

研究

梁端部の溶接欠陥が梁の塑性変形能力に及ぼす影響

- (その3) 部材間の強度比を変数とした場合 -

吉村 鉄也* 横山 幸夫**

鉄骨造柱梁溶接接合部において、溶接始末端にL型固形エンドタブを使用する場合の問題点は、溶接工程における端面のアンダーカットとアークスタート部の溶込不良が主にあげられる。本研究は、この溶接欠陥が梁の塑性変形能力に及ぼす影響を検討するものであり、アンダーカット、内部欠陥の大きさおよび溶接部、ダイアフラムの強度を主なパラメータとしている。その中で、本報では梁フランジ、溶接部、ダイアフラム材料強度比が梁の塑性変形能力に与える影響について報告する。

キーワード：静的載荷実験，柱梁溶接接合部，溶接欠陥，塑性変形能力，脆性破壊

まえがき

前報¹⁾では、内部欠陥の長さを5～20mmの範囲で変化させ、その影響について報告した。その中で、欠陥長さが長くなるにしたがい、溶接部の破断時期が早くなる傾向にあるとしている。この場合、ダイアフラム強度が梁フランジ強度に対して低い組み合わせについて述べており、欠陥部からの破壊にともないダイアフラムの損傷も大きかった。本報では引き続き、ダイアフラム強度が梁フランジ強度より高い場合等、部材間強度比と内部欠陥の長さを変数として、梁端の破壊に与える影響を実験的に述べている。

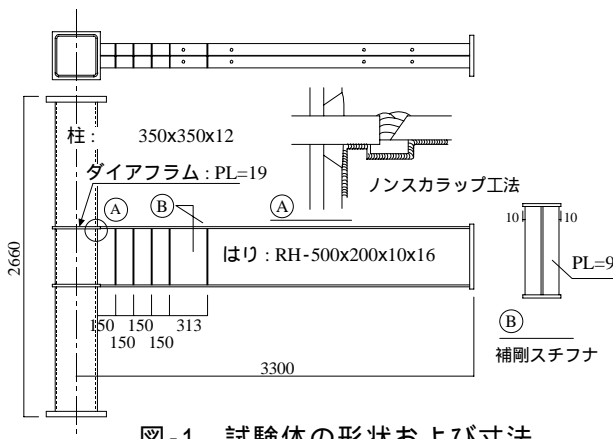


図-1 試験体の形状および寸法

1. 実験計画

(1) 試験体

試験体の形状および寸法を図-1に示し、試験体一覧を表-1に示す。試験体は通しダイアフラム補剛形式の角形鋼管柱にH形鋼梁が溶接接合されたT形部分骨組である。柱は冷間ロール成形角形鋼管(-350x350x12:BCR295)、梁はH形鋼(H-500x200x10x16:SN490B,SS400)、ダイアフラムはPL-19x400x400:(SM490A,SS400)である。本研究では最終的に溶接部で破壊させることを意図しているため、梁端に補剛スチフナーを

表-1 試験体一覧

試験体名	梁・ダイアフラム	溶接材料	欠陥長さ	w_u/f_u	w_u/d_u
DBT-M/M-0	梁 SN490B ダイアフラム SM490A	YGW-11 (連続)	0mm	0.98	0.90
DBT-M/M-5			5mm		
DBT-M/M-10			10mm		
DBT-M/M-15			15mm		
DBT-M/M-20			20mm		
DBT-H/M-0	梁 SN490B ダイアフラム SM490A	YGW-18 (パス間 温度 250)	0mm	1.16	1.06
DBT-H/M-5			5mm		
DBT-H/M-10			10mm		
DBT-H/M-15			15mm		
DBT-H/M-20			20mm		
DBT-M/L-0	梁 SS400 ダイアフラム SS400	YGW-11 (連続)	0mm	1.11	1.19
DBT-M/L-5			5mm		
DBT-M/L-15			15mm		

w_u : 溶接金属の引張強さ d_u : ダイアフラムの引張強さ
 f_u : 梁フランジの引張強さ

* 大阪事業所 ** 鉄構事業部生産管理本部副本部長

配置して、梁フランジ、ウェブの局部座屈を防いだ。溶接は炭酸ガスシールド半自動アーク溶接で、梁フランジとダイアフラムの完全溶込み溶接はノンスラップ工法を採用し、L形固形エンドタブ（異幅 3mm）を使用した。図-2 に溶接方法を示し、表-2 に溶接条件を示す。積層法は 4 層 5 パスとし、最終層の 2 パスを梁フランジ端部から中央に向けて行い、クレーターが梁フランジ幅中央にくるようにした。これは、梁フランジ端のクレーターが最終的な溶接部の破断に関与することを防ぐためである。

