

まくらぎ下の上フランジに局部腐食を有する桁の残存耐力

Remaining strength of plate girder with local corrosion under railway sleeper in the upper flange

中山 太士*, 岡本 章太**, 近藤 拓也***, 藤井 堅† 松井 繁之††,
Taishi Nakayama, Shota Okamoto, Takuya Kondo, Katashi Fujii, Shigeyuki Matsui

*西日本旅客鉄道㈱ 構造技術室 鋼構造 G (〒532-0011 大阪府淀川区西中島 5-4-20)

**工修, (株)大林組 (〒108-8502 東京都港区港南 2-15-2)

***工修, 西日本旅客鉄道㈱ 鉄道本部 施設部土木技術課 (〒530-8341 大阪市北区芝田 2-4-24)

†工博, 広島大学 大学院工学研究科 社会システム専攻(〒739-8527 広島県東広島市鏡山 1-4-1)

††工博, 大阪工業大学 八幡工学実験センター(〒614-8289 京都府八幡市美濃山一の谷 4)

Local corrosion under railway sleeper can be consequently found on upper flange of railway plate girders. Since the local corrosion is not avoidable now, it will be important to evaluate the remaining strength of corroded plate girder. This paper investigates the remaining strength of plate girder with the local corrosion subjected to a patch load by conducting tests and FEM analyses. From results, the following conclusion remarks can be listed; 1) At the collapse, the large out-of-plane displacements appear on a web panel near the patch load, which is almost the same even if the corrosion exists or not exist. 2) The ultimate strength indeed decrease due to corrosion, but the decrease of it is not so large even though the corrosion under railway sleeper progresses on upper flange.

Key Words: railway sleeper, corrosion, railway steel girder, ultimate strength

キーワード: まくらぎ, 腐食, 鋼鉄道橋, 終局強度

1. 序論

現在, JR だけでも約 4 万連を超える鋼鉄道橋があり, その多くは建設後 60 年を超えてもなお供用されている¹⁾. 今後も, 鋼鉄道橋を適切に維持管理し, 長寿命化していくことが求められている.

既往の鋼鉄道橋の架け替え理由を調査した結果²⁾では, 線路増設工事等の変状以外の原因によるものが半数以上を占めている. 変状による取替え理由のなかでは, 腐食が最も多く全体の 27%を占めている. さらに, 腐食が原因で取り替えられた鋼鉄道橋の 33%が, まくらぎ下の上フランジの腐食が原因であることが報告されている. そのため, 鋼鉄道橋を適切に維持管理していくためには, まくらぎ下の上フランジの腐食に関して, 詳細に検討しておくことが非常に重要である.

まくらぎ下の上フランジの腐食は, 鋼鉄道橋特有の腐食の一つである. 鋼鉄道橋は, 図-1 に示すような開床式のものも多く, 主桁や縦桁に直接まくらぎを敷設しているため, まくらぎを通じて列車荷重が直接載荷されることにより, 他の部位に比べて, 塗膜が劣化しやすく, かつ湿潤状態になりやすいため局部的に腐食することが知られている. これまで, 腐食環境の厳しいところに架設されていた鋼鉄道橋では, まくらぎ下の上フランジが 10 mm減厚して

いた事例も報告されている³⁾.

現在, まくらぎ下の上フランジの塗替え塗装は, 列車通過の合間を縫っての作業となり, まくらぎを一次的に撤去できる時間がわずかしかないうえ, まくらぎを元に戻した後はすぐに列車荷重を受けるため, まくらぎ下の上フランジの防食効果は他の部分にくらべて十分に期待できない⁴⁾. これまで, まくらぎ下の上フランジの腐食を抑制するために, ガラスフレーク入りの塗料が規定されている⁵⁾が, 硬化時間が長期間になる等, 施工性が問題となり, 特殊な場合のみの採用にとどまっている. このような状況から, ガラスフレーク塗料に代わる防食工法の検討⁶⁾や要求性能



図-1 まくらぎ下の上フランジの腐食

を提示し、まくらぎ下の上フランジの防食工法を公募する等の取組みが行なわれてきた⁷⁾が、現場で採用される事例は少なく、まくらぎ下の上フランジの防食に関しては、鋼鉄道橋の維持管理上の課題として残っている。そのため、まくらぎ下の上フランジの腐食が進行し、桁の取替えに至るケースは、今後、増加することが予想される。

一方、腐食が進行した場合、補強した事例もいくつかあるが、通常は桁を取替える場合が多い。桁の取替えには、現有応力比率と呼ばれる実橋の残存板厚から求める許容応力度と実際に走行する最大列車による計算応力度の比率が指標とされている⁸⁾。この手法は、簡易な計測から健全度を判定できることから有効な手法ではあるが、必ずしも鋼橋の健全度を適切に判断しているとはいえない⁹⁾、まくらぎ下の上フランジの腐食に関して、より詳細な耐力力の検討を行なうことが求められる。

まくらぎ下のフランジ腐食に関する研究については、供用されていた橋梁を用いて、まくらぎ下の上フランジの腐食程度を計測し、実験的にその挙動や疲労に関する研究事例^{10)~11)}があるものの、この腐食が桁の耐力力に与える影響を詳細に検討した研究は少ない。そのため、現在のところ、この腐食による耐力力特性を十分に解明できているとはいえない。

著者らは、まくらぎ下の上フランジ腐食による補修・補強の優先順位付けや検査時の着目箇所の設定等の維持管理への適用を目的に、まくらぎ下の上フランジが腐食した桁の曲げ耐力力低下度について、解析的に検討した。その結果、まくらぎ下の上フランジの腐食の位置や数、板厚減肉率により、桁の耐力力や終局時の桁の変形に差異がみられること、また、板厚減肉率が大きくなると、腐食範囲の上フランジの局部座屈強度が桁の耐力力に影響すること

を明らかにした^{12), 13)}。一方、まくらぎ下の上フランジの腐食箇所には、まくらぎを介して局所荷重が載荷されるので、この耐力力特性を検討する必要があるが、これまで検討されていない。そのため、まくらぎ下の上フランジの腐食箇所に局所荷重が載荷した場合のI形断面桁の耐力力特性について把握しておく必要がある。

これまで、局所荷重を受ける桁の耐力力の研究は、ヨーロッパの研究者によって活発に行われ^{14)~19)}、わが国では、局所荷重を受ける桁(I形断面・箱形断面)の載荷実験を行い、桁の耐力力や崩壊挙動および耐力力算定法について検討した事例²⁰⁾やI形断面の桁が局所荷重を受けたときのアスペクト比、中間補剛材の配置形式が耐力力や崩壊挙動に及ぼす影響を載荷実験と有限要素解析から検討した事例²¹⁾が報告されている。しかし、局部腐食箇所に直接荷重が作用する場合の耐力力特性については検討事例がない。したがって、まくらぎ下の上フランジの腐食箇所に局所荷重が載荷した際の耐力力特性について検討する必要がある。プレートガーダーに局所荷重が作用する場合、通常、局所荷重にともなうせん断力の他に曲げモーメントが発生する。この場合、局所荷重の耐力力は、曲げとせん断および局所荷重の相互作用によって決まることになるが、径間長などの種々のパラメータが座屈や終局挙動に複雑に関与することになるので現象の把握は一層難しくなる。したがって、本稿では、現象の把握を容易にするために、局所荷重以外の断面力(曲げモーメント)の影響をできるだけ小さくするよう径間長を短くした。

