

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1) 1 mmのアンダーカットと 20 mmの内部欠陥について—

吉村 鉄也¹⁾ 横山 幸夫²⁾ 伊藤 裕彦³⁾

鉄骨柱梁接合部において、溶接始末端に固形L型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、この溶接欠陥の評価法を検討しようとするものである。今回は表題の人工欠陥を有する角形鋼管柱-H形断面梁試験体の載荷実験および数値解析により溶接欠陥と梁の塑性変形能力との関係を調べた結果、端面1mmのアンダーカットではあまり影響がなく、20mmの内部欠陥では塑性変形能力の低下がみられた。

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

はじめに

角形鋼管柱に溶接接合されるH形断面梁の塑性変形能力は、歪集中点の延性亀裂を起点とした脆性破壊により大きく低減される。梁端の歪集中点は2つあり、一つはスカラップ底、もう一つは梁フランジ完全溶込み溶接の始末端部である。溶接部始末端に関しては、固形L型エンドタブを使用した方が、鋼製エンドタブを使用した場合よりも高い塑性変形能力を有していることが指摘されて

いる¹⁾。しかし、固形L型エンドタブを使用した場合には梁フランジ幅端に溶接欠陥が発生しやすい。これらの溶接欠陥が梁端溶接部の破壊性状に与える影響について、繰返し曲げを受ける柱梁接合部を対象にして系統的に調べた研究はこれまでに十分にはない。

本研究は、固形L型エンドタブ特有の溶接欠陥が梁の塑性変形能力に与える影響について、解明することを目的とする。

1. 実験計画

(1) 試験体

試験体の形状および寸法を図-1に、また試験体一覧を表-1に示す。試験体は実物大とし、柱は冷間ロール成形角形鋼管(□-350×350×12:BCR295)、

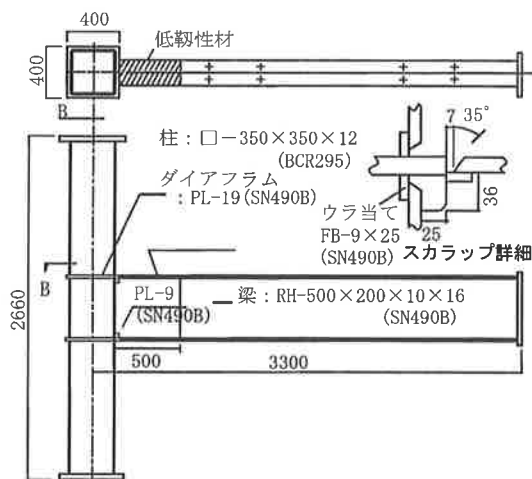


図-1 試験体の形状および寸法

表-1 試験体一覧

試験体名	エンドタブ	人工欠陥
BT-C	固形L形 エンドタブ	無し
BT-C-U1		アンダーカット(図-2)
BT-C-W1		内部欠陥(図-3)
BT-S	鋼製エンドタブ	無し

1) 大阪工場技術部技術課 2) 鉄構エンジニアリングセンター技術開発部長 3) 大阪工場技術部技術課課長

梁は溶接組立H形断面(H-500×200×9×16)とするT型部分骨組架構試験体である。梁フランジには文献2)に使用されている PL-25 の低靱性鋼(490 N/mm² 級)を切削して、PL-16 に加工したものを使用している。スカラップは改良形スカラップを用い、スカラップ底からの破壊は生じないようにした。

実験変数は端面のアンダーカットの有無、内部欠陥の有無、および、鋼製エンドタブの有無(溶接終了後の切除をしない)であり、試験体数は合計4体とした。

試験体 BT-C-U1 は図-2および写真-1に示すように、ダイアフラム側入隅部にアンダーカットを想定したノッチをワイヤカットによる放電加工によった。ノッチの幅は0.35mm~0.40mmで、深さは1mmである。試験体 BT-C-W1 は図-3に示すように、溶接始末端部の溶接ビード内に 20×5×3mm の鋼片を設置し、不溶着部を設けた。

