

片面貼付補強を施した鉄骨有孔梁の終局耐力評価法に関する研究

(その1) 補強材の有効領域及び必要溶接量の検討

正会員 ○橋本 達矢*1 同 的場 耕*2
同 松本 由香*3有孔梁 片面貼付補強 終局耐力
有限要素解析 溶接量

1. 序論

ウェブに貫通孔を設けた鉄骨梁について、M-Q 図を用いた耐力評価方法が提案されている^{1),2)}。文献 3)では、貫通孔近傍が降伏し始めた後の耐力上昇を考慮し、終局耐力応力状態に対応する M-Q 図を提案している(図 1 参照)。本研究では、片面貼付補強を施した場合について、補強材断面をパラメータとした有限要素解析を行い、補強材の有効領域と溶接量が終局耐力に及ぼす影響について検討する。

2. 補強材の有効領域に関する有限要素解析

2.1 解析概要

補強材断面形状をパラメータとして有限要素解析を行う。解析モデルは文献 3)と同様に H-350×175×7×11 に貫通孔 166mm、片側貼付補強を施した有孔梁とする。材長は 490mm とし、図 2 のように梁右端断面の回転を拘束して強制変位を与え、孔周辺の応力状態を純せん断とする。補強材の内径は孔径と一致させる。図 3 に解析モデルを示す。部材断面形状を図 4 に、補強材断面一覧を表 1 に示す。要素の応力歪関係は図 5 に示すものを用い、補強材とウェブは同じ材料特性を入力する。また、補強材とウェブは節点を共有させることによって応力を伝達する。解析には汎用プログラム MARC を使用し降伏条件は Mises の条件を用いる。また幾何学非線形を考慮している。

解析結果は終局耐力に基づいて整理する。解析から得られた荷重変形関係に基づき、図 6 に示すように塑性変形倍率 $6(\epsilon_p)$ と表記)までのエネルギー吸収量を等価な完全弾塑性系に置換し、各解析モデルの終局耐力 Q_p を求める。ここでの ϵ_p は無孔梁の全塑性耐力理論値に対応する弾性変形とする。なお、完全弾塑性形の弾性剛性は各結果の初期剛性を用いる。

有限要素解析の結果、有孔部周辺の応力状態には b_s と t_s との比によって異なる傾向が見られ、応力伝達上の有効領域についても異なる因子によって影響を受ける。ここでは、 $b_s/t_s > 0.5$ となる場合を筒状補強、 $b_s/t_s \leq 0.5$ となる場合を板状補強とし、両者を区別して結果を記述する。

2.2 筒状補強を施す場合の有効領域

補強を施した場合の終局耐力は、梁断面の耐力と補強材の耐力を累加して求める。このときの補強材の耐力 V_{ps} は、図 7 のように斜め方向に等分布荷重が作用したときの降伏耐力に基づいて導かれる。補強材が V_{ps} を発揮するとき、図 8 のように補強材に接しているウェブ面には(2.1)式のモ

ーメント M_s が作用する。ここで、 M_s がウェブの全塑性モーメント m_{wp} に達すると、補強材はそれ以上の応力を負担しないと仮定し、 V_{ps} の上限値を(2.3)式によって定める。

$$M_s = (V_{ps}/\sqrt{2}) \cdot (b_s/2) \quad (2.1)$$

$$m_{wp} = \sigma_{wy} \cdot (2R' + t_s) \cdot t_w^2/4 \quad (2.2)$$

$$V_{ps} \leq \sqrt{2} \cdot \sigma_{wy} \cdot (2R' + t_s) \cdot t_w^2 \cdot b_s/8 \quad (2.3)$$