2. 試験体

試験体の断面は、鉄道橋で最も多く架設されている支間

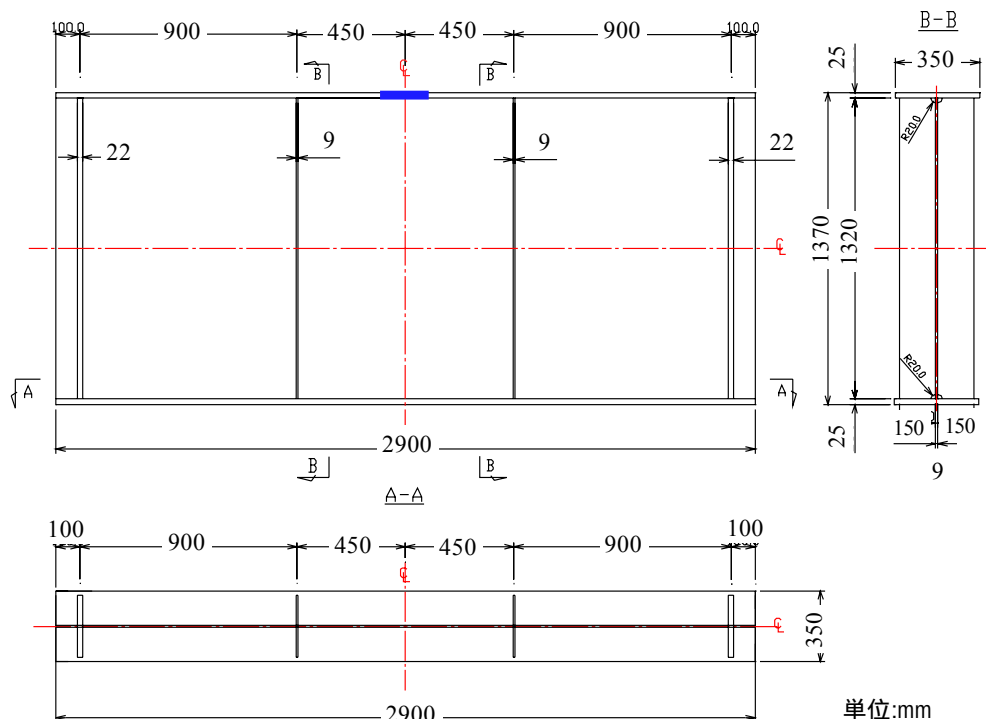


図-2 試験体

表-1 試験体の断面

供試体		PGS00	PGS20	PGS70
桁長	a (mm)	900.0	900.6	901.3
ウェブ高	h (mm)	1319.2	1319.8	1319.6
ウェブ厚	t_w (mm)	8.6	8.6	8.6
フランジ幅	b_f (mm)	350.0	349.6	350.3
フランジ厚	t_f (mm)	25.0	25.0	25.0
局部腐食位置フランジ厚	t_{fr} (mm)	25.0	20.5	7.8
ウェブ幅厚比	h/t_w	153.4	153.5	153.4
フランジ突出脚幅厚比	$b_f/2t_f$	7.0	7.0	7.0
ウェブアスペクト比	a/h	0.7	0.7	0.7
ウェブ・フランジ面積比	A_w/A_f	1.9	1.9	1.9
垂直補剛材板厚	t_s (mm)	8.8	8.8	8.8
垂直補剛材幅	b_s (mm)	150.0	150.4	149.8
断面二次モーメント	I (mm ⁴)	9.6E+09	8.9E+09	6.2E+09

表-2 試験体の材料特性

	フランジ	ウェブ
呼び厚 (mm)	25.0	9.0
板厚 (mm)	25.0	8.8
降伏応力 (MPa)	292.4	286.4
引張応力 (MPa)	467.4	431.2
弾性係数 (GPa)	207.1	206.6
ポアソン比	0.3	0.3
破断伸び (%)	29.6	33.5



(a)PGS20

(b)PGS70

図-3 上フランジの板厚減肉状況

40ft 相当の標準桁の桁中央部の断面寸法を模擬して製作した。図-2 に示す 2 軸対称直線 I 型桁の試験体を 3 体製作した。試験体の断面寸法を表-1 に示す。表中、PGS00 は腐食していない試験体である。この無腐食の上フランジの板厚が 20% 減肉した試験体を PGS20、70% 減肉した試験体を PGS70 と呼ぶこととする。なお、腐食箇所の長さは、まくらぎの幅に一致している。

まくらぎ下の上フランジの腐食は、図-2 に示す中央パネルの上フランジを幅 200mm 切削して板厚を減肉させた。板厚を減肉させた上フランジの状況を図-3 に示す。

使用鋼材はすべて SS400 である。引張試験から得られる各鋼材の材料特性を表-2 に示す。これは、2 本の引張試験の平均値である。

3. 載荷試験

3.1 試験概要

試験概要を図-4 に示す。桁の両支点をローラーで支持し、荷重は、局部腐食区間に荷重制御で与えた。

桁の支間中央の鉛直たわみ、両ウェブパネルの面外変位を変位計で計測した。

3.2 耐力

表-3 に各試験体の最大荷重と残存耐力を示す。ここに、

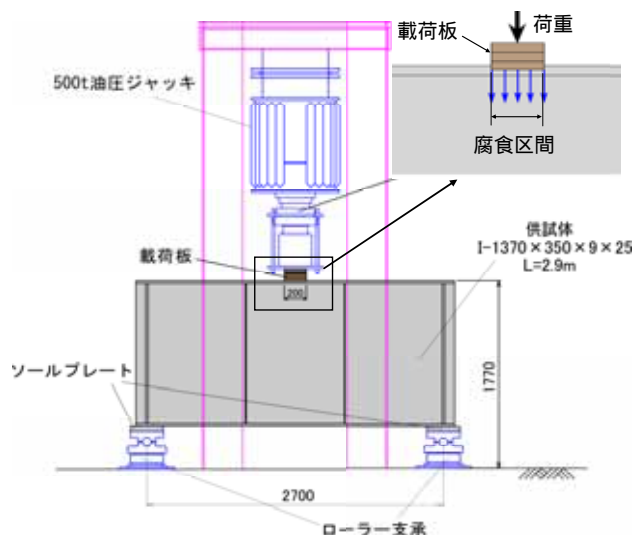


図-4 試験概要

表-3 試験体の最大荷重と残存耐力

	PGS00	PGS20	PGS70
最大荷重 [kN]	844.8	788.9	693.4
残存耐力 [%]	100.0	93.4	82.1

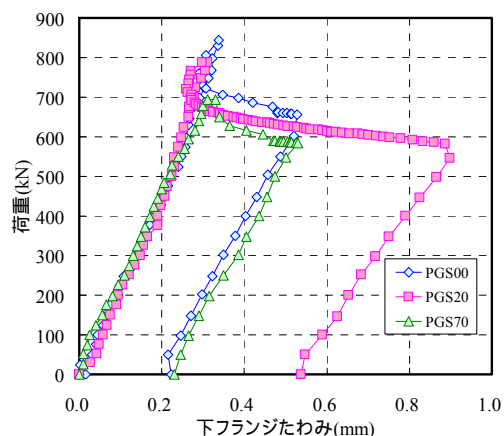


図-5 荷重と鉛直たわみの関係

残存耐力は、腐食のない試験体 PGS00 の最大荷重を 100 とした場合の残存耐力を示している。この表からわかるように、最大荷重は上フランジの断面減肉量が大きくなるほど低下していることがわかる。ただし、残存耐力は、上フランジが 70% 減肉した PGS70 でも無腐食試験体 PGS00 の耐力の 82% で、低下率はあまり大きくないことから、まくらぎ下の腐食が、局所荷重を受ける場合の残存耐力におよぼす影響は小さいことがわかる。

3.3 荷重と支間中央部の鉛直たわみの関係

支間中央部下フランジにおける荷重との鉛直たわみの関係を図-5 に示す。縦軸に荷重、横軸に鉛直たわみを示している。この図からわかるように、上フランジの腐食の減肉量に関係なく、最大荷重付近までの剛性はほぼ同じである。最大荷重到達後の試験体 PGS00、PGS20 は、急激な耐力低下を起こし、最大荷重から約 100kN 低下したのち、

耐力低下が緩やかになった。また、この2体の試験体では、最大荷重後の耐力低下と同時に下フランジの変位が戻るスナップバック現象が確認された。試験体 PGS70 は、他の試験体と同様の急激な耐力低下は起こらず、最大荷重到達後は、なだらかに耐力が低下した。