(2) 溶接条件

梁フランジとダイアフラムとの溶接条件の一例を表-2に示し、その溶接方法を図-4に示す。溶接ワイヤは YGW11-JIS Z3312 (ワイヤ径 1.2 φ) であり、炭酸ガスシールド半自動溶接を使用した。最も不利な溶接条件を考慮して、試験体 BT-C-W1 以外は1層目から4層目までを連続に溶接し、スラグ処理した後、最終層の溶接を行った(5層5パス)。試験体 BT-C-W1 は各層毎に溶接を終了させながら、6層6パスの溶接を行った。ここではパス間温度を制限していないが、図-4に示す(a)~(d)の位置の温度を測定した。図-5に試験体 BT-C および試験体 BT-C-W1 (a)の位置の温度履歴を示す。最大のパス間温度は BT-C-W1 (約 450℃)の方が BT-C (約 330℃)より高くなっている。

表-2 溶接条件

パス数	電流(A)	電圧(V)	速度(cm/min)	入熱量(kJ/cm)
BT-C				
1	300	36.0	37.5	17.3
2	310	36.0	46.2	14.5
3	320	35.0	37.5	17.9
4	310	36.0	32.4	20.6
5	300	36.0	21.1	30.8
BT-C-W1				
1	280	35.0	54.5	10.8
2	300	35.0	48.0	13.1
3	300	35.0	50.0	12.6
4	300	35.0	42.9	14.7
5	310	35.0	34.3	19.0
6	300	36.0	23.1	28.1

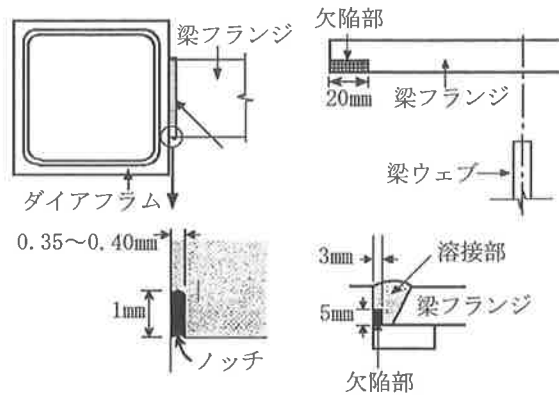


図-2 溶接欠陥 (アンダーカット)

図-3 溶接欠陥 (内部欠陥)



写真-1 アンダーカット

温度の測定：(a), (b), (c)は梁フランジ外面 (d)は裏当て金

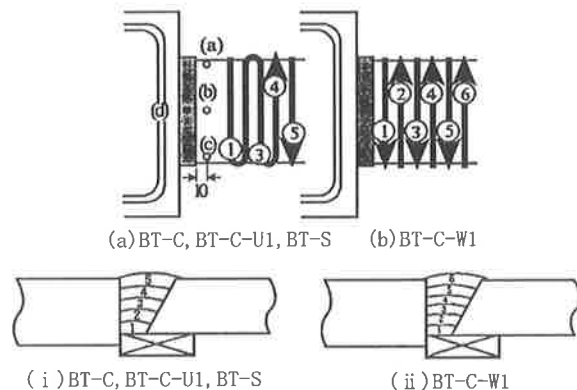


図-4 溶接方法

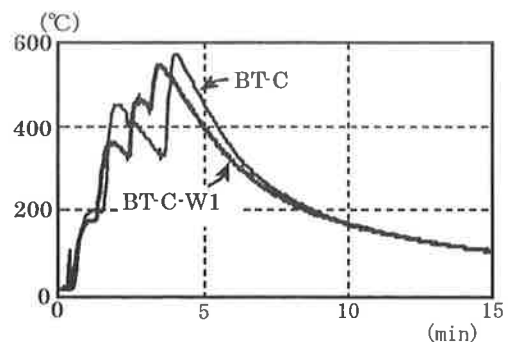


図-5 温度履歴 (位置 (a))

