祥裕，篠崎真一，石原直：高強度鋼ダイアフラムレス型柱梁部分架構の損傷過程と力学性能評価，日本建築学会構造系論文集，Vol.75，第 658 号，pp2221-2230，2010.12
- 5) 玉井宏章，松尾彰，山西央朗，高松隆夫：建築構造用高強度鋼材 H-SA700A を用いた乾式組立材の弾性横座屈耐力評価式に関する一考察，日本建築学会構造系論文集，Vol.76，第 659 号，pp157-165，2011.1
- 6) 玉井宏章，山西央朗，高松隆夫，松尾彰：建築構造用高強度鋼材 H-SA700A を用いた乾式組立材の横座屈性状に関する実験的研究，日本建築学会構造系論文集，Vol.76，第 660 号，pp407-416，2011.2
- 7) 五十嵐規矩夫，末国良太，王韜：高強度鋼を用いたウェブ幅厚比の大きな H 形断面梁の繰返し挙動，日本鋼構造協会 鋼構造年次論文集，第 17 巻，pp541-548，2009.11
- 8) 五十嵐規矩夫，石原直，井畔文彦：単軸繰返し荷重を受ける円孔付き高強度鋼板の力学性状，日本鋼構造協会 鋼構造年次論文集，第 18 巻，pp225-230，2010.11
- 9) 加藤勉，金子洋文：鉄骨梁貫通孔の梁端からの限界距離について，日本建築学会構造系論文集，第 496 号，pp105-112，1997.6
- 10) 福知保長，土井康生，細川裕司：円形孔を有するはりの耐力と設計法 1. 無補強の場合の耐力，日本建築学会論文報告集，第 296 号，pp27-36，1980.10
- 11) 西田正孝：応力集中（増補版），森北出版，pp224~227，pp253~257，pp265~271，1973.12
- 12) 若林實：鉄骨構造学詳論，丸善，pp238~240，1985.2
- 13) Z.Tuzi：Effect of a Circular Hole on the Stress Distribution in a Beam under Uniform Bending Moment，Phil mag., ser.7，Vol.9(Feb.1930)，pp210~223
- 14) 後藤恵之輔：孔をもつ有限板の二次元弾性問題の一解法，土木学会論文報告集，第 234 号，pp11~22，1975.2
- 15) J.E.Bower：Elastic Stresses around Holes in Wide-Flange Beams，J.Str. Div., ASCE, Vol.92, No.ST2, pp85-101, 1966.4
- 16) J.E.Bower：Experimental Stresses around Holes in Wide-Flange Beams with Holes，J.Str. Div., ASCE, Vol.92, No.ST5, pp167-186, 1966.10
- 17) G.B.Jeffery, Phil. Tians. Roy. Soc., London, Vol.A.221, pp265-293, 1921
- 18) 鶴戸口英善：双極座標による二・三の平面弾性問題の解(その 3-その 4)，機械学会論文集，第 15 巻，No. I，pp.76~97，1949
- 19) R.C.J.Howland, Phil. Tians. Roy. Soc., London, Vol.A.229, pp49-86, 1930
- 20) R.C.J.Howland, Phil. Tians. Roy. Soc., London, Vol.A.232, pp155-222, 1933
- 21) 五十嵐規矩夫，鈴木琢也：円形開口を有する H 形鋼梁のせん断力伝達機構，日本建築学会大会学術講演梗概集（北陸），C-1，PP.489-450，2002.8

(2011 年 8 月 10 日原稿受理，2012 年 1 月 20 日採用決定)