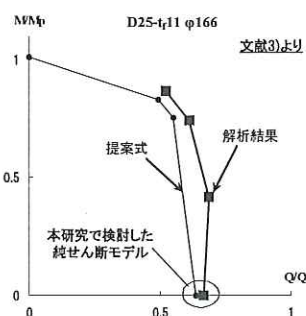


図1 M-Q 図

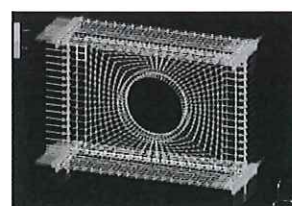


図3 解析モデル

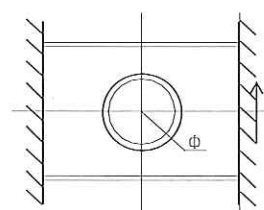


図2 荷重方法

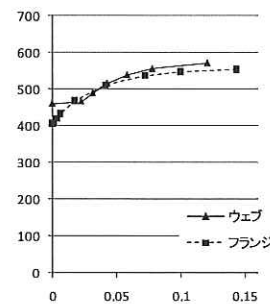


図4 材料特性

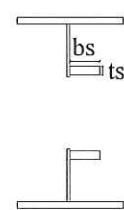


図5 部材断面図

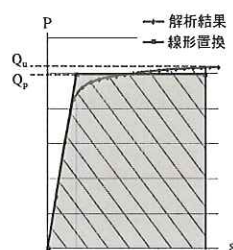


図6 終局耐力の定義

表1 補強材断面一覧

bs	ts	bs	ts
25mm	6.5mm	3.5mm	15mm
50mm		7mm	
75mm		14mm	
100mm		21mm	
3.5mm	10mm	28mm	20mm
7mm		14mm	
14mm		21mm	
21mm		28mm	
28mm	13mm	3.5mm	25mm
35mm		7mm	
49mm		14mm	
63mm		3.5mm	30mm
70mm	13mm	7mm	
25mm		14mm	
50mm		21mm	
75mm		28mm	35mm
100mm		3.5mm	
125mm		7mm	
150mm		14mm	
		7mm	40mm
		14mm	
		21mm	
		28mm	

筒状補強を施した解析モデルについて、 eQ_p' と文献 3)で提案した評価式による終局耐力 eQ_p の関係を図 9 に示す。図中●及び×は補強材を全断面有効として eQ_p を求めたものであり、このうち×は(2.3)式を満足しない解析モデルである。(2.3)式を満足しないモデルでは、 eQ_p' に対する eQ_p の誤差が大きくなる傾向が見られる。

(2.3)式を満足しない解析モデルについて、(2.3)式による V_{ps} 上限値を用いて補正した eQ_p と eQ_p' の関係を図 9 中○で示す。補正後の eQ_p と eQ_p' の誤差は 5%程度に留まっており、評価精度は改善されている。

2.3 板状補強を施す場合の有効領域

板状補強を施す場合の有効領域について検討するため、補強材形状と溶接位置をパラメータとして解析を行う。溶接位置は、補強材の内周全線溶接、外周全線溶接の 2 種とし、各々内周上または外周上の節点をウェブと共有させることでモデル化する。比較のため、補強材とウェブが全節点を共有する場合についても解析する。なお、筒状補強に該当する解析モデルでは、応力状態に節点の共有条件による有意差は見られなかったため、本稿では説明を割愛する。

図 10 に、 $b_s=7\text{mm}$ 、 $t_s=40\text{mm}$ の場合のせん断応力度分布を示す。図中の白い部分が降伏せん断応力度に達している領域を示し、黒い部分が応力度の低い領域を示す。外周節点共有の場合は、全節点共有に近い応力分布を示すのに対し、内周節点共有の場合は、補強材外周付近の要素に作用する応力が低下し、終局耐力 eQ_p' も低下する傾向が見られた。ここで、 $t_s=30$ の内周節点共有モデルと $t_s=20$ の全節点共有モデルのように、 t_s が 3:2 になっているモデルで eQ_p' を比較すると両者は近い値を示していることから、内周節点共有モデルの補強材の有効幅を内周から $2/3t_s$ と仮定する。図 11 に eQ_p' と有効幅を考慮して求めた

eQ_p の関係を示す。両者の誤差は 5%前後となっており、評価精度は概ね良好である。

3. 補強材溶接部の耐力評価

図 12 に示すように、隅肉溶接に任意の方向から外力が作用したとき、単位長さ当りの降伏耐力 P_y は下式によって評価できる⁴⁾。

$$P_y = (1 + 0.4 \cos \theta) \cdot a \cdot F_y / \sqrt{3} \quad (3.1)$$

(θ : 図 12 中に示す角度、 a : のど厚、 F_y : 溶接金属の降伏強度)