(3) 使用材料および溶接金属の機械的性質

表-3に使用した材料および溶接金属の機械的性質を示す。梁フランジ、梁ウェブ、ダイアフラムおよび柱の引張試験片は5号(JIS Z 2201), 溶接金属の引張試験片は14号(JIS Z 2201)とした。梁フランジおよび溶接金属のシャルピー衝撃試験片はVノッチ(JIS Z 2202)とした。図-6に梁フランジおよび溶接金属の応力度-歪度関係, 図-7に遷移曲線, 図-8に溶接金属の試験片採取位置を示す。

(4) 荷重・計測方法

荷重方法は図-9に示すように試験体を設置し, 柱の一端をピン治具に, 他端をローラー治具に,

梁先端に荷重用油圧ジャッキを緊結する。なお, 柱面から0.9mと2.4mの位置に横座屈止めを設ける。荷重プログラムは図-10に示すように正負漸増交番繰返し荷重とし, 変形振幅は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 $2\theta_p, 4\theta_p, 6\theta_p$ の各サイクルを2回ずつ行う。計測方法は図-11に示す。 $v_1 \sim v_3, u_1 \sim u_4$ の変位を計測し, 梁の相対回転角 θ_m を次式より求めた。

$$\theta_m = \frac{v_1 - (v_2 + v_3)/2}{350\text{cm} - D_c/2} - \theta_j$$

ここで,

$$\theta_j = \frac{-u_1 + u_2}{D_B - 2\text{cm}}$$

表-3 使用材料および溶接金属の機械的性質

	σ_y (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	YR (%)	ϵ_u (%)	vEo (J)
梁フランジ ²⁾	337	569	59	17.0	30
梁ウェブ	398	548	73	18.5	—
ダイアフラム	379	536	71	21.4	—
柱	424	509	83	14.3	—
溶接金属	358	507	71	20.2	124