3.4 荷重と上下フランジおよびウェブの変位の関係

試験体PGS20 の荷重と上下フランジの支間中央部の鉛直たわみおよび上フランジ下端から200mm下がった位置におけるウェブの面外変位の関係を図-6 に示す。図からわかるように、上下フランジの鉛直たわみは最大荷重まではほぼ同じであるが、最大荷重後は局所荷重の影響を最も受ける上フランジのたわみが下フランジよりもはるかに大きくなっている。ウェブに生じる面外変位は、弾性域における上下フランジのたわみに比べて小さいが、最大荷重に達した後は、最も変位量が大きくなっている。これは、最大荷重付近で、荷重載荷位置直下のウェブが降伏し、その付近のウェブに局所的な面外変形が発生したためと考えられる。なお、図示していないが、試験体PGS00、PGS70 についても、図-6と同様の傾向を示していた。

各試験体の荷重と上フランジから 200 mm 下がった位置におけるウェブの面外変位の関係を図-7 に示す。この図からわかるように、まくらぎ下のフランジの板厚減肉量が大きいほど、荷重早期からウェブ面外変位は増加し、また、最高荷重時のウェブ面外変位は大きい。これはまくらぎ下フランジの上フランジ減肉量が大きくなると、減肉部分のフランジねじれ剛度が小さくなるので、フランジ-ウェブ接合線上の状態が回転固定から単純支持に近くなりたわ

みやすくなること、また、フランジを介さず荷重が直接ウェブに作用する状態に近くなることに起因する。図には、周辺単純支持されたウェブパネルに局所荷重が作用するときの座屈荷重(座屈固有値解析結果)を赤実線で示すが、座屈荷重を越えるとウェブのたわみが増加する傾向が認められる。また、図から、局所荷重を受けるプレートガーダーの耐力力は、ウェブパネルの座屈荷重を越えてかなり大きいことがわかる。

3.5 終局時の桁の変形

載荷試験後の各試験体の残留変形を図-8 に示す。図からわかるように、すべての試験体ともに荷重直下のウェブ部分に面外変形が卓越する変形状態となっている。

試験体の荷重直下のウェブ中央断面の面外残留変形状態を図-9 に示す。図から、どの試験体もウェブ面外変位が最大となる位置は、上フランジから150mmの位置で、ほぼ同じであることがわかる。このことから、フランジの局部腐食は、ウェブの荷重位置付近の変形状態にはあまり影響しないといえる。ただし、先に述べたように、フランジ局部腐食が大きいほど低い荷重からウェブ面外変位は増加する。

試験体の中央パネルの上フランジ残留変形分布を図-10 に示す。図では、局所荷重載荷区間における上フランジ-ウェブ接合線上の鉛直変位分布は、局部腐食がないPGS00では、載荷区間内ではほぼ同じ変位が生じているが、局部腐食量の大きいPGS70 では、載荷区間の中央部で最大となり、折れ曲がるようなたわみ状態になっているのがわかる。このことから、今回の実験ではまくらぎを模擬した鋼製ブ

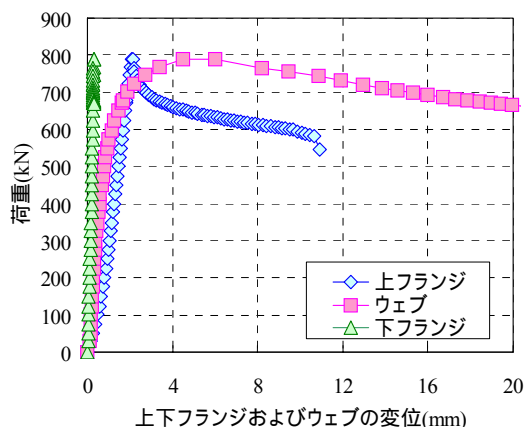


図-6 荷重と上下フランジおよびウェブの変位の関係 (PGS20)

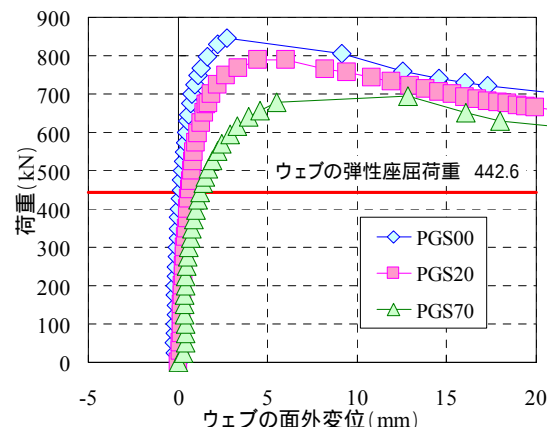


図-7 荷重とウェブの面外変位の関係



(a) PGS00



(b) PGS20



(c) PGS70

図-8 試験体の残留変形

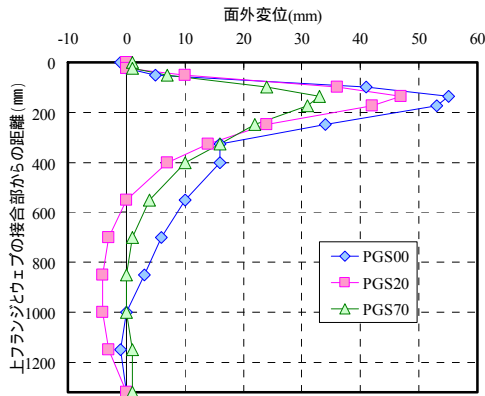


図-9 ウェブの面外残留変形

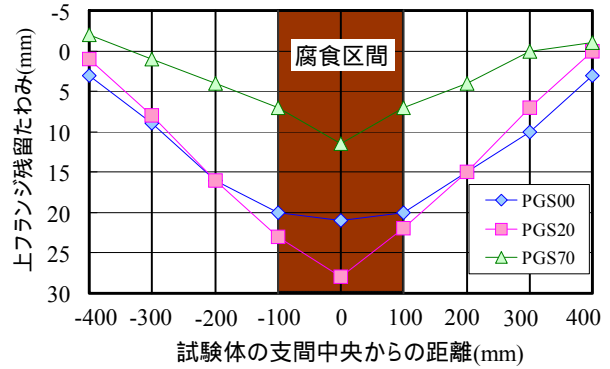


図-10 試験体の上フランジの残留たわみ

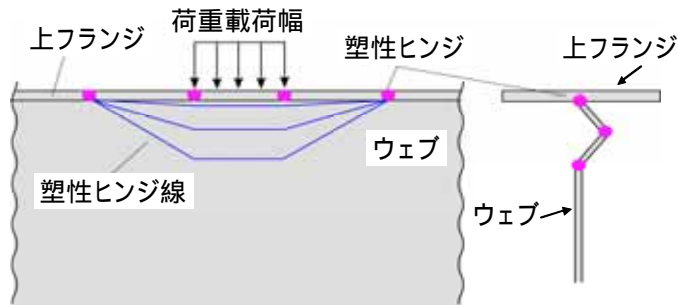


図-11 崩壊モード

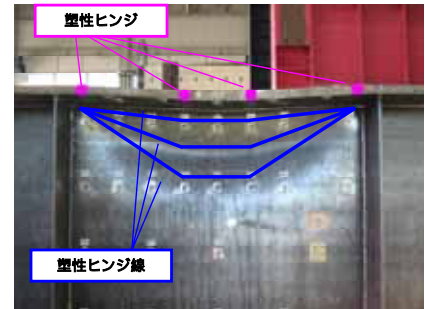


図-12 荷重試験の崩壊モード (PGS00)

ロックを介して載荷しているが、まくらぎ下の腐食がある場合には、載荷区間の中央で上フランジと肌隙が生じ、荷重が載荷区間の両端に集中するような状態になっていると推察される。

