
超極厚 H 形鋼柱はり接合部の剥離破壊に関する実験的研究

Experimental Study on Pull-out Type Fracture of Beam-to-Column Connection Used Super-Heavy H-Shape

滝沢 章三(Shozo Takizawa) 山田 元茂(Motoshige Yamada) 菊川 春三(Shunso Kikukawa) 山口 修一(Shuichi Yamaguchi)

要旨：

柱はり接合部の剥離破壊に着目し、超極厚H形鋼の構造性能を検討した。T継手溶接部では超極厚H形鋼のH.A.Zと母材の境界が最も脆弱となり、理論的には10mm以下のきれつでも剥離破壊を誘発する。実験的には、在来の設計施工法の場合、はりフランジ厚が40mmを超えるとときに限って剥離破壊が発生する。この要因は、柱の塑性拘束によるはり縁相当応力の増大と、エンドタブに内在するイニシェイションクラックであるが、エンドタブの存在は柱スチフナを使用した場合と同様に柱の塑性拘束をも助長する。エンドタブの適切な処理が剥離破壊防止に有効であることを確認し、はりフランジ厚が40mmを超える場合の具体的な対処法を提案した。

Synopsis：

The behavior of super-heavy H-shape on pull-out type fracture at beam-to-column connection has been studied. At the weld zone of T-joint, super-heavy H-shape has the weakest part between heat affected zone and base metal. Theoretically, a crack under 10mm in length can cause such fracture at the part. Experimentally it occurs when beam flange has thickness over 40mm, if connection has been designed and constructed with ordinary method. One of the reasons is an increase of "equivalent stress" at beam edge because of "plastic constraint" from column, and the other is existence of original crack between beam edge and end tab. Furthermore, end tab accelerates an increase of "equivalent stress" as column stiffener. A method against pull-out type fracture is proposed for the connection having beam flange thickness over 40mm on the basis of experimental confirmation of the fact that reasonable treatment of end tab prevents the fracture.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

超極厚 H 形鋼柱はり接合部の剥離破壊に関する実験的研究

Experimental Study on Pull-out Type Fracture of Beam-to-Column Connection Used Super-Heavy H-Shape

滝 沢 章 三*

Shozo Takizawa

山 田 元 茂**

Motoshige Yamada

菊 川 春 三**

Shunso Kikukawa

山 口 修 一***

Shuichi Yamaguchi

Synopsis :

The behavior of super-heavy H-shape on pull-out type fracture at beam-to-column connection has been studied.

At the weld zone of T-joint, super-heavy H-shape has the weakest part between heat affected zone and base metal. Theoretically, a crack under 10mm in length can cause such fracture at the part.

Experimentally it occurs when beam flange has thickness over 40mm, if connection has been designed and constructed with ordinary method. One of the reasons is an increase of "equivalent stress" at beam edge because of "plastic constraint" from column, and the other is existence of original crack between beam edge and end tab. Furthermore, end tab accelerates an increase of "equivalent stress" as column stiffener.

A method against pull-out type fracture is proposed for the connection having beam flange thickness over 40mm on the basis of experimental confirmation of the fact that reasonable treatment of end tab prevents the fracture.

1. 緒 言

構造物の巨大化はここ10年来の時流となり、鋼構造技術者の最大関心事の一つとなっている。造船界では数10万tクラスのものが相ついで建造され、土木界においても本州四国連絡橋はじめ巨大構造物の建設が実施されつつある。一方、建築界にあっては昭和39年地上80mの高層ビルとしてホテルニューオータニが竣工し、「超高層のあけぼの」で知られる三井霞ヶ関ビルが地上36階147mの偉容を現わしたのが昭和43年である。以来、

70mを越える建物は50棟の多きに達し、今後ますますその数を増すいきおいにある。それに伴ない、使用鋼材の高張力化、厚肉化も進められ、現在では、SM50、肉厚70mm程度までは一般的に使用されるようになった。

一方、加藤、森田^{1,2)}は、極厚部材(厚さ $\geq 40\text{mm}$)を用いた柱はり接合部で常温においても高応力脆性破壊が発生する場合のあることを示した。これは直接構造物の性能を左右する要因ともなるため、安全設計を図るうえで無視できない問題としてクローズアップされるに至った。しかし、脆性破壊は材質、溶接はもとより、継手形

* エンジニアリングセンター建設開発部鋼構造研究所
主任研究員・工博

*** エンジニアリングセンター建設開発部建築開発技術室課長

** エンジニアリングセンター建設開発部鋼構造研究所

状、外力条件など多くの要因に影響されるため、その的確な把握はきわめて困難であり、研究の積み重ねによって逐次解明を図らねばならない。

建築構造の柱はり接合部では、はりが柱に直交して接合される。そのため、応力は柱フランジの板厚方向に作用することになり、脆性破壊の形態としては剥離破壊が基本問題になると考えられる。このような観点より、筆者らはまず柱の剥離破壊に着目し、破壊発生原因の追求と破壊防止策の確立を意図してわが国で製造可能な最大サイズのH形鋼（H-608×477×90×125）を対象に一連の構造実験を実施し、このような超極厚H形鋼が十分実用に供しうることが明確になったのでここにその結果を報告する。