σ_y : 降伏点 σ_u : 引張強さ YR: 降伏比 ϵ_u : 一様伸び
vEo: 0℃でのシャルピー吸収エネルギー

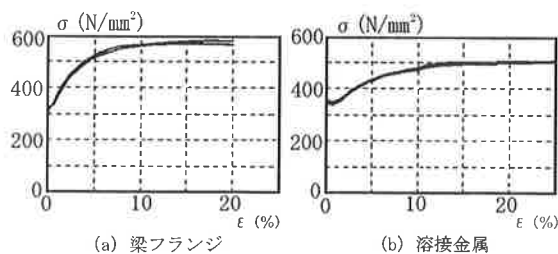


図-6 応力度-歪度関係

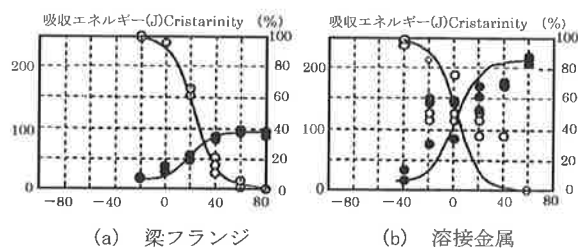


図-7 遷移曲線

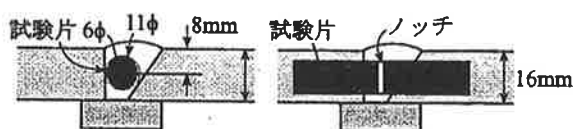


図-8 試験片採取位置

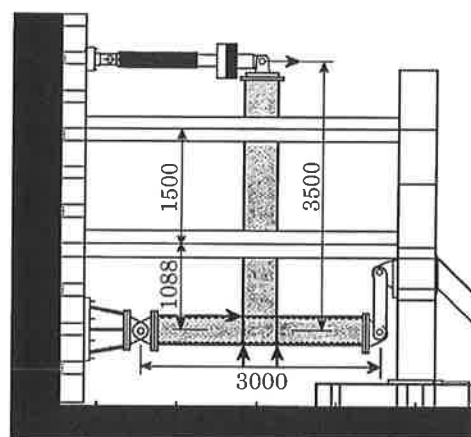


図-9 荷重装置

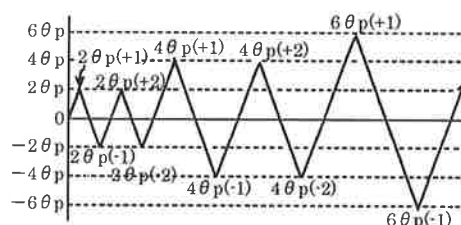


図-10 荷重プログラム

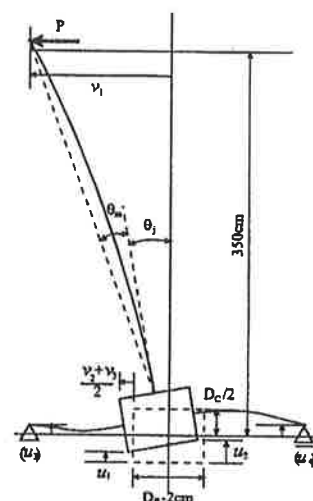


図-11 変位の測定

2. 実験結果

(1) 荷重－変形関係

図-12に各試験体の梁端モーメント M_m －梁端変形角 θ_m 関係を示す。図中の縦軸は、梁全断面の全塑性モーメント M_p で無次元化している。

表-4に実験結果一覧を示す。同表中の $\Sigma\theta_{pi}$ は図-13に定義する正側 ($\Sigma\theta_{pi}^+$)・負側 ($\Sigma\theta_{pi}^-$) の梁の塑性回転角の和である。

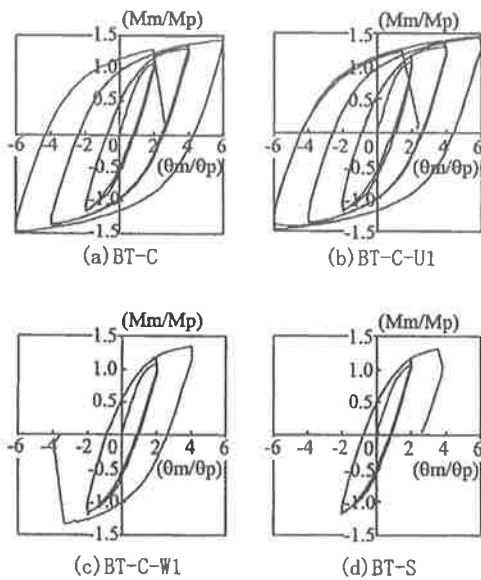


図-12 荷重－変形関係

表-4 実験結果一覧

試験体	破壊場所 (破壊起点)	破壊時期	$\Sigma\theta_{pi}$ ($\times 10^{-2}$ rad)
BT-C	溶接部 (端部銀点)	$6\theta_p(+2)$ $\theta_m/\theta_p=1.9$	45.1
BT-C-U1	溶接部 (アンダーカットのノッチ底)	$6\theta_p(+3)$ $\theta_m/\theta_p=2.5$	67.2
BT-C-W1	ダイアフラム 溶接部 (銀点)	$4\theta_p(-1)$ $\theta_m/\theta_p=3.4$	15.5
BT-S	溶接部スリット底 (銀点)	$4\theta_p(+1)$ $\theta_m/\theta_p=3.6$	9.8

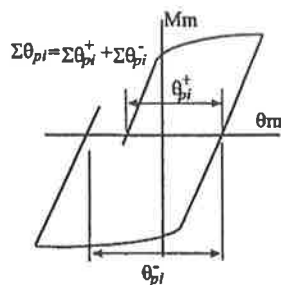


図-13 $\Sigma\theta_{pi}$ の定義

(2) 破壊状況

各試験体の実験経過を以下に示す。

1) BT-C

実験開始時の温度は約 9 °C である。 $4\theta_p(+2)$ サイクルの途中でダイアフラム側入隅部に延性亀裂を確認した。 $6\theta_p(+1)$ サイクルの $\theta_m/\theta_p = 4.0$ では延性亀裂は長さ 5 mm, 幅 1.5 mm 程度に進展した。さらに, $\theta_m/\theta_p = 5.5$ では梁ウェブ回し溶接部に延性亀裂を, 圧縮側フランジに局部座屈を確認した。また, このサイクルのピーク時では, 梁ウェブにも局部座屈を確認した。その後, $6\theta_p(+2)$ サイクルの $\theta_m/\theta_p = 1.9$ で溶接部が脆性破壊した。最終状態を写真-2(a)に, 破面の状況を写真-2(b)に示す。脆性破壊の起点は, 溶接部端部に存在した溶接欠陥 (8 mm \times 5 mm の銀点) である。