3.6 崩壊モード

既往の研究では、局所荷重を受ける桁の崩壊状態に関して、図-11 に示すような局所荷重載荷点直下のウェブに近いウェブで局所的な面外変形を生じて 3 本の塑性ヒンジ線を有し、同時に上フランジに 4 つの塑性ヒンジを発生する次のような崩壊モードを想定している¹³⁾。

試験体 PGS00 の実験後の上フランジとウェブ箇所の残留変形を図-12 に示す。この図より目視での判断ではあるが、上フランジに 4 つの塑性ヒンジ、局所荷重点直下のウェブには局所的な面外変形が起こり 3 本の塑性ヒンジ線が生じて崩壊に至っているように見える。面外変位の大きいウェブ中央のフランジから 150mm の位置の荷重-ひずみ曲線を図-13 に示す。この図からわかるように、各試験体とも、最大荷重までは、両面のひずみとも圧縮ひずみが生じているが、最大荷重付近になると、ひずみゲージの片面で圧縮ひずみ、反対の表面では引張ひずみが発生し、増大する分布となっている。したがって、面外変位が最も大きくなる線上では、図-11 に示すような塑性ヒンジ線が発生していると判断できる。

3.7 応力分布

各試験体の荷重直下のウェブの断面における最大荷重時の応力分布を図-14 に示す。図中、縦軸は上フランジと

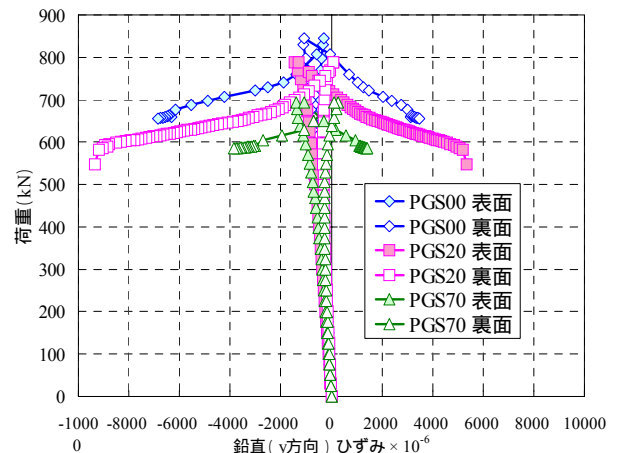


図-13 荷重とひずみの関係

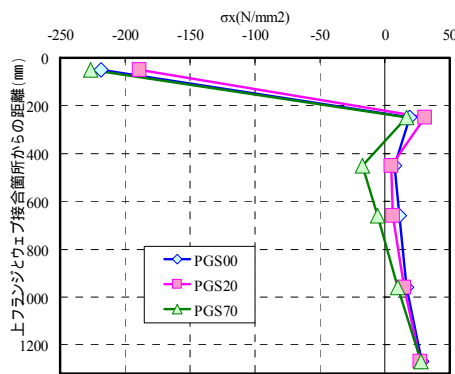
ウェブの接合辺からの距離を示し、図a), b)はそれぞれ曲げ応力(軸方向応力)および鉛直方向応力を示す。

図-14 (a) からわかるように、曲げ応力は局部的に面外変形が生じる荷重直下のウェブでは、高い圧縮応力が生じる特徴的な応力分布となっている。また、局部腐食量に関わらず、最大荷重時のウェブの最大曲げ応力値はほぼ同じである。

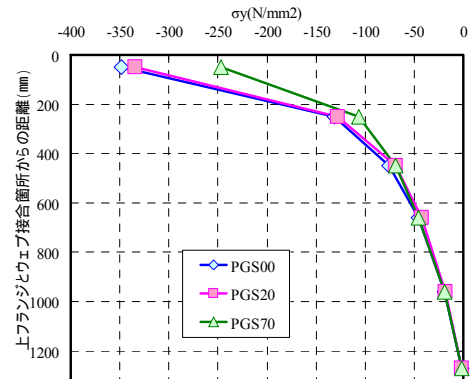
図-14 (b) からわかるように、鉛直応力は局部腐食量が大いとな荷力が低下するため、発生する鉛直応力も小さくなる。

3.8 ウェブの面内主応力分布

試験体 PGS00 および PGS70 の荷重直下のウェブの主応力分布を図-15, 16 示す。

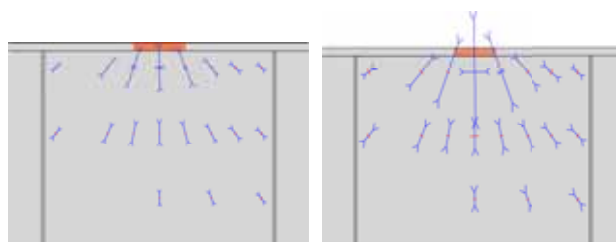


(a)曲げ応力



(b)鉛直応力

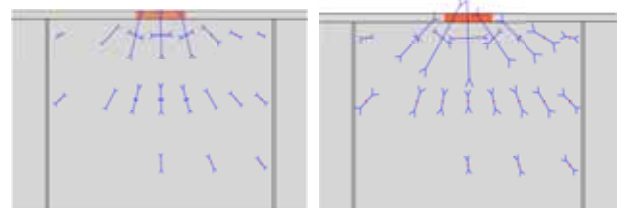
図-14 最大荷重時のウェブの応力分布 (局所荷重載荷位置のウェブ断面)



(a)300kN 載荷時

(b)最大荷重時

図-15 ウェブの主応力分布 (PGS00)



(a)300kN 載荷時

(b)最大荷重時

図-16 ウェブの主応力分布 (PGS70)

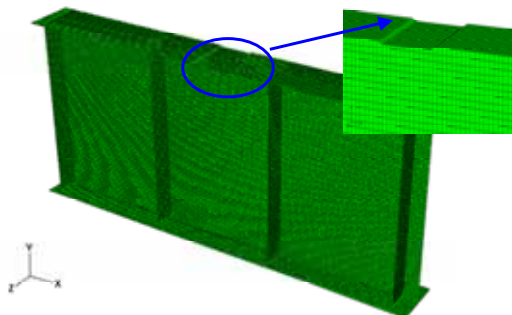


図-17 要素分割図

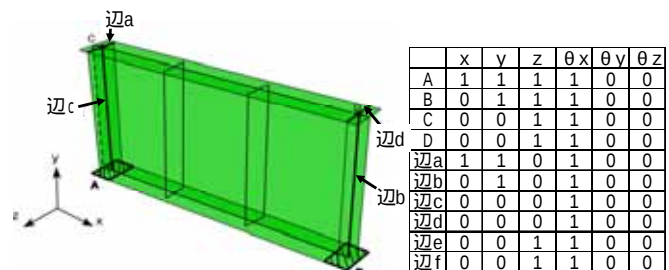


図-18 境界条件

ウェブでの圧縮主応力が大きく、この区間で局所荷重を支持していることがわかる。最大荷重になると、300kNで荷重区間直下に生じていた圧縮主応力がさらに増大していることから、局所荷重を支持する機構が変化していないことがわかる。上フランジの局部腐食が局所荷重を支持する機構に影響を与えることはない結果が得られた。

また、上フランジの変形が進行すると局部腐食の減肉量が多い供試体PGS70は、荷重幅の両端に局所荷重が集中するため、図-16に示すように、荷重幅の両端付近のウェブの主圧縮応力は大きくなっている。

4. 弾塑性有限変位解析

まくらぎ下の上フランジに局部腐食を有する桁の耐力特性を検討するために、汎用構造解析コード ABAQUS を用いて弾塑性有限要素解析を行った。解析モデルの妥当

性を確認するために、荷重試験を行なった桁の FEM 解析を行なう。

FEM 解析には、4 節点アイソパラメトリックシェル要素を用いた。図-17 に解析モデルを示す。要素分割は全ての部位に 20mm 等間隔メッシュとし、要素数は 19616、節点数は 19869 となっている。腐食を模擬した供試体 PGS20、PGS70 の解析モデルは、図-17 に示すように、上フランジ局部腐食箇所(幅 200mm)が片面腐食となるように、シェル要素の中央面を変化させている。