(2) 引張試験

表-3 に材料の機械的性質を示す。ダイアフラム、梁フランジから採取した JIS 5 号引張試験片、試験体と同一条件で溶接施工した接合部パネル部分と H 形梁部分の溶接部においてのど厚中央位置より採取した JIS 14 号 (8) 引張試験片を用いて得た応力度-歪度関係を図-3 に示す。これら各部の強度比に応じて試験体は 3 つのシリーズに分かれる。

M/M シリーズ：梁は SN490B，ダイアフラムは SM490A，溶接ワイヤーとして YGW11 (1.2) を用い、折返しの連続溶接とすることにより、溶接金属の強度がダイアフラム、梁フランジより低くなるように設定した。

H/M シリーズ：梁は SN490B，ダイアフラムは SM490A，溶接ワイヤーとして YGW18 (1.2) を用い、パス間温度を 250 で管理しながら溶接することにより、溶接金属の強度がダイアフラム、梁フランジより高くなるように設定した。

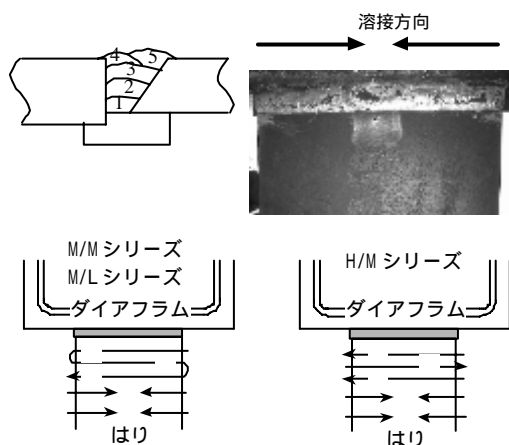


図-2 溶接方法

表-2 溶接条件

	電流 (A)	電圧 (V)	速度 (cm/min)	入熱量 (kJ/cm)
M/M シリーズ	300 ~ 340	36 ~ 37	24 ~ 57	11 ~ 27
H/M シリーズ	300 ~ 340	36 ~ 38	22 ~ 45	16 ~ 33
M/L シリーズ	300 ~ 325	37 ~ 38	24 ~ 45	16 ~ 28

表-3 機械的性質

採取部位		y (N/mm ²)	u (N/mm ²)	YR (%)	u (%)	vEo (J)	Trss0 ()
ダイアフラム	SM490A	396	584	68	16.9	41	25
	SS400	288	443	65	16.9	87	19
梁フランジ	SN490B	348	536	65	17.6	143	-16
	SS400	292	474	62	20.7	44	4
溶接金属	YGW-11 *1)	376	524	72	16.5	80	2
	YGW-11 *2)	399	525	76	15.1	68	3
	YGW-18	512	620	83	17.7	146	-46

y：降伏点 u：引張強さ YR：降伏比 u：一様伸び
vEo：0 時のシャルピー吸収エネルギー Trss0：破面遷移温度
*1) M/M シリーズ *2) M/L シリーズ