2. 超極厚H形鋼の母材および溶接部の機械的性質

2.1 母 材

H形鋼は圧延時の変形量や冷却速度の差によって、その機械的性質が、同一断面内でも位置で異なる異質性、方向で異なる異方性がある。これが構造性能に影響をおよぼすことも予想されるため、Fig. 1に示した断面各位置、方向より適宜試験片を採取して、小型引張試験、Vノッチシャルピー試験、および小型COD曲げ試験を行い、引張特性、衝撃靱性、および限界開口変位量を求めた。なお、材料の化学組成をTable 1に示す。

2.1.1 引張特性

引張試験結果をTable 2に示すL, C, Z方向ともウェブに近いフランジ中央部が最も低く、その部分から離れるにつれて上昇するという異質性を

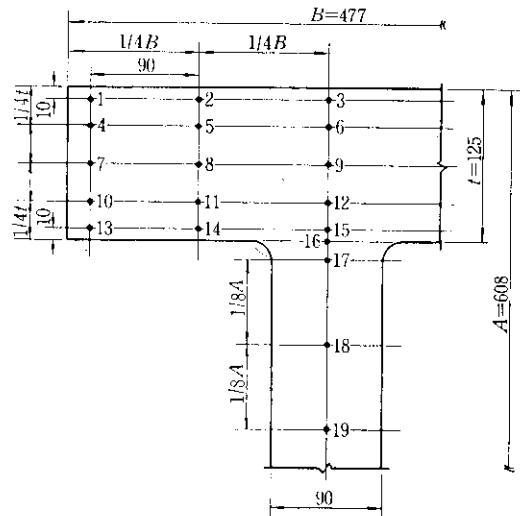


Fig. 1 Test position of base metal

示すが、引張強度では降伏強度に比べてその程度は少い。一方、異方性に関しては、降伏強度のZ方向がわずかに低い程度で、引張強度ではほとんど認められない。このように、超極厚H形鋼はその強度特性において異質性はわずかに存在するが、異方性の少ない材料であることがわかった。

2.1.2 衝撃靱性

引張試験片と同一位置より試験片を採取し、吸収エネルギーの温度特性と脆性破面率を求めた。採取方向はL, C, Zであり、ノッチをそれぞれC, L, L方向につけた。Table 3に0°Cにおける吸収エネルギー $\sqrt{E_0}$ と破面遷移温度 $\sqrt{T_{rs}}$ を示す。 $\sqrt{E_0}$ で比較すれば位置、方向によってかなりの差を生じており、H形鋼表面部が高く内部に進むにつれて低下するという異質性と、L方向に比べC, Z方向が同程度に低いという異方性が認められる。

Table 1 Chemical composition of base metal

(wt%)

Sampling position	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	V	Al	C _{eq} *
Flange (5)	0.14	0.36	1.28	0.014	0.008	0.01	0.30	0.02	0.39	0.033	0.383
Web (18)	0.18	0.41	1.36	0.017	0.010	0.02	0.33	0.02	0.41	0.034	0.439

* $C_{eq} = C + Mn/6 + Si/24 + Ni/40 + Cr/5 + V/14$

Table 2 Tensile test results of base metal

Test position	L-direction			C-direction			Z-direction		
	Y.P. (kg/mm ²)	T.S. (kg/mm ²)	El. (%)	Y.P. (kg/mm ²)	T.S. (kg/mm ²)	El. (%)	Y.P. (kg/mm ²)	T.S. (kg/mm ²)	El. (%)
3	35.2	54.0	35	40.1	58.4	35	39.2	57.2	44
4	41.6	54.6	37	37.2	52.7	36	38.7	54.2	51
5	37.1	54.2	35	38.6	55.0	33	36.3	54.5	46
6	34.6	53.5	36	38.1	54.2	34	33.6	54.4	40
9	34.5	54.2	36	35.7	54.7	33	33.0	54.3	29
12	34.7	55.3	35	36.3	55.3	30	32.4	53.9	40
16	35.1	55.8	35	36.0	55.3	30	33.7	54.9	41
17	36.5	56.3	33	37.9	57.0	25	33.6	54.7	35
18	40.0	58.8	33	39.4	58.8	31	36.8	59.8	35
19	41.8	56.8	32	40.8	59.8	29	39.3	58.4	26