2) BT-C-U1

実験開始時の温度は約 9.5 °C である。 $2\theta_p(-2)$ サイクルのピーク時でクレータの中央部に延性亀裂を確認した。 $4\theta_p(+1)$ サイクルの $\theta_m/\theta_p=3.5$ ではアンダーカットのノッチ底に延性亀裂を目視により確認した。さらに, $4\theta_p(-2)$ サイクルのピーク時で梁ウェブの回し溶接部に延性亀裂を確認した。また, $6\theta_p(+1)$ サイクルのピーク時でノッチ底の延性亀裂は 10 mm 程度の長さに進展し, 梁フランジには局部座屈を確認した。 $6\theta_p(+3)$ サイクルの $\theta_m/\theta_p=2.5$ でノッチ底の延性亀裂を起点として溶接部が脆性破壊した。最終状態を写真-3(a)に, 破面の状況を写真-3(b)に示す。破面写真では, ワイヤカットのノッチ底を起点とする延性亀裂が梁フランジ断面を貫通して 25 mm 程度進展しており, 脆性破壊はこの延性亀裂を起点としている。

3) BT-C-W1

実験開始時の温度は約 9.5 °C である。 $2\theta_p(+1)$ サイクルのピーク時でクレータ部に延性亀裂を確認した。 $2\theta_p(-2)$ サイクルのピーク時で溶接欠陥部 (ダイアフラムと溶接金属の間) に隙間を確認した。 $4\theta_p(-1)$ サイクルの $\theta_m/\theta_p = -2.0$ でダイアフラム (溶接止端側) に延性亀裂を確認した後, $\theta_m/\theta_p = -3.4$ で溶接部が脆性破壊した。最終状態を写真-4(a)に, 破面の状況を写真-4(b)に示す。破面は, 人工欠陥による不溶着部を含んでいるが, 不溶着部近傍には溶接欠陥 (4 mm \times 3 mm の銀点が 2 個) も見られ, 脆性破壊はこの溶接欠陥を起点としている。

4) BT-S

実験開始時の温度は約 7℃である。40_p(+1)サイクルの $\theta_m/\theta_p=2.9$ で溶接端部のスリット底に延性亀裂を確認した。その後、 $\theta_m/\theta_p=3.6$ でスリット底

より溶接部が脆性破壊した。最終状態を写真-5(a)に、破面の状況を写真-5(b)に示す。スリット底には溶接欠陥(2.5mm×2.5mmの銀点)があり、脆性破壊はこの溶接欠陥を起点としている。