図 13 のように、円状に配置された隅肉溶接継目に対して偶力 P が作用した状態を想定する。(3.1)式に基づき、 P に換算した溶接継目の降伏耐力 P_{wy} は下式によって求められる。

$$P_{wy} = 2 \int_0^{\pi/2} P_y \cdot r d\theta \quad (3.2)$$

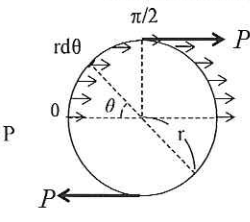
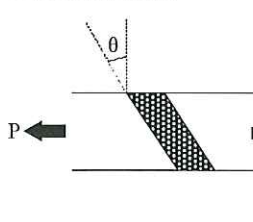
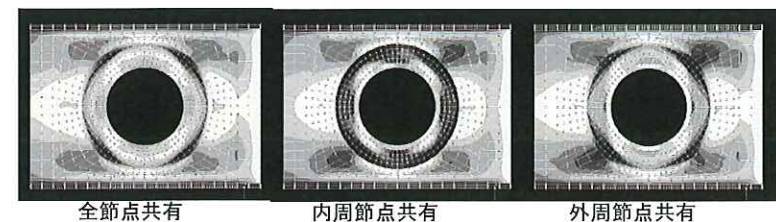
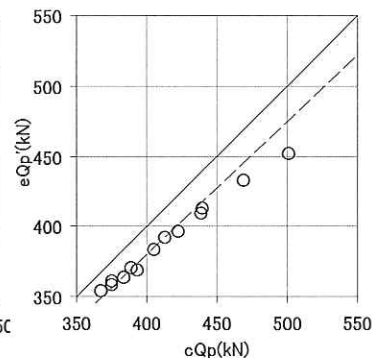
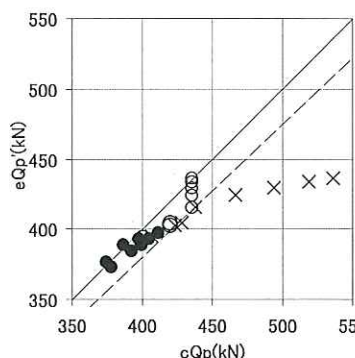
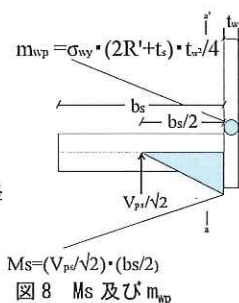
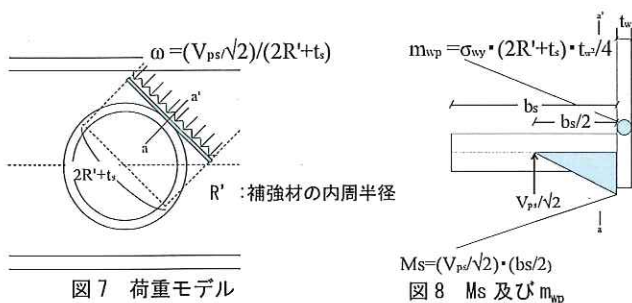
(3.2)式中の F_y に σ_u を代入すれば、溶接継目の最大耐力 P_{wu} が得られる。また、孔中心から溶接位置までの半径を r とすると、溶接継目では $P_{wy} \times r$ または $P_{wu} \times r$ の曲げモーメントを伝達できると考えられる。