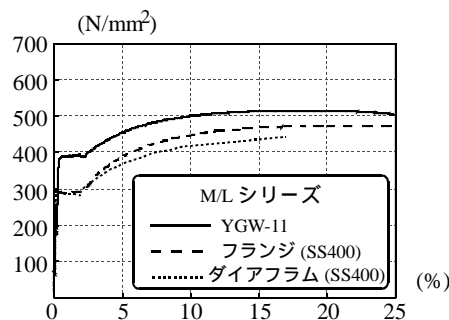
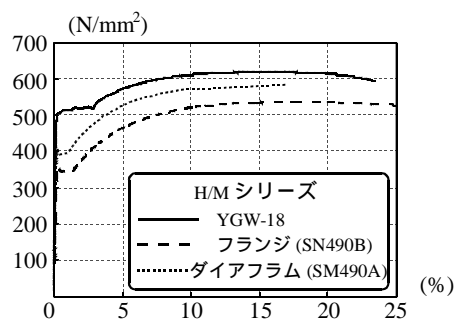
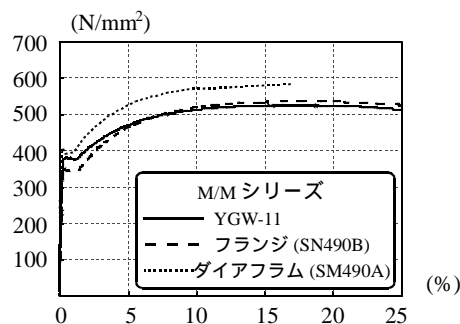


図-3 応力度 - 歪度関係

M/L シリーズ：ダイアフラムは SS400，梁は SS400，溶接ワイヤとして YGW11 (1.2)を用い，M/M シリーズと同様の連続溶接を行い，溶接金属の強度がダイアフラム，梁フランジより高くなるよう設定した。

これらの各シリーズについて，溶接欠陥の大きさを变化させた。溶接欠陥は図-4 に示すように，厚さ 1mm，高さ 5mm で，長さ 5mm，10mm，15mm，20mm の 4 種類のアリナ片を，溶接始末端のダイアフラム側初層に接着（セラミックス系接着剤使用）することで，人工的に溶込み不良を再現させた。ここでの欠陥長さはエンドタブの 3mm の余盛部分も含めた長さである。なお，溶接施工後の U T 検査では，所定位置に所定の大きさの欠陥が存在することが確認された。

(3) シャルピー試験

梁フランジ，ダイアフラムおよび溶接金属について，V ノッチ試験片を用いたシャルピー衝撃試験を行った。表-3 に 0 におけるシャルピー吸収エネルギーおよび破面遷移温度を，図-5 にダイアフラム，梁フランジおよび溶接金属の遷移曲線を示す。

(4) 載荷方法

載荷は，図-6 に示すように試験体を載荷装置に設置し，柱の一端をピン治具に，他端をローラー治具に，そして梁先端を載荷用油圧ジャッキに緊結して行う。なお，柱から約 1.1m と 2.6m の位置に横座屈止めを設ける。

載荷は正負漸増交番繰返し載荷とし，変形振幅は線材計算値による梁の全塑性モーメント M_p に対応する弾性相対回転角 θ_p を基準に $2\theta_p$ ， $4\theta_p$ の各サイクルを 2 回ずつ行い，その後 $6\theta_p$ のサイクルで破壊が生じるまで繰返す。なお，実験は遷移温度に近くなるよう，2 月～3 月に行なった。

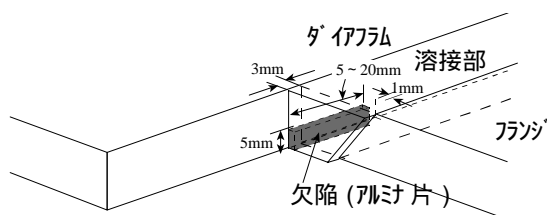
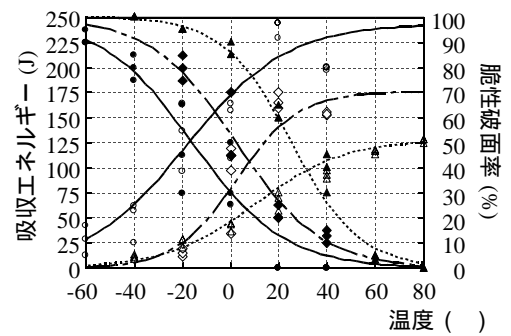
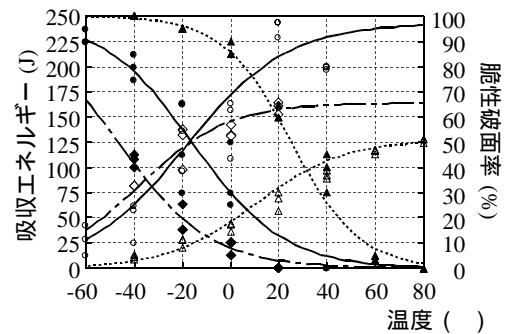