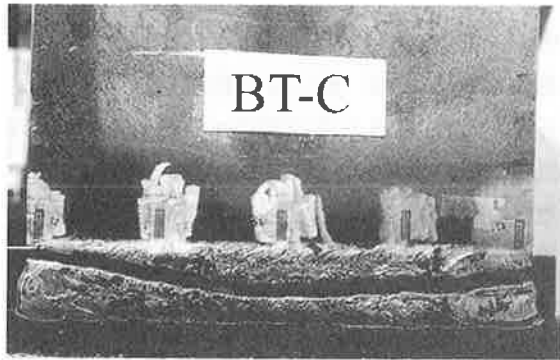


写真-2(a) BT-C 最終状況



写真-4(a) BT-C-W1 最終状況

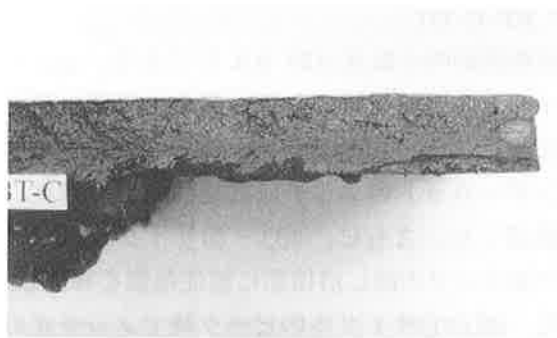


写真-2(b) BT-C 破面状況

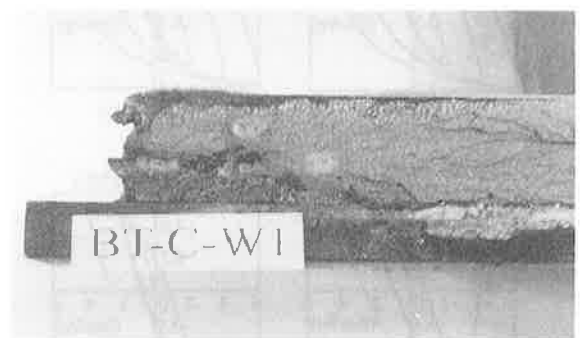


写真-4(b) BT-C-W1 破面状況

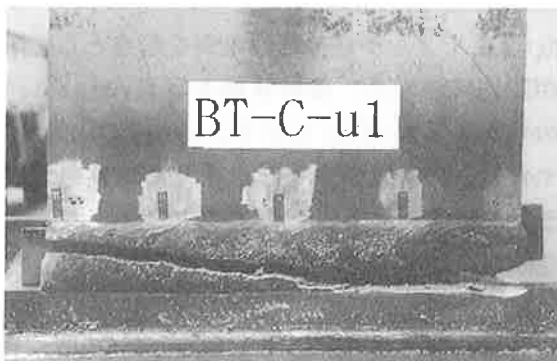


写真-3(a) BT-C-U1 最終状況

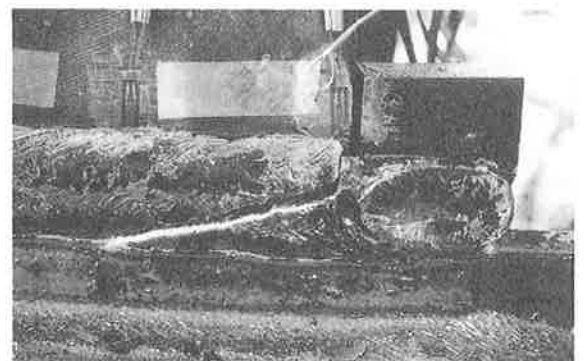


写真-5(a) BT-S 最終状況



写真-3(b) BT-C-U1 破面状況



写真-5(b) BT-S 破面状況

3. 弾塑性有限要素法解析

(1) 解析方法

実験を行った4体の試験体について弾塑性数値解析を行い、アンダーカットおよび内部欠陥が梁端における歪集中部の歪挙動に与える影響を調べた。数値解析には、汎用非線形構造解析プログラム ABAQUS を用い、その解析モデルを図-14に示す。解析モデルは、接合部近傍ではソリッド要素とし、その他の部分では梁要素を用いる。ソリッド要素の最小要素寸法は歪集中点である溶接欠陥および溶接端部近傍で $1 \times 1 \times 1 \text{ mm}$ である。

(2) 解析結果

図-15に試験体 BT-C, BT-C-U1 および BT-S について、梁フランジ、溶接金属およびダイアフラムの外面の相当応力の分布を示す。また、試験体 BT-C および BT-C-W1 については、ダイアフラムと溶接部の不溶着面を含むフランジ断面の相当応力の分布を図-16に示す。

鋼製エンドタブを使用した試験体では、スリッ

ト底に大きな応力集中が生じている。固形L形エンドタブを使用した試験体では、梁フランジ側入隅部の応力集中は緩和されている。また、固形L形エンドタブを使用した試験体では、ダイアフラム側入隅部にも応力が集中しているが、その位置にノッチが入った試験体 (BT-C-U1) でも BT-C に比べて応力分布には大きな変化はみられない。内部に欠陥がある試験体 (BT-C-W1) では欠陥がない試験体 (BT-C) より人工欠陥の周囲の応力が大きくなっている。