4. 結論

文献 3)に示す終局耐力評価法に対し、補強材断面形状及び溶接位置を考慮して、補強材の有効領域による補正方法を提案した。また、必要溶接量の評価法を提案した。

【参考文献】

- 1) 福知保長他：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、1980 年 10 月、pp.27-pp.36
- 2) 福知保長他：円形孔を有するはりの耐力と設計法 2. スリプ管補強付の場合の耐力日本建築学会論文報告集、第 301 号、1981 年 3 月、pp.43-pp.51
- 3) 長谷川祐樹他：鉄骨有孔梁の崩壊形と全塑性耐力に関する解析的研究その 1、その 2 日本建築学会大会学術講演梗概集、構造Ⅲ、2011 年 8 月、pp.1139-pp.1142
- 4) 日本建築学会：鋼橋溶接部設計指針 2006 年



*1 横浜国立大学大学院
*2 梶角藤 博士(工学)
*3 横浜国立大学大学院 准教授 博士(工学)

*1 Yokohama National Univ.
*2 Kakuto Corporation., Dr.Eng.
*3 Assoc.Prof., Yokohama National Univ., Dr.Eng.

片面貼付補強を施した鉄骨有孔梁の終局耐力評価法に関する研究

(その2) 3点曲げ載荷試験による検証

正会員 ○の場 耕*1 同 橋本 達矢*2
同 松本 由香*3

有孔梁 片面貼付補強 終局耐力
3点曲げ試験

1. 序論

その 1 で提案した終局耐力評価方法の妥当性と適用範囲を検証するため、3 点曲げ実験を実施した。

2. 3 点曲げ試験による検討

2.1 実験方法

パラメータは部材断面、孔径、せん断スパン比、補強材断面及び溶接位置であり 12 体の試験体を製作する。部材断面はいずれも圧延 H 形鋼であり、①細幅及び中幅 H 形鋼の JIS 標準断面の幅厚比を参照し、比較的大きな幅厚比のものを加えること、②文献 3) で想定しているモード 1 とモード 2 の双方を再現するためフランジ板厚を変化させることの 2 点に留意して選択した。実験に用いた H 形鋼は成 500mm の SS400 材(5M-)、SN400B 材(5Q-)、成 400mm 及び 350mm の SN490B 材を各 1 ロットである。

表1 試験体一覽

	実測				実測			幅厚比(実測値)		した FA,FB,FC ランク					
	H(mm)	B(mm)	tw(mm)	tw(mm)	tf(mm)	tf(mm)	φ(mm)	ウェブ	フランジ	L(mm)	Lh(mm)	L/H	ts(mm)	bs(mm)	溶接
5M35B	500	200	9.0	9.5	12.0	12.5	240	49.8	8.0	1500	1150	3	-	-	-
5M33B	500	200	9.0	9.4	12.0	12.7	160	50.4	7.9	1500	1150	3	-	-	-
5Q25B	500	200	9.0	9.3	16.0	16.5	240	50.2	6.1	1000	650	2	-	-	-
5Q23B	500	200	9.0	9.2	16.0	16.6	160	50.6	6.0	1000	650	2	-	-	-
4Q25B	400	200	9.0	9.9	22.0	22.7	186	36.0	4.4	800	520	2	-	-	-
4Q23B	400	200	9.0	9.7	22.0	22.7	118	36.6	4.4	800	520	2	-	-	-
3Q25I-I	350	175	7.0	7.1	11.0	11.1	166	45.9	7.9	700	455	2	15	50	内溶接
3M45I-I	350	175	7.0	7.1	11.0	11.1	166	46.0	7.9	1400	1155	4	15	50	内溶接
3M45I-O	350	175	7.0	7.2	11.0	11.2	166	45.8	7.8	1400	1155	4	15	50	外溶接
3Q25C-I	350	175	7.0	7.1	11.0	11.2	166	46.0	7.8	700	455	2	40	9	内溶接
3M45C-I	350	175	7.0	7.4	11.0	11.2	166	44.2	7.8	1400	1155	4	40	9	内溶接
3M45C-O	350	175	7.0	7.1	11.0	11.1	166	46.2	7.9	1400	1155	4	40	9	外溶接