Table 3 Impact test results of base metal

Test position	L-direction		C-direction		Z-direction	
	$\sqrt{E_0}$ (kg·m)	$\sqrt{T_{rs}}$ (°C)	$\sqrt{E_0}$ (kg·m)	$\sqrt{T_{rs}}$ (°C)	$\sqrt{E_0}$ (kg·m)	$\sqrt{T_{rs}}$ (°C)
3	13.3	-5	5.5	+15	6.4	+20
4	25.3	-25	8.3	0	7.5	0
5	10.6	+5	6.3	+15	4.5	+30
6	10.4	0	4.1	+25	4.5	+30
9	5.8	+15	3.9	+30	2.9	+30
12	7.0	+15	2.2	+40	3.9	+40
16	2.2	+25	1.8	+40	2.4	+40
17	5.0	+20	1.0	+45	1.7	+45
18	4.4	+30	2.8	+40	1.2	+30
19	2.9	+45	2.0	+50	1.9	+45

 $\sqrt{E_0}$: Absorbed energy at 0°C $\sqrt{T_{rs}}$: Fracture transition temperature

$$\phi = \frac{\ell}{1 + \frac{C}{r_f(h-C)}} \quad (1)$$

ここに C : 切欠長 r_f : 回転半径率 h : 試験片高さ

ところで小型 COD 曲げ試験片においては、 $r_f=0.3\sim 0.4$ となることが実験的に知られている³⁾が、ここでは当実験と同一形状試験片を用いて求められた $r_f=0.4$ を採用した。試験は $0^\circ\text{C}\sim -100^\circ\text{C}$ の範囲で行い、限界開口変位量 ϕ_c の温度依存性を求めた。Fig. 3 は -20°C 、 -60°C 、 -100°C における ϕ_c であり、同図より H 形鋼フランジ部ではウェブに近い部分ほど低下するという異質性が認められる。これは衝撃試験の $\sqrt{T_{rs}}$ 分布と類似の傾向を示している。

なお、異質性は L 方向で顕著にあらわれている。

2.1.3 限界開口変位量

脆性破壊発生特性を検討する目的で、小型 COD 曲げ試験片により限界開口変位量を求めた。試験片は Fig. 2 に示す形状で、L 方向より採取のうえ、C 方向に切欠をつけたものである。なお、切欠先端の開口変位量 ϕ は切欠末端にとりつけたクリップゲージの測定値 ℓ を用いて次式より換算した。

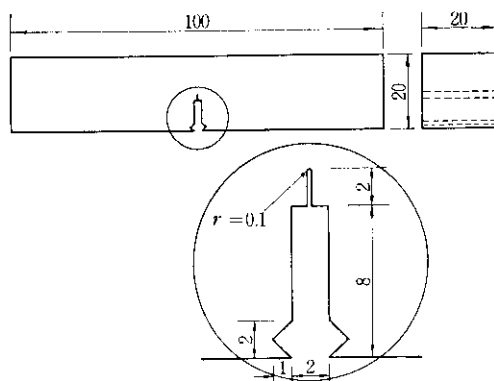


Fig. 2 Bend COD test specimen

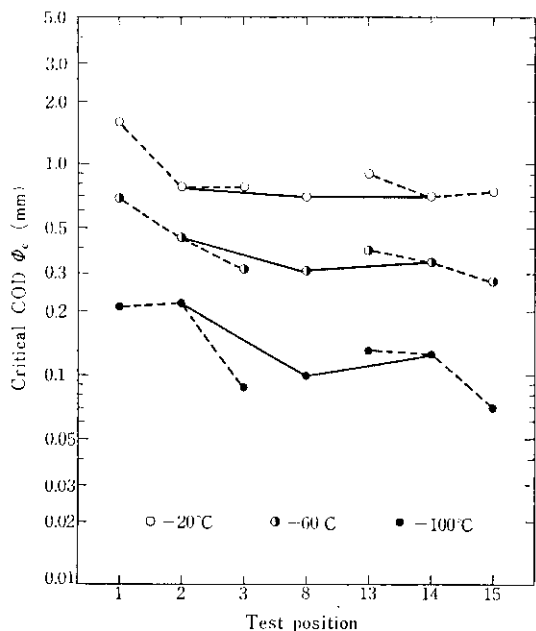


Fig. 3 Critical COD ϕ_c at each position of base metal

2.2 溶接部

柱はり接合部を想定し、最も一般的な溶接条件、すなわち、突合せ溶接T継手レ形開先CO₂半自動溶接を行い、Fig. 4に示す溶接部各位置の衝撃靱性値および限界開口変位量を求めた。結果をFig. 5, Fig. 6に示す。いずれの試験においても