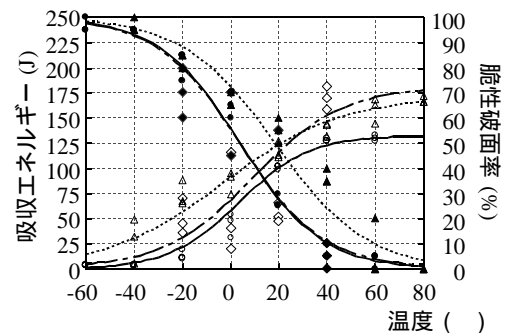
図-4 溶接欠陥



M/M シリーズ



H/M シリーズ



M/L シリーズ

(凡例)

- フランジ脆性破面率
- フランジ吸収エネルギー
- ▲ ダイアフラム脆性破面率
- △ ダイアフラム吸収エネルギー
- ◆ 溶接金属脆性破面率
- ◇ 溶接金属エネルギー

図-5 遷移曲線

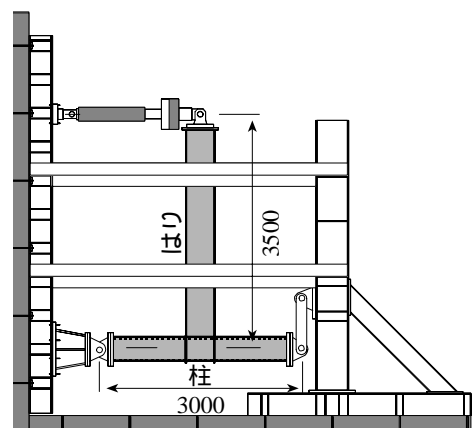


図-6 載荷装置

2. 実験結果

(1) 荷重-変形関係

図-7 に M_p および θ_p で無次元化した荷重変形

関係を示し、表-4 に実験結果の一覧を示す。同表中の $\Sigma\theta_{pl}$ と η はそれぞれ、図-8 に定義する梁の累積塑性回転角および累積塑性変形倍率である。いずれの試験体も $60p$ の変位サイクルまで耐え、こ