H: 梁せい B: 梁幅 t_w : ウェブ厚 t_f : フランジ厚 ϕ : 孔径 L: 材長 L_1 : 支点から孔中心までの距離 t_s : 補強材幅 b_s : 補強材長

表 2 力学的特性

	cK (N/mm)	cK' (N/mm)	cOp (kN)	cPs (kN)	cMp (kN·m)	cPb (kN)	cPp (kN)	cδp (mm)
5M35B	53837	51594	405	965	642	428	428	7.94
5M33B	54066	53335	438	954	646	431	431	7.97
5Q25B	155937	139319	490	953	699	699	699	4.48
5Q23B	155363	149537	639	943	700	700	700	4.50
4Q25B	192488	168200	572	964	798	997	964	5.01
4Q23B	190137	182563	738	945	795	994	945	4.97
3Q25I-I	124710	111463	352	528	287	410	410	3.29
3M45I-I	24210	23584	235	528	287	205	205	8.47
3M45I-O	24448	23816	238	535	290	207	207	8.47
3Q25C-I	125118	111772	323	528	289	413	413	3.30
3M45C-I	24658	24028	213	550	292	209	209	8.46
3M45C-O	24210	23582	219	528	287	205	205	8.47

表 3 機械的性質

	E(N/mm ²)	σ_{ys} (N/mm ²)	σ_y (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	一様伸び(%)	降伏比(%)	FAランク	FBランク	FCランク
5M-F	210453	376	364	466	17.0	78.0	7.3	8.9	12.6
5M-W	211195	397	370	472	16.8	78.4	48.5	52.5	57.3
5Q-F	211833	321	317	454	21.2	69.8	7.9	9.6	13.6
5Q-W	207219	406	380	490	15.0	77.6	47.4	51.4	56.0
4-F	214190	392	379	532	21.0	71.3	7.2	8.8	12.5
4-W	218544	487	476	604	15.7	78.8	43.5	47.2	51.4
3-F	210644	326	322	521	18.5	61.9	7.8	9.5	13.4
3-W	210152	418	393	542	19.7	72.6	46.9	50.9	55.5

表 1 に試験体一覧を示す。表中にはフランジ、ウェブの板厚実測値も併せて示す。試験体名称は①梁せい、②せん断スパン比、③孔径、④補強材断面、⑤溶接位置を示している。

- ① 5:H=500mm, 4:H=400mm, 3:H=350mm
- ② M3:L/H=3, M4:L/H=4, Q2:L/H=2
- ③ 5: $\phi/\text{ウェブせい}=0.5$, 3: $\phi/\text{ウェブせい}=0.3$
- ④ B:無補強 I: $t_s=15$, $b_s=50$ (以降筒状と表記)
C: $t_s=40$, $b_s=9$ (以降板状と表記) *図 1 参照
- ⑤ -I: サイズ 4mm の隅肉溶接を補強材内周全線溶接
-Q: サイズ 4mm の隅肉溶接を補強材外周全線溶接

表 2 に各試験体を実測値としたときの力学的特性を示す。なお、計算には試験体の実測値及び引張試験結果を使用している。また、表 3 に使用鋼材の機械的特性を示す。表中には、引張試験結果による降伏強さ σ_y を用いて計算した FA, FB, FC ランクの幅厚比制限値も併せて示す。

図 2 にセットアップを示す。載荷方法は 3 点曲げ単調載荷とする。計測項目は試験機ロードセル出力、中央スチフナ鉛直変位、支点変位及びフランジ歪分布である。試験体の耐力は片側支点反力 P によって評価する。梁の変形 δ は中央スチフナの回転を考慮し、片側スパンの変形を片持ち梁の変形に換算したとする。