フランジおよびウェブの降伏応力は表-2 に示す引張試験で得られた値とした。応力-ひずみ関係は材料試験結果の公称応力-公称ひずみ関係を真応力-真ひずみ関係に換算して解析に使用した。

本解析に用いた解析手法は弧長増分法とした。残留応力は考慮していない。降伏判定には Von-Mises の降伏条件を使用し、塑性域はプラントルイスの流れ則を適用している。

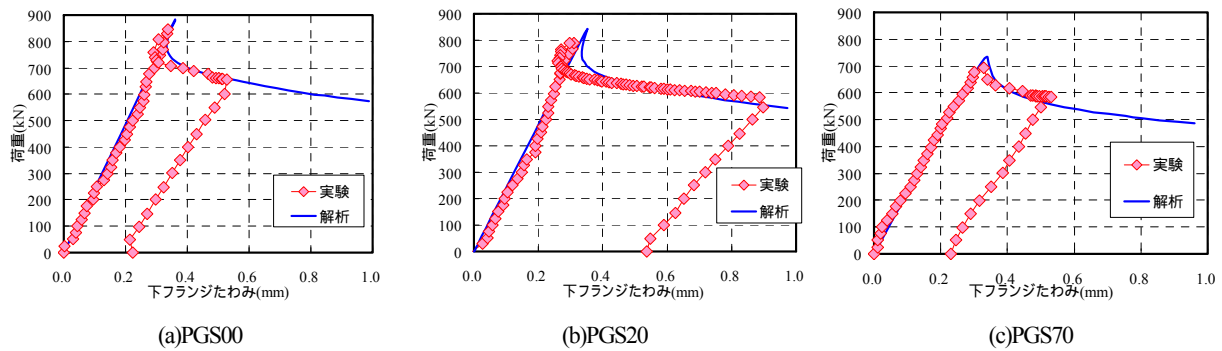


図-19 荷重と支間中央部下フランジの鉛直たわみの関係（実験値と解析値の比較）



図-20 終局時の桁の変形（載荷試験結果と解析結果の比較）

境界条件を図-18 に示す．図中の表は，1 節点 6 自由度に対して，1 は拘束，0 は自由であることを示している．

初期不整は中央ウェブパネルの初期たわみを考慮し，載荷試験前に測定した計 64 点の面外たわみの値から式(4.1)の橋軸，鉛直方向に 4 次のフーリエ級数を近似し，解析モデルに与えている．

$$w_{(x,y)} = \sum_{i=1}^4 \sum_{j=1}^4 \left\{ a_{ij} \cdot \sin\left(\frac{i\pi x}{a}\right) \cdot \sin\left(\frac{j\pi y}{h_w}\right) \right\} \quad (4.1)$$

荷重は，まくらぎ下の上フランジの腐食区間(幅 200mm)の箇所の上フランジとウェブの接合辺に線荷重として作用させた．

4.1 荷重 - 変位の関係

載荷試験結果と解析結果の荷重と支間中央部下フランジの鉛直たわみの関係を図-19 に示す．図からわかるように，いずれの試験体とも弾性域の剛性は実験・解析ともほぼよく一致している．最大荷重前後の挙動については，最大荷重後の変位が戻るスナップバック現象は捉えきれないが，耐力低下の挙動は実験結果と概ね一致していることがわかる．

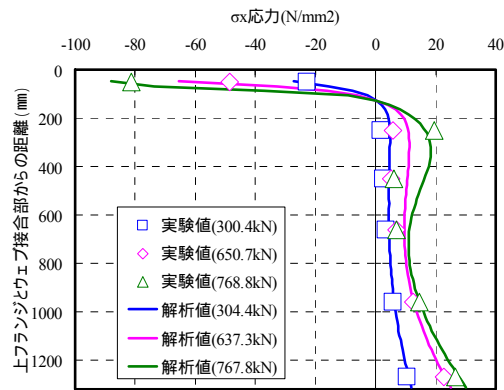
4.2 終局時の桁の変形

終局時の桁の変形について，載荷試験結果と解析結果の比較を図-20 に示す．

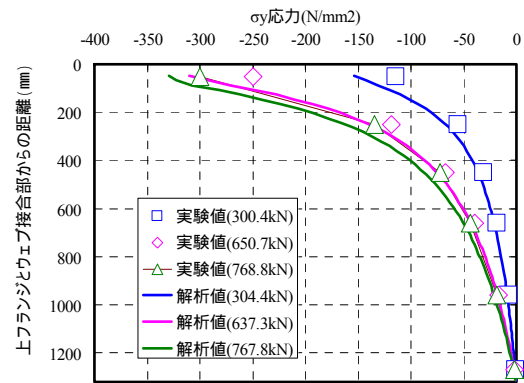
この図からわかるように，全ての解析モデルにおいて荷重直下のウェブが局部的に面外変形を生じていることがわかる．この局所的なウェブの変形は，載荷試験結果の変形と非常に似ていることが各図から確認できる．したがって，本解析モデルにウェブの面外初期不整を与え，局所荷重載荷区間のウェブと上フランジの接合辺に局所荷重を模擬した線荷重を作用させれば，実験結果と類似した崩壊状態が得られることがわかる．

4.3 応力分布

試験体 PGS20 の荷重直下のウェブの断面における応力分布を図-21 に示す．縦軸に上フランジとウェブの接合部からの距離，横軸に曲げ応力，鉛直応力を示している．図中には，荷重が 300kN 時，650kN 時，最大荷重時の実験値，解析値を示して比較している．この図からわかるように，曲げ・鉛直応力ともに実験と解析の結果が，ほぼ同じ応力分布を示しているおり，実験時の挙動を概ね解析でも再現できていることがわかる．なお，PGS00，PGS70 でも，

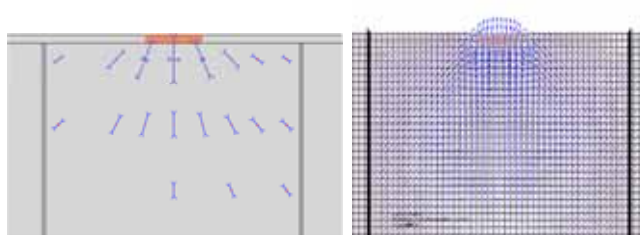


(a)曲げ応力



(b)鉛直応力

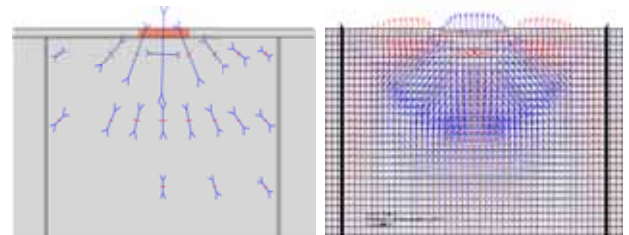
図-21 応力分布の推移の比較 (PGS20)



(a)実験結果

(b)解析結果

図-22 300kN 載荷時のウェブの主応力分布 (PGS20)



(a)実験結果

(b)解析結果

図-23 最大荷重載荷時のウェブの主応力分布 (PGS20)

同様に実験値と解析値の応力分布が精度よく再現されていた。

4.4 ウェブの面内主応力分布

試験体 PGS20 におけるウェブの面内主応力分布（要素表面の応力）の実験結果および解析結果を図-22,23 に示す。図-22 は 300kN 載荷時のウェブの面内主応力分布を示し、図-23 は最大荷重載荷時のウェブの面内主応力分布を示している。図中の青い線は圧縮応力、赤い線は引張応力、線の長さは大きさ、線の向きは方向を示している。