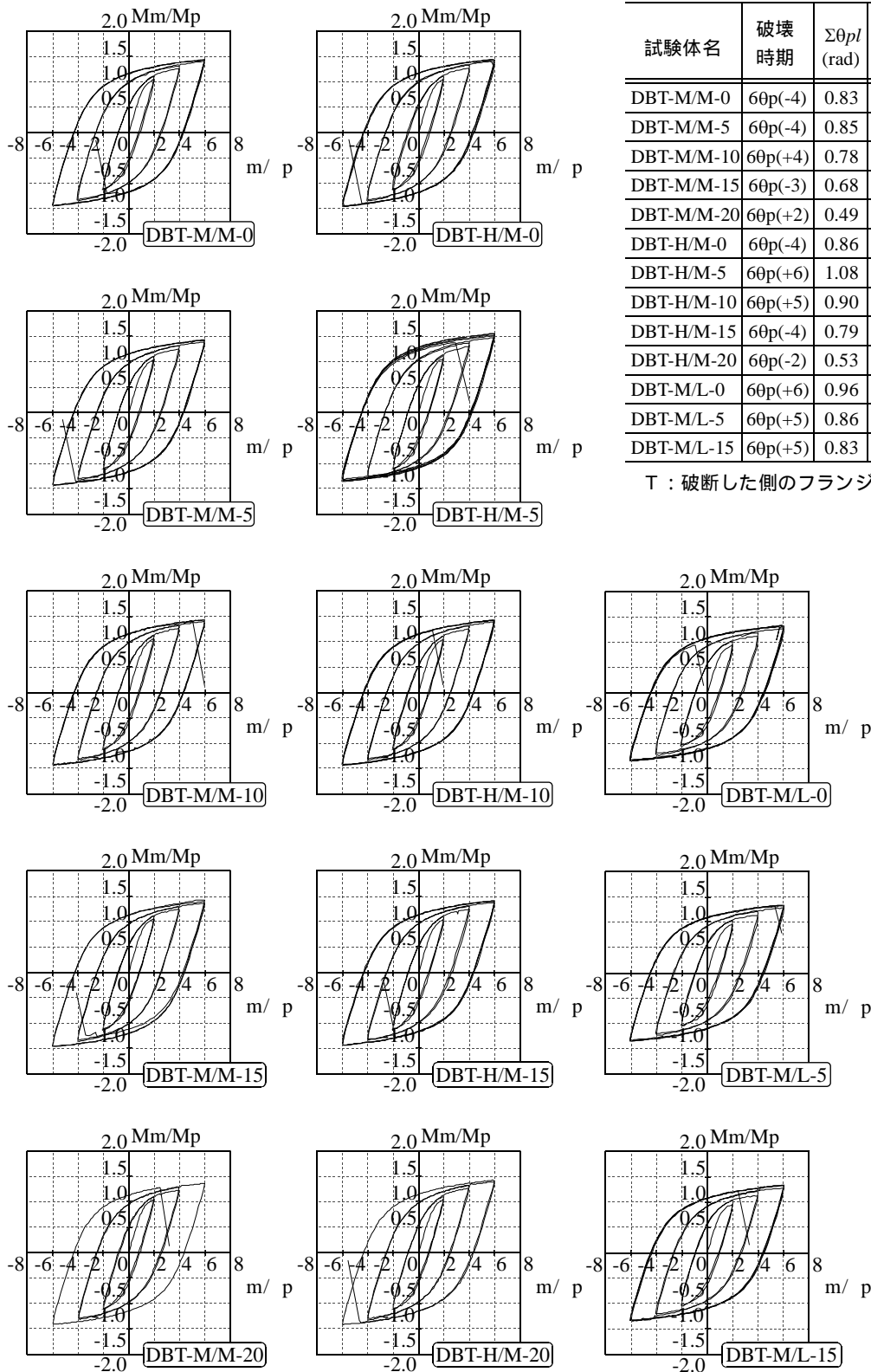
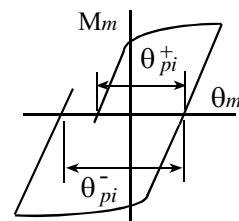


表-4 実験結果

試験体名	破壊時期	$\Sigma\theta_{pl}$ (rad)	η	$\frac{M_{max}^+}{M_p}$	$\frac{M_{max}^-}{M_p}$	T ()
DBT-M/M-0	60p(-4)	0.83	88	1.43	-1.44	8~15
DBT-M/M-5	60p(-4)	0.85	90	1.42	-1.44	11~17
DBT-M/M-10	60p(+4)	0.78	82	1.43	-1.44	6~13
DBT-M/M-15	60p(-3)	0.68	72	1.43	-1.46	6~17
DBT-M/M-20	60p(+2)	0.49	45	1.36	-1.42	-
DBT-H/M-0	60p(-4)	0.86	91	1.44	-1.46	5~14
DBT-H/M-5	60p(+6)	1.08	114	1.55	-1.36	10~19
DBT-H/M-10	60p(+5)	0.90	96	1.43	-1.44	9~17
DBT-H/M-15	60p(-4)	0.79	83	1.41	-1.43	6~19
DBT-H/M-20	60p(-2)	0.53	56	1.42	-1.42	11~19
DBT-M/L-0	60p(+6)	0.96	117	1.33	-1.34	6~16
DBT-M/L-5	60p(+5)	0.86	104	1.34	-1.35	5~16
DBT-M/L-15	60p(+5)	0.83	101	1.33	-1.35	12~19