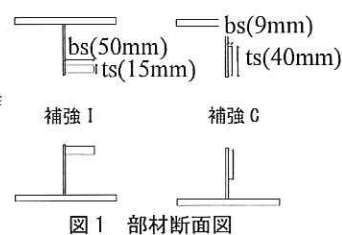


图1 部材断面図

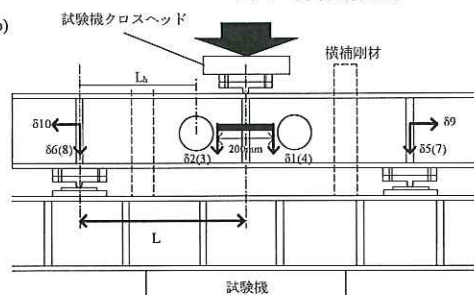


図2 セットアップ

Part 2: Three pointed bending tests

MATOKA Ko,
HASHIMOTO Tatsuya, MATSUMOTO Yuka

2.2 実験結果

いずれの試験体もウェブ及びフランジの面外変形が生じ最大荷重が決定した。図3に荷重変形関係の例を示す。5M33B、3M45I-Iでは曲げ変形が、5Q23B、3Q25I-Iではせん断変形が卓越している。5Mシリーズでは耐力劣化が生じる少し前からウェブに面外変形が見られ、その後フランジとウェブの面外変形が進行して最大荷重が決定した。H/L=2の試験体においてフランジの面外変形が確認された(写真1)。一方、4Q23Bのように孔径が小さい試験体では、フランジの面外変形が卓越する前に、無孔部分を含むウェブ全域が塑性化した(写真2)。これは、各々文献3に示すモード1とモード2に対応する状態である。補強材の溶接部は、最大荷重までは亀裂が発生することなく、応力が伝達されていると思われる。3Q25I-Iは $10\epsilon_{\delta p}$ 以上変形させウェブの面外変形が大きくなると溶接部に亀裂が生じたが、その他の試験体では亀裂は確認されなかった。表4に実験結果一覧を示す。実験で得られた荷重変形関係より、その1と同様に終局耐力 eQ_p を求める。なお、 $6\epsilon_{\delta p}$ に至る前に耐力劣化した場合は、最大荷重までを完全弾塑性系に置換する。また、耐力推定値 eQ_p もその1と同様の方法で求める。なお、表中の eK 、 eQ_u 、 $e\delta_u$ は各々弾性剛性、最大耐力、最大耐力時の変形を示す。 eQ_p はいずれも cQ_p を上回っている。内側全周溶接で板状補強を施した場合に誤差が大きくなる傾向があるが、その他は誤差が一割程度であり、概ね精度よく耐力を評価できている。

2.3 溶接量の検定

その1で提案した評価法についてサイズ4mm、 $F_y=393\text{N/mm}^2$ 、 $\sigma_u=542\text{N/mm}^2$ (ウェブの材料強度と同値)を仮定し、溶接継目の検定を行う。表5に各計算結果を示す。