図-22 からわかるように、300kN 載荷時の主応力分布では、実験と解析結果ともに、局所荷重載荷区間のウェブで圧縮主応力が生じ、局所荷重を支持している分布となっており、よく一致している。図-23 からわかるように、最大荷重載荷時の主応力分布では、局所荷重下のウェブに圧縮主応力が増大し、局所荷重を支持しているところは、実験結果と解析結果は一致している。しかし、局所荷重区間横のウェブにおいて、実験結果では引張主応力があまり発生していないのに対し、解析結果では、大きな引張主応力が生じている。また、局所荷重直下のウェブにおいて、実験結果では、最大・最小主応力ともに圧縮応力が現れているのに対して、解析結果では最大主応力が引張、最小主応力が圧縮の応力が発生している。

この傾向は PGS00 PGS70 にも同様の結果となったが、この原因は解明できなかった。しかし、局所荷重下のウェブに圧縮主応力が現れ、局所荷重を支持しているところは再現できていると考えられる。

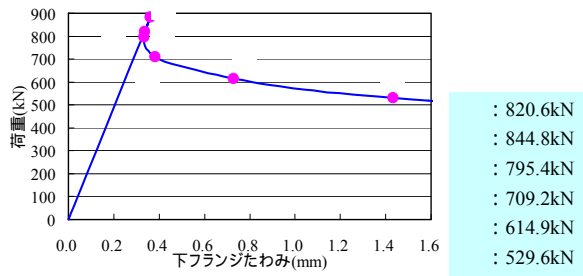
4.5 崩壊挙動

試験体のウェブの崩壊挙動を確認するために、ウェブの降伏域の進展に着目した。図-24,25 に試験体 PGS00, 70 について、最大荷重に達する前後のウェブの降伏域の変化を示している。図中(a)には、荷重と支間中央部の下フランジの鉛直たわみの関係を示しており、このグラフ中の数字に対応した時点でのウェブ中央面におけるMises応力分布をそれぞれ図に示している。なお、降伏に達した要素は灰色で示している。

図-24 からわかるように、試験体 PGS00 では、最大荷重に達する前の点では、荷重直下のウェブが降伏していることがわかる。最大荷重時()では局所的な面外変形が生じる箇所のウェブと、局所荷重区間横のウェブの一部も降伏に達し、荷重直下のウェブから降伏域が広がっている。そして、最大荷重到達後の点では上フランジ付近のウェブに橋軸方向に渡って降伏域が進行し、点とウェブの下方にまで降伏域が広がっていく分布となっている。

図-25 からわかるように、試験体 PGS70 では、最大荷重に達する前に、ウェブの一部が降伏に達している。最大荷重到達後も、点でフランジ近傍のウェブが橋軸に沿って降伏し、点と降伏領域の大きさに多少違いはあるが、ウェブ下方に降伏域が進展している。この降伏域の進展は、試験体 PGS00 と同じ傾向を示している。

以上より、まくらぎ下の上フランジの局部腐食量に関わらず、局所荷重を受ける桁のウェブの崩壊挙動は、最大荷重に達する前に荷重直下のウェブから降伏が始まり、その後、降伏域は徐々に広がっていくことがわかった。



(a)荷重と支間中央部の下フランジの鉛直たわみの関係

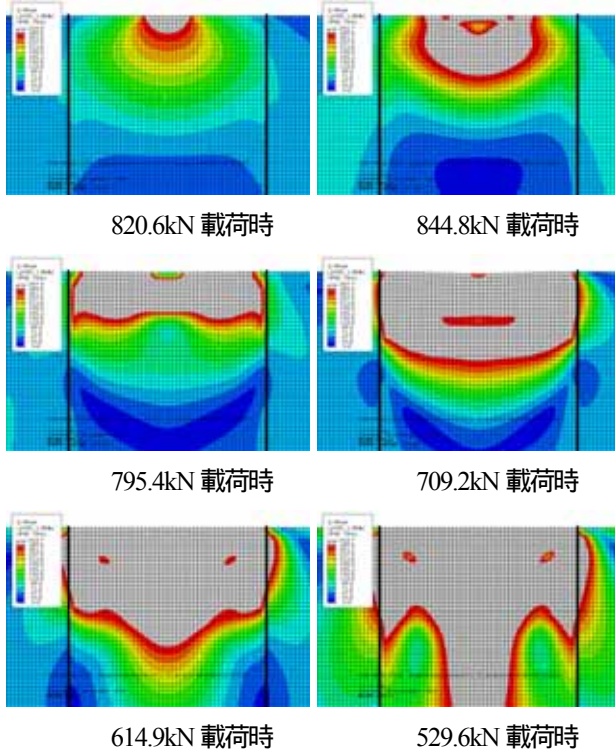
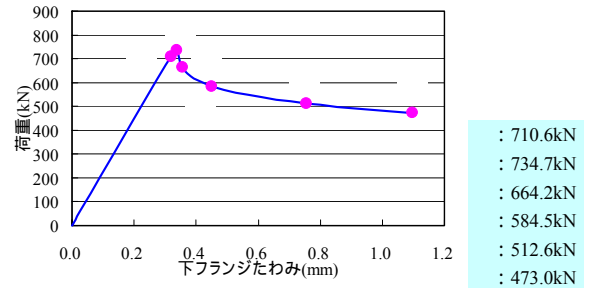


図-24 300kN 載荷時のウェブの主応力分布 (PGS00)



(a)荷重と支間中央部の下フランジの鉛直たわみの関係

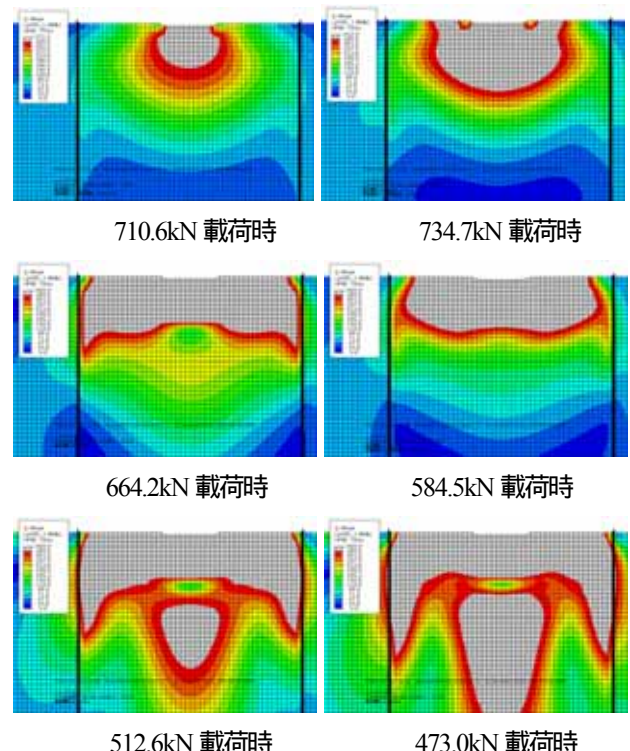


図-25 300kN 載荷時のウェブの主応力分布 (PGS70)

5. 残存耐力算定法

5.1 既往の耐力算定法

局所荷重を受けるまくらぎ下の上フランジの残存耐力を検討するため、既往の局所荷重を受けるプレートガーダーの耐力算定法と今回の載荷試験、解析結果を比較した。既往の研究の代表的な耐力算定式を式(5.1)～(5.7)に示す。

Granholm

$$P_u = 0.045 \cdot Et_w^2 \quad (5.1)$$

Bergfelt and Lindgren

$$P_u = 0.68 \cdot Et_w^2 \sqrt{\sigma_{yw}/E} (t_f/t_w)^{0.6} \quad (5.2)$$

Dubas and Gehri

$$P_u = 0.75 \cdot Et_w^2 \sqrt{\sigma_{yw}/E} \sqrt{t_f/t_w} \quad (5.3)$$

Skaloud and Drdacky

$$P_u = 0.55 \cdot Et_w^2 \sqrt{\sigma_{yw}/E} \sqrt{t_f/t_w} (0.9 + c/d) \quad (5.4)$$