T : 破断した側のフランジ表面温度



$$\Sigma\theta_{pl} = \sum_i (\Sigma\theta_{pi}^+ + |\Sigma\theta_{pi}^-|)$$

$$\eta = \Sigma\theta_{pl} / \theta_p$$

図-8 変形能力の定義

図-7 荷重-変形関係

の変位振幅での繰返しサイクル+2~+6 の間で破壊が生じた。最大耐力は、梁材が SN490B である M/M と H/M シリーズでは M_p の 1.36~1.55 倍であり、溶接金属強度による挙動の違いは見られない。梁材が SS400 である M/L シリーズでは M_p の 1.33~1.35 倍であった。

(2) 破壊形式

脆性破壊の起点となる延性亀裂の発生場所は、図-9 に示すように溶接始末端のダイアフラム側入隅部、欠陥先端およびフランジ側入隅部である。これらの延性亀裂が端部から板幅方向および板厚方向に進展した後、脆性破壊が生じた。破壊形式は図-10 に示す 2 つのタイプに分類できる。

F タイプ(8 体): 梁フランジ側入隅部から発生した延性亀裂が梁フランジ側 HAZ 部に沿って進展した後、梁フランジが脆性破壊する形式。延性亀裂の発生例を写真-1 に示し、最終破壊状況の例を写真-2 に示す。なおこの内、DBT-M/M-10、DBT-M/L-5 はこの亀裂が進展した後、溶接金属が脆性破壊したため、小分類として Fw タイプとする。最終破壊状況の例を写真-3 に示す。



写真-1 DBT-M/L-0



写真-2 DBT-M/L-0

D タイプ(5 体): ダイアフラム側入隅部から発生した延性亀裂がダイアフラム側 HAZ 部に沿って進展した後、ダイアフラムが脆性破壊する形式。延性亀裂の発生例を写真-4 に示し、最終破壊状況の例を写真-5 に示す。なお、DBT-M/M-15 は、図-10 に示すように、この亀裂が角形鋼管に達し、また溶接部の端面に生じた亀裂が溶接金属内に進展した。

D タイプで破壊した 4 体の試験体の破面の状況を写真 6~9 に示す。いずれの破面にもアルミナ

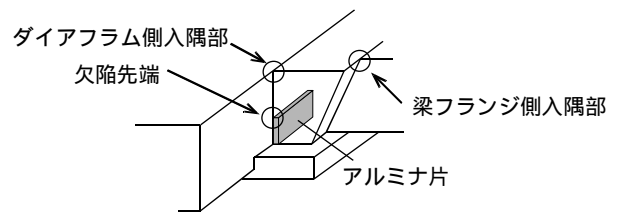


図-9 亀裂の発生点

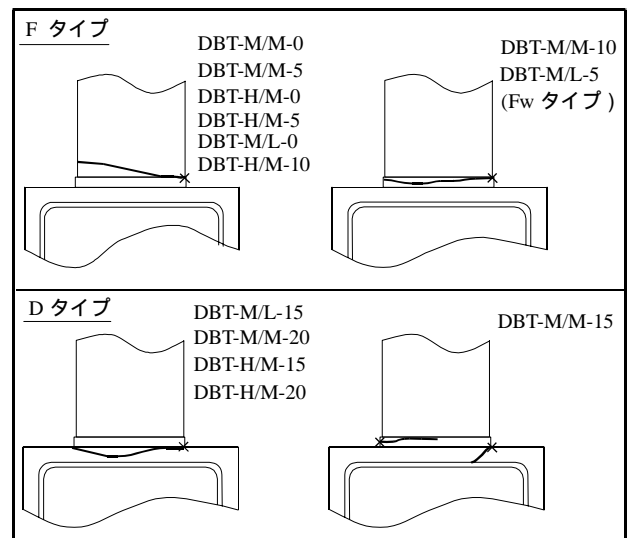


図-10 破壊形式



写真-3 DBT-M/M-10

片による人工欠陥が含まれている。写真中の 印は脆性破壊の発生起点を，斜線部分は延性亀裂の生じている部分を示す。各試験体とも欠陥長さに該当する範囲には延性亀裂が見られた。なお，脆性破壊の起点は，人工欠陥終端の直上付近であった。