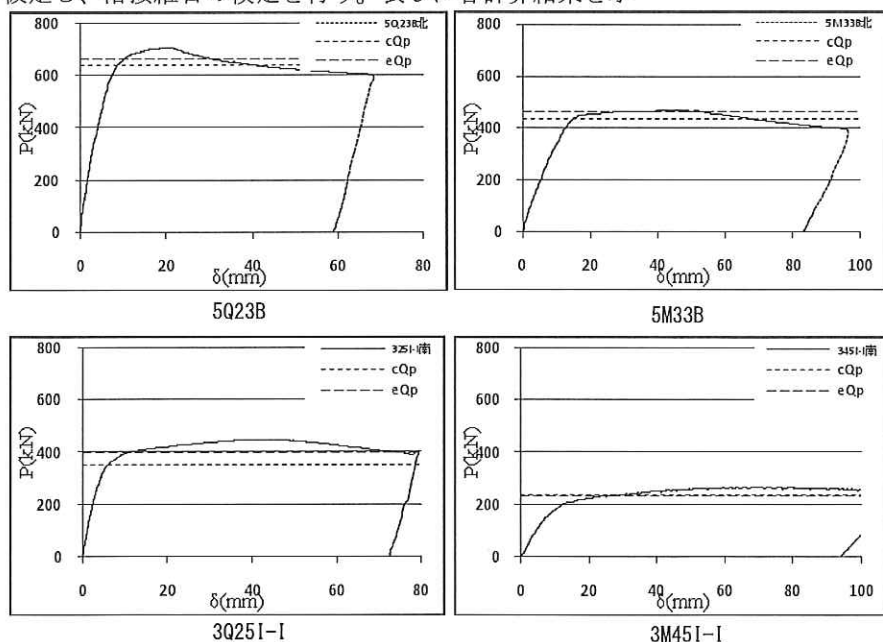


図3 荷重変形関係

す。表中の V_{ps} は(その1)に示す補強材の降伏耐力であり、 $b_s \cdot t_s \cdot \sigma_y$ は補強材の全塑性モーメントを偶力に置換した値を示す。いずれの補強方法についても、 P_{wy} は V_{ps} を上回っており、 P_{wu} は $b_s \cdot t_s \cdot \sigma_y$ を上回っている。実験では、いずれの試験体も最大荷重まで溶接継目は破断せず、応力を伝達することができたが、この結果は溶接継目の検定結果と整合している。

3. 結論

文献3)とその1の検討内容を検証するため、3点曲げ実験を行った。評価法は実験による終局耐力を精度よく評価することができた。

参考文献は(その1)にまとめて示す。

表4 実験結果一覧

	$eK(\text{N/mm})$	eK/cK'	$eQ_p(\text{kN})$	eQ_p/cQ_p	$eQ_u(\text{kN})$	$e\delta_u(\text{mm})$
5M35B	39133	0.76	409	1.01	428	37.3
5M33B	34740	0.65	463	1.06	469	51.4
5Q25B	87191	0.63	540	1.10	576	20.7
5Q23B	109151	0.73	666	1.04	709	20.7
4Q25B	99165	0.59	708	1.24	753	20.5
4Q23B	128439	0.70	872	1.18	932	30.6
3Q25I-I	75242	0.68	399	1.13	446	42.5
3M45I-I	22284	0.94	234	1.00	270	68.8
3M45I-O	18005	0.76	245	1.03	272	68.6
3Q25C-I	79548	0.71	392	1.21	424	26.7
3M45C-I	21289	0.89	245	1.15	269	62.9
3M45C-O	17407	0.74	249	1.14	259	46.8

表5 溶接量計算結果

	$V_{ps}(\text{kN})$	$\sigma_s \cdot b_s \cdot t_s(\text{kN})$	$P_{wy}(\text{kN})$	$P_{wu}(\text{kN})$
I-I	59	295	233	321
I-O	59	295	270	373
C-I	37	141	233	321
C-O	37	141	270	373

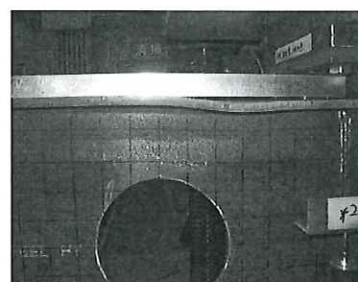


写真1 フランジにヒンジが形成 (5M35B)

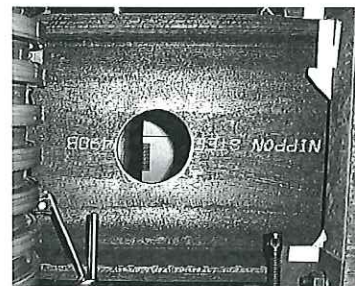


写真2 孔近傍ウェブが塑性化 (4Q23B)

*1 梶角藤 博士(工学)
 *2 横浜国立大学大学院
 *3 横浜国立大学大学院 准教授 博士(工学)

*1 Kakuto Corporation., Dr.Eng.
 *2 Yokohama National Univ.
 *3 Assoc.Prof., Yokohama National Univ., Dr.Eng.