Roberts1

$$P_u = 0.55 \cdot Et_w^2 \sqrt{\sigma_{yw}/E} \sqrt{t_f/t_w} [1 + 3(c/d)(t_w/t_f)^{1.5}] \quad (5.5)$$

Roberts2

$$P_u = 0.76 \cdot Et_w^2 \sqrt{\sigma_{yw}/E} (t_f/t_w)^{0.25} [1 + (c_e/d)(t_w/t_f)] \quad (5.6)$$

Elgaaly

$$P_u = 0.5 \cdot Et_w^2 \sqrt{\sigma_{yw}/E} \sqrt{t_f/t_w} \quad (5.7)$$

ここに、 E ：ヤング係数、 d ：ウェブ高、 t_w ：ウェブ板厚、 t_f ：局部腐食箇所の上フランジ板厚、 σ_{yw} ：ウェブの降伏応力、 c ：局所荷重載荷幅、 $c_e = c + 2t_f$ ：載荷幅 c の補正值

今回の載荷試験で得られた耐力と各式から得られた算定値の比較を図-26 に示す。縦軸に算定値、横軸に各算定式に対応する数字を示している。算定値は、実験値の最

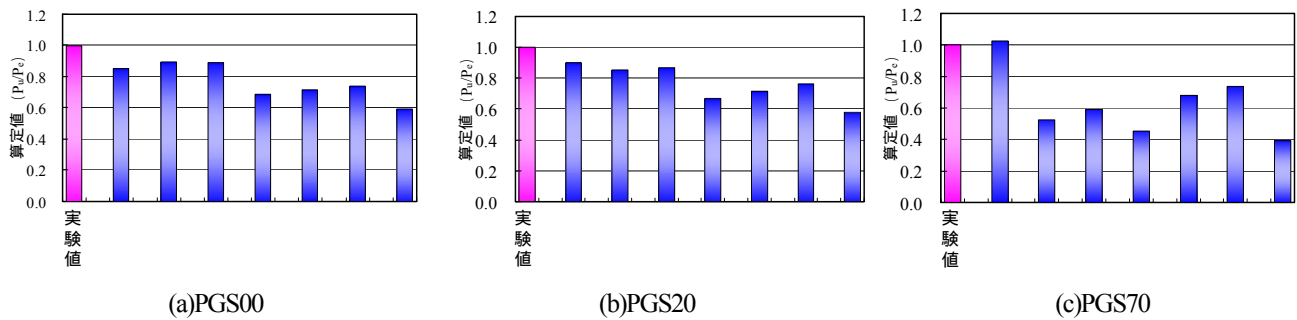


図-26 実験値と既往の耐荷力算定式との比較

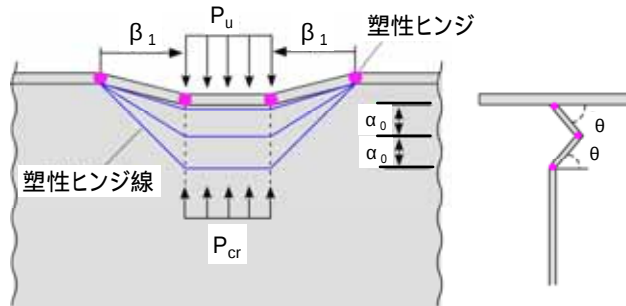


図-27 滝本式で想定される崩壊モード

大荷重(P_e)で除して無次元化しており、実験値を 1.0 とした場合の値である。なお、耐荷力の算定の際、式中のフランジ板厚 t_f は、局部腐食箇所の上フランジ板厚を用いて算出している。この図からわかるように、実験値に比べて、各算定値は小さい値であり、安全側の評価となっている。しかし、各算定値とも実験値に対して平均 28% 程度小さい値を算出しているため、耐荷力を精度よく評価できているとはいえない。そのため、式 (5.1) ~ (5.7) の算出式では、局所荷重を受けるまくらぎ下の上フランジに腐食を有する桁の耐荷力を評価するためには不十分であることがわかった。そのため、さらに、精度の高い算定式を検討する必要がある。

5.2 滝本の残存耐荷力算定法

既往の局所荷重を受けるプレートガーダーの耐荷力算定式は、主にウェブの座屈強度とフランジの剛性を考慮した算定式となっている。前述のように、この算定式では、実験値よりも低めの値を算出するため、局所荷重を受ける桁の耐荷力の算定には他にも局所荷重を支持する要因があると考えられる。そこで、想定した局所荷重を受ける桁の崩壊モードに基づき、耐荷力算定法を提案している。滝本²⁰⁾の算定法に着目した。崩壊モードは、図-27 に示すウェブの座屈強度 P_{cr} が載荷幅直下のウェブで支持され、座屈後の耐荷余力がウェブに 3 つの塑性ヒンジ線とフランジに 4 つの塑性ヒンジを生じるメカニズムとしてモデル化している。この崩壊モードは、図-11, 12 に示すとおり、本実験において確認された現象であるため、本提案式を用いて、耐荷力を再度検討することとした。

滝本の提案する局所荷重を受ける桁の耐荷力算定式を以下に示す。

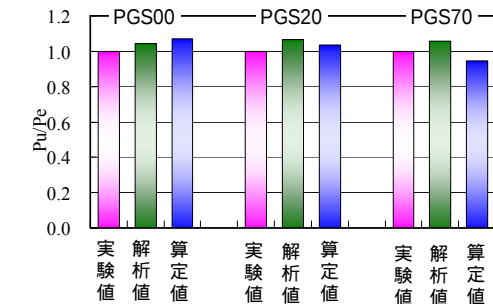


図-28 実験および解析、算定式の耐荷力の比較

$$P_u = P_{cr} + P_w + P_f \quad (5.8)$$

$$P_{cr} = \sigma_{pcr} C_0 t_w \quad (5.9)$$

$$P_w = \frac{2M_w}{\alpha_0 \cos \theta} \left\{ 2\beta_1 + c_0 \left(1 - \frac{\sigma_{pcr}^2}{\sigma_{yw}^2} \right) - \eta \right\} \quad (5.10)$$

$$P_f = 4M_f / \beta_1 \quad (5.11)$$

ここで、

P_u : 局所荷重下の桁の耐荷力

P_{cr} : ウェブの座屈強度

P_w : 座屈後強度

P_f : フランジの塑性強度

β_1 : フランジ塑性ヒンジ間の距離、

θ : ウェブの塑性変形角度

α_0 : ウェブの塑性ヒンジ線間の距離、

η : ウェブ幅で塑性ヒンジ線長 $2\beta_1$ の補正長

M_f : フランジ塑性モーメント

M_w : ウェブの単位長さ当たりの塑性モーメント

この評価式から算出した結果と今回の載荷試験結果が得られた耐荷力を比較したものを図-28 に示す。この図には FEM 解析結果(図中の解析値)もあわせて示している。実験値をとり、各耐荷力を無次元化している。この図からわかるように、試験体 PGS00, 20 は算定値が実験値よりも若干高めの評価をしてはいるが、それぞれ実験値に対して約 7%, 4% 程度の誤差であり、試験体 PGS70 は、算定値が実験値よりも約 5% 程度低めで評価されていたが、実験値を概ね評価できている。

以上のことから、滝本の提案式は、試験体の寸法、材料特性を用いれば実験値を概ね算定することができると考えられる。有限要素解析に関しても、試験体の寸法や材料

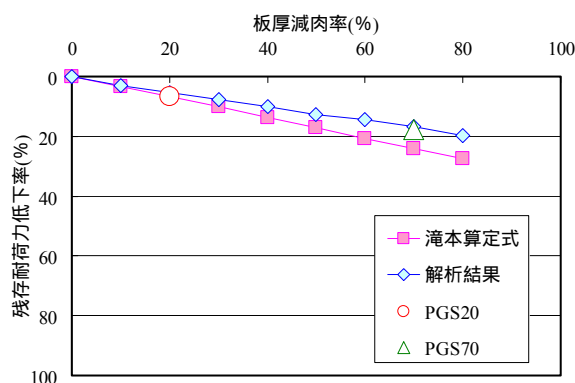


図-29 残存耐力と板厚減肉率の関係

特性，初期不整を反映させれば，実験値を精度よく推定できる．そのため，両者とも局所荷重を受けるまくらぎ下の上フランジに腐食を有する桁の残存耐力を十分に算定できることがわかった．