これらタイプのうちFタイプは梁フランジ側入隅部の亀裂が，Dタイプはダイアフラム側入隅部の亀裂が破壊の起点になっているが，これらの破壊起点と各部の材料強度比の間には明瞭な関係は見られない。すなわち，Fタイプの破壊はダイアフラム強度が梁フランジ強度より低い M/L シリーズでも生じている。また，ダイアフラム側入隅部の亀裂が起点となる破壊（Dタイプ）は各部の強度比よりも欠陥長さの影響が大きい。すなわち，欠陥長さが 15mm 以上の場合は，ダイアフラム強度が梁フランジ強度よりも高い M/M シリーズ，H/M シリーズでもこの形式をとる。

さらに，欠陥長さが 10mm 以下の場合には，全シリーズでダイアフラム側の亀裂が観察されたものの，最終的には欠陥にともなう破壊は生じていない。



写真-4 DBT-M/L-15



写真-5 DBT-M/L-15

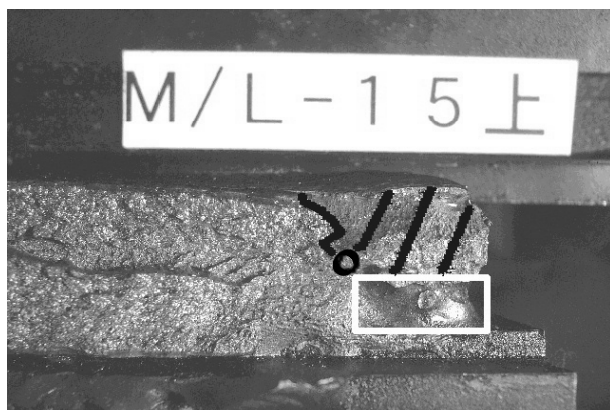


写真-6 DBT-M/L-15

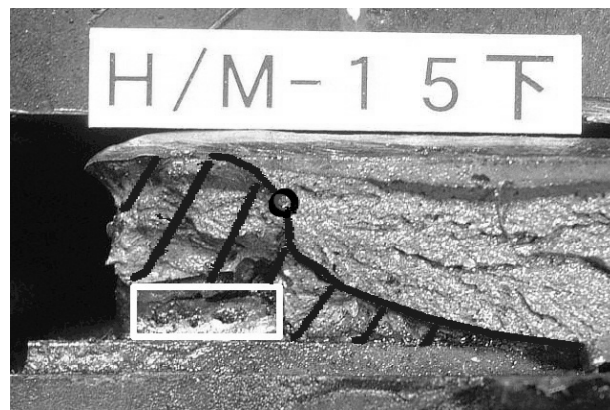


写真-7 DBT-H/M-15

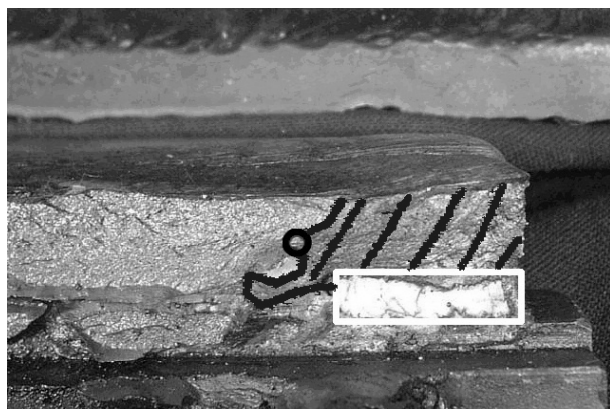


写真-8 DBT-M/M-20



写真-9 DBT-H/M-20

3. 変形能力

図-11 にシリーズごとの欠陥長さと $\Sigma\theta_{pl}$ の関係を示す。いずれのシリーズにおいても、F タイプで破壊した欠陥長さが 10mm 以下では欠陥長さと梁の塑性変形能力との間には明瞭な関係は見られない。欠陥長さが 15mm を超えると、前述のように破壊モードが D タイプになり、変形能力は欠陥長さが大きくなるほど低下する傾向がある。ただし、本実験で最も変形能力の低い DBT-M/M-20