図-17に試験体 BT-C および BT-C-U1 の梁フランジ側およびダイアフラム側の入隅部の梁フランジ軸方向歪と塑性率の関係を示す。梁フランジ側入隅部ではほぼ等しく、ダイアフラム側入隅部では試験体 BT-C-U1 の歪がやや大きくなっている。

図-18に試験体 BT-C の梁フランジ側入隅部および試験体 BT-C-W1 の梁フランジ側入隅部および溶接欠陥による歪集中点の梁フランジ軸方向歪と塑性率の関係を示す。梁フランジ側入隅部ではほぼ等しく、溶接欠陥による歪集中点の軸方向歪はそれより小さい。

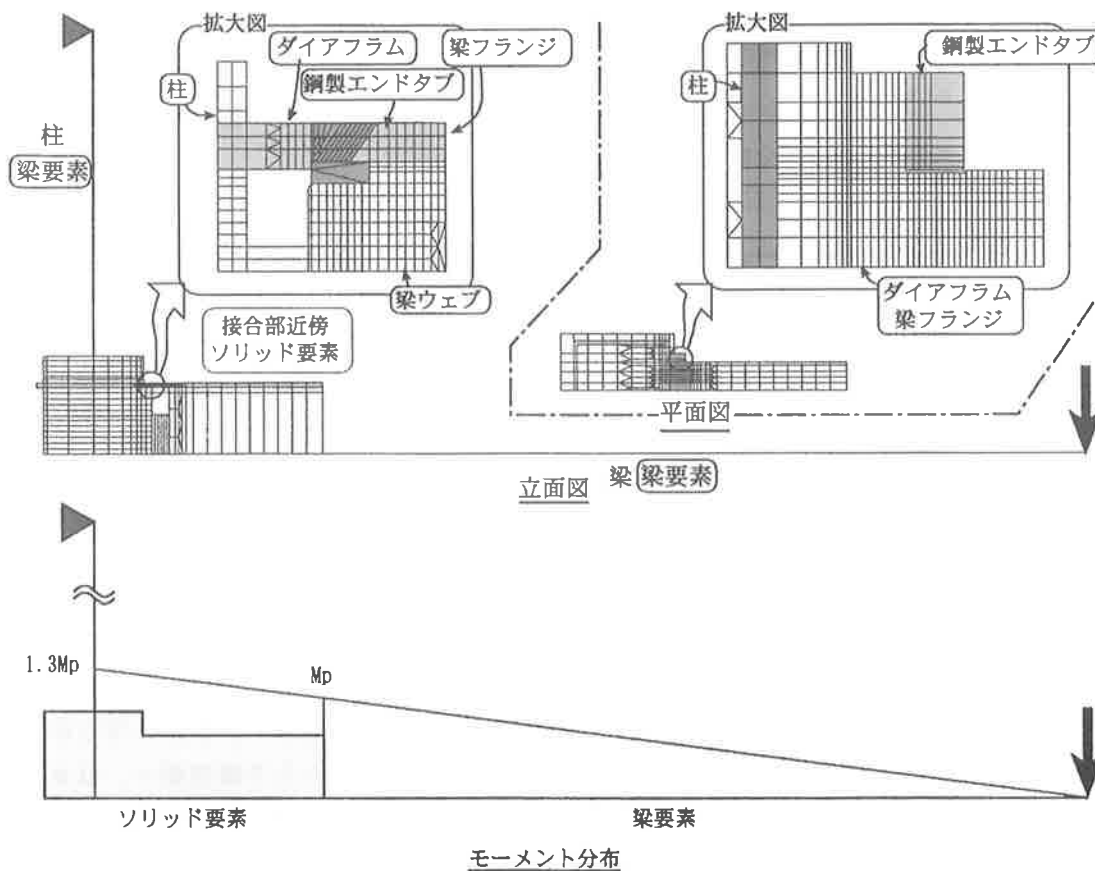


図-14 解析モデル

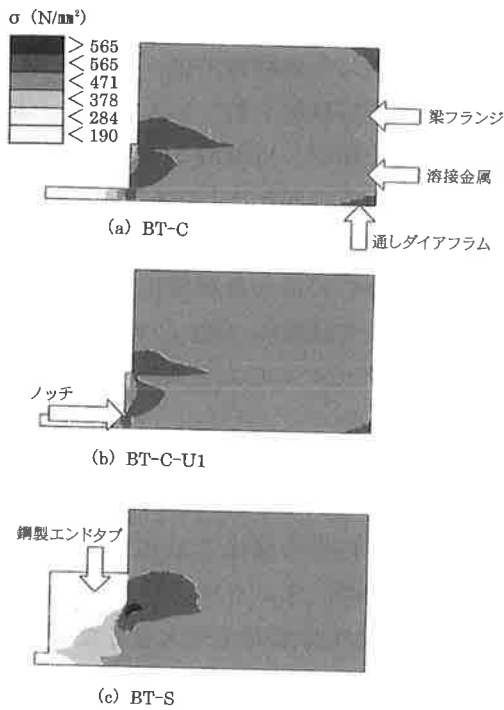


図-15 外面の相当応力の分布 ($\theta_m/\theta_p=2$ の時点)

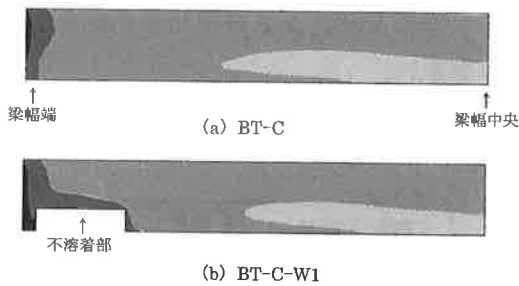


図-16 断面の相当応力の分布

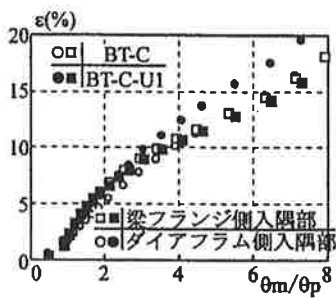


図-17 ノッチによる影響

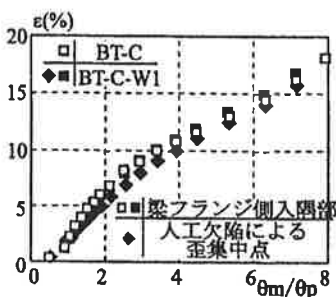


図-18 内部欠陥による影響

4. まとめ

- ① 固形L形エンドタブを使用した試験体は鋼製エンドタブを使用した試験体より高い塑性変形能力を有している。
- ② ダイアフラム側入隅部のノッチは1mm程度ではあまり影響がなかった。
- ③ 端部にある内部欠陥は高さ3~4mm, 幅20mm程度で梁の塑性変形能力を低下させた。

なお、本研究の一部は日本建築学会近畿支部³⁾において報告している。

おわりに

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、解析の実施においては神戸大学工学部建設学科難波 尚助手、大学院生井口智晴氏、大学生芝辻豪士氏の協力を得ました。

さらに、本研究を行うに際し、(社)鋼材倶楽部「2000年度建築鋼構造研究奨励金制度」および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。

参考文献

- 1) 井口智晴・田淵基嗣・田中 剛：角形鋼管柱・梁接合部のエンドタブ形状が梁の塑性変形能力に及ぼす影響，日本建築学会近畿支部研究報告集(2000)，pp.205-208，2000.6.
- 2) 石井 匠・菊川春三・森田耕次・高梨晃一：通しダイアフラム形式・柱梁接合部の破断状況に関する実験的研究，鋼構造論文集，第6巻第24号，pp.87-102，1999.12.
- 3) 田中 剛・田淵基嗣・井口智晴・吉村鉄也：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1 アンダーマッチングの溶接部を対象にした予備実験—，日本建築学会近畿支部研究報告集(2001)，pp.208-211，2001.6.