5.3 耐力低下曲線

滝本の提案式と解析が局所荷重を受けるまくらぎ下の上フランジに腐食を有する桁の残存耐力を十分に算定できることが明らかになったため，今回の載荷試験に用いた試験体をモデルに，有限要素解析と滝本の提案式を用いて，残存耐力を検討した．

滝本の算定式中の上フランジの板厚および解析モデルの上フランジの板厚は，減肉のない板厚を 25 mm として，そこから 10% ずつ減肉させて残存耐力を評価した．なお，有限要素解析の条件は，前述の条件と同じ条件とし，板厚だけを変化させている．

まくらぎ下の上フランジの腐食量と残存耐力の関係を図-29 に示す．縦軸は腐食のない桁の残存耐力を 100 とした場合の残存耐力，横軸は上フランジの板厚減肉率である．この図からわかるように，残存耐力曲線は，算定式，解析結果ともにほぼ直線的に低下している．解析結果と比較して算定式のほうが耐力の低下率が大きいのは，算定式中の上フランジ板厚を，局部腐食した板厚で代表しているためと考えられる．すなわち算定式では，上フランジ全面が腐食減肉していると仮定し，板厚の部分的な変化を考慮していない．図中には，実験結果の残存耐力をプロットしている．試験体 PGS20, 70 とともに実験結果は FEM 解析結果とよく一致しているのがわかる．また，算定式と実験結果を比較すると評価値は安全側になっており，算定式を用いた残存耐力曲線が適用できると考えられる．

6. 結論

本研究では，まくらぎ下の上フランジに局部的腐食を有する桁の残存耐力について検討するため，まくらぎ下の上フランジの局部腐食を模擬した試験体を製作し，局所荷重を与え，載荷実験を行い，局所荷重が作用する桁の耐力，応力状態，終局時の桁の変形について調べた．そして，

有限要素解析により，実験結果との比較を行い，本解析の適用性についても検討した．さらに，既存の耐力算定式を用いて，局部腐食を有する桁の残存耐力評価法を検討した．また，本解析と耐力算定式から，残存耐力曲線を作成し，適用性について検討した．

本研究で得られた知見を以下に示す．

- 1) 局所荷重を受ける桁の残存耐力は，まくらぎ下の上フランジの腐食による減肉量に伴い低下する．
- 2) 終局時の桁の変形は，局所荷重直下のウェブに面外変形が増大し，最大変位が生じる位置は上フランジの減肉量に関係なくほぼ同じ位置で発生する．
- 3) 局所荷重直下のウェブは，局所荷重の大部分を支持するが，局部腐食による上フランジの減肉量が大きくなると，上フランジが変形するため，荷重を支持する範囲が広がる．
- 4) 局所荷重を受けるプレートガーダーの崩壊挙動は，これまでに想定されてきた上フランジに 4 つの塑性ヒンジ，ウェブに 3 本の塑性ヒンジ線を生じて崩壊に至る．
- 5) 解析結果より，試験体寸法や初期不整，材料特性などのデータを解析に反映させれば，残存耐力や応力分布，崩壊変形など実験とほぼ同様の結果を再現できる．
- 6) 局所荷重を受けるまくらぎ下の上フランジに局部腐食を有する桁の残存耐力は，既存の滝本の耐力算定式を用いて評価可能であり，この算定式により残存耐力低下曲線を提案した．この曲線は，有限要素解析結果および実験結果と比較すると，概ね安全側の評価となることがわかった．

今後は，曲げの影響も考慮に入れた検討を行い，より汎用性のある耐力算定式や残存耐力曲線を提案することを今後の課題としたい．

参考文献

- 1) 仁杉 巖ら：鉄道土木構造物の耐久性，山海堂 2002．
- 2) 日本鋼構造協会 耐用性調査小委員会：鋼構造物の耐用性調査報告，JSSC Vol5, No39, 1969.
- 3) 谷口望，行澤ら：腐食した鉄道リベット桁の静的載荷実験とその特性について，土木学会第 58 回年次学術講演会，pp919-920，2003.9
- 4) 鉄道総合技術研究所：建造物保守管理の標準・同解説 鋼構造，1987.
- 5) 鉄道総合技術研究所：鋼構造物塗装設計施工指針，鉄道総合技術研究所，2005.5
- 6) 木村元哉，中山太士，田中誠，山田卓司：要求性能提示による鋼鉄道橋の防食工法の選定，土木学会第 60 回年次学術講演会，-pp44-45，2003.9
- 7) 木村元哉，村田一郎，中山太士：鋼鉄道橋塗替え塗装の現状と取組み，第 28 回鉄橋塗装技術討論会発表予稿集，p.31, 2005
- 8) 鉄道総合技術研究所：鉄道構造物等維持管理標準・同解説（構造物編）鋼・合成構造物，2007.1
- 9) ポータンフン，佐々木栄一，市川篤司，三木千壽：腐食を模擬した模型桁のせん断耐力に関する実験お

- よび解析, 構造工学論文集 Vol.48 ,pp1099-1105,2002.3,
- 10) 杉本一朗, 小林裕介, 市川篤司: 既設鉄道橋リベット桁の疲労に関する実験的検討: 構造工学論文集 Vol.52A , pp701-710 , 2006.3
 - 11) 杉本, 相原, 市川, 伊藤: 腐食した橋枕木方式の既設鋼鉄道橋の疲労載荷試験について, 土木学会第 58 回年次学術講演会, pp1091-1092 , 2004.9
 - 12) 中山太士, 木村元哉, 石川敏之, 松井繁之: まくらぎ下の上フランジ腐食による桁の耐力の低下度に関する研究, 鋼構造年次論文報告集, 第 14 巻, pp535-542, 2006.11.
 - 13) 中山太士, 石川敏之, 木村元哉, 近藤拓也, 松井繁之: まくらぎ下の上フランジが腐食した桁の曲げ耐力に関する検討, 鋼構造年次論文報告集, 第 15 巻, pp.573-578,2007.11.
 - 14) Rocky, K.C. : The Behavior of Plates When Subjected to In-plane Patch Loading, Bridge Section, Department of Transport, London, 1977.
 - 15) Skaloud, M. and P. Novak : Post-buckled Behavior of Webs under Partial Edge Loading, Acad. Sci. Rep, Prague, Issue 3, 1975.
 - 16) Granholm, C.A. : Light Girders. Girders with Slender Flanges and Web, Chalmers Univ. of Technology, Inst. Skr. S76, 1976.
 - 17) Dubas, P. and E. Gehri : Behavior of Webs under Concentrated Loads Acting between Vertical Stiffeners, European Convention of Constructional Steelworks, Commission 8.3, Zurich 1975.
 - 18) Herzog, M. : Die Kruppellast Sehr Dunner Vollwandträgerstege nach Versuchen, Stahlbau, No.1, pp26-28, 1974.
 - 19) Roberts T. M. : Patch loading on plate girders, Plated Structure-Stability and strength, ed. by R. Narayanan, Applied Science Publishers London, pp77-102. 1983.
 - 20) 森脇良一, 滝本哲四郎, 三村裕一: 局所荷重を受ける桁の耐力, 土木学会論文報告集, 第 339 号, pp69-77, 1983.11.
 - 21) 久保全弘, 張耿輔, 小川喜睦: 局所荷重を受けるプレートガーダーの耐力性能, 構造工学論文集, Vol46A, pp161-169, 2000.3.

(2009年9月24日受付)