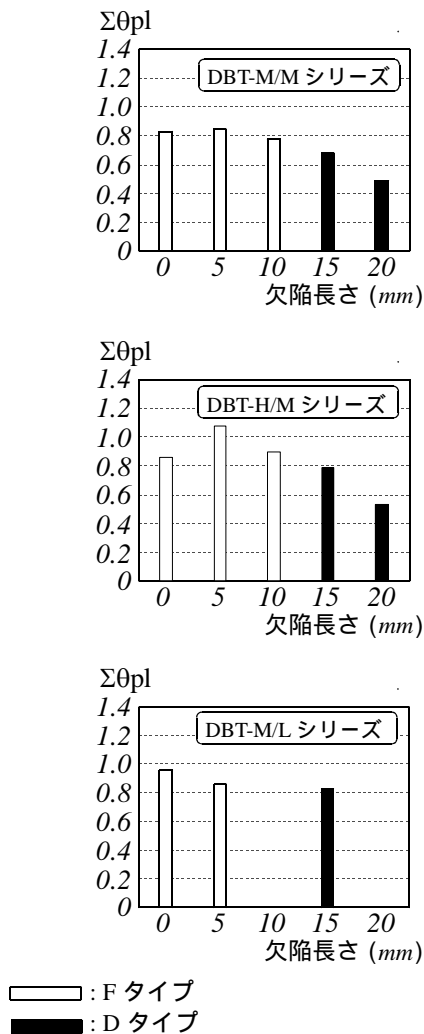


図-11 欠陥長さと変形能力の関係

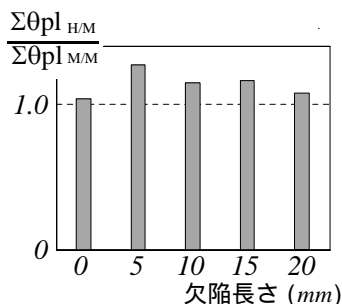


図-12 変形能力の比

は欠陥長さ 20mm で、亀裂が進展したダイアフラムの破面遷移温度(25)は、実験温度(9~12)より高かったが、 $\Sigma\theta_{pl}=0.49rad$ の変形能力を有していた。図-12 に梁フランジ鋼種が SN490B である H/M シリーズと M/M シリーズの変形能力の比 ($\Sigma\theta_{pl_{H/M}} / \Sigma\theta_{pl_{M/M}}$) を示す。欠陥寸法が同じである場合、溶接金属部強度が高い H/M シリーズの方が M/M シリーズよりも変形能力は高くなっている。

4. まとめ

- 1) 破壊形式と各部の強度比の間には明瞭な関係は認められない。
- 2) ダイアフラム側入隅部からの破壊は欠陥長さが 15mm 以上の場合に生じ、この場合欠陥長さが長いほど塑性変形能力は低くなる。
- 3) 同一欠陥長さの場合、溶接金属部強度が高い方が、変形能力が高い傾向が見られた。
- 4) 欠陥長さが 20mm の場合でも梁の塑性変形能力は $\Sigma\theta_{pl}=0.49rad$ 以上あった。

あとがき

本研究は、神戸大学と駒井鉄工との共同研究として行われたものであり、神戸大学大学院自然科学研究科田淵基嗣教授および神戸大学工学部建設学科田中剛助教授には様々なご指導をいただきました。また実験の実施においては神戸大学工学部建設学科難波尚助手、大学院生井口智弘氏、安井一浩氏の協力を得ました。さらに本研究を行うに際し、AW 検定協議会(東日本)の援助を受けました。関係各位に紙面を借りてお礼申し上げます。

なお、本文の一部は参考文献 2) において報告しています。

参考文献

- 1) 吉村鉄也・横山幸夫：梁端部の溶接欠陥が梁の塑性変形能力に及ぼす影響(その 2)，駒井技報，Vol.22，pp.7-12，2003.3.
- 2) 吉村鉄也・田淵基嗣・田中剛・安井一浩・横田和伸・藤田哲也：梁端部の溶接欠陥が梁の塑性変形能力に及ぼす影響，近畿支部研究報告集，構造系，pp.84-87，2003.6.