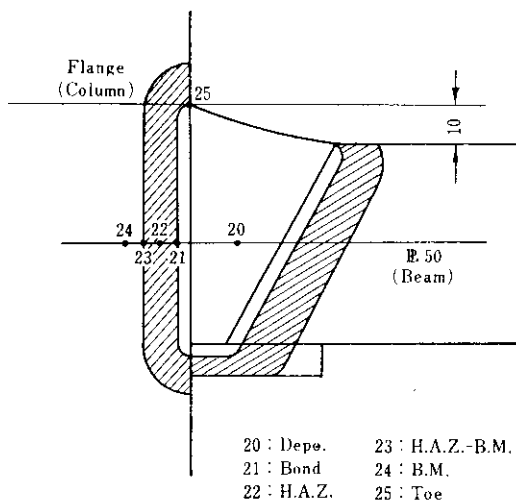


Fig. 4 Test position of weld zone

H.A.Z.と母材との境界部で靱性が低下しており、この部分が剥離破壊に対し最も脆弱な部分となっている。したがって、何らかの原因でき裂がこの部分まで進展すれば、そのまま脆性的な破壊に結びつく危険性があると考えられる。

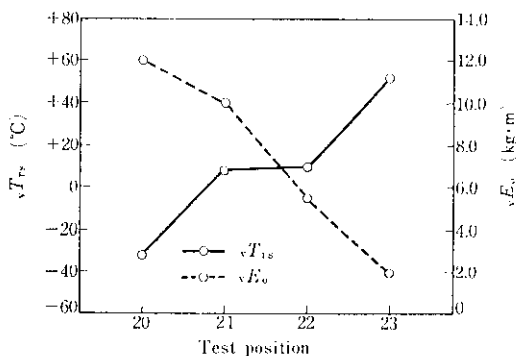


Fig. 5 $\sqrt{T_{rs}}$ and $\sqrt{E_0}$ distribution at weld zone

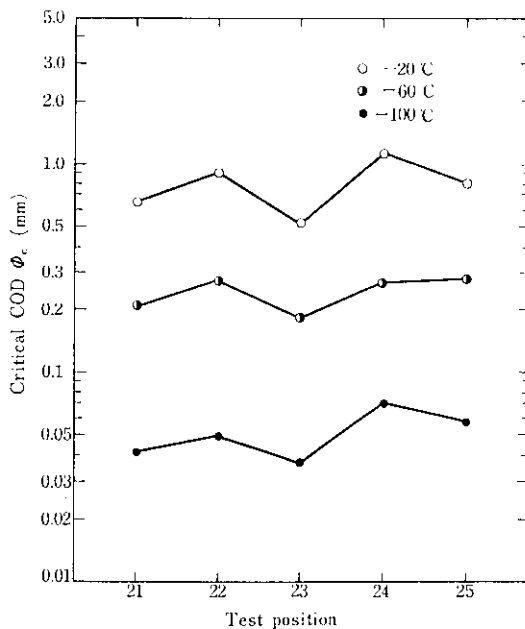


Fig. 6 ϕ_c distribution of weld zone

2.3 許容切欠長さの推定

さきに求めた母材強度および溶接部衝撃靱性、限界 COD を用い、破壊力学的手法によって超極厚H形鋼柱はり接合部に許容される切欠長さの推定を試みる。ここでは高応力脆性破壊を対象とするため、破壊発生クライテリアとして ρ^+ 説お

よび COD 説を採用する。

ρ^+ 説とは、切欠線上で引張降伏応力を受けている領域の寸法を ρ^+ と定義し、これを破壊のパラメータにしようとする考え方である。同説はその定義上、切欠を含む断面が全面降伏をおこしてはならないという制約があるが、 ρ^+ 説により推定した破壊応力と実験値がわりあいよく一致しているうえに、通常のシャルピー衝撃試験でえられる破面遷移温度 vT_{rs} と限界値 ρ_c^+ との間に次式の関係、すなわち

$$\rho_c^+ = \alpha(T/100)^5 \quad (2)$$

$$\text{ただし } \alpha = 1.53 \exp\left(-\frac{vT_{rs}}{40}\right)$$

T : 絶対温度 (°K)

が成立するため^{4,5)}、煩雑な脆性破壊試験を行わなくてもある程度破壊強度の推定が可能となる。なお、切欠のある平板の破壊応力 σ_c は Dugdale-Barenblatt モデルを用いて次式より求まる。

切欠長さ $2C$ の無限板の場合

$$\sigma_c = \cos^{-1}\{C/(C+\rho^+)\} \cdot \frac{2}{\pi} \sigma_y \quad (3)$$

切欠長さ $2C$ 、幅 W の有限板の場合

$$\begin{aligned} & \sin(\pi C/W) / \sin\{\pi(C+\rho^+)/W\} \\ & = \cos\left(\frac{\pi}{2} \cdot \sigma_c/\sigma_y\right) \end{aligned} \quad (4)$$

ただし σ_y : 降伏応力

COD 説とは、きれつ開口変位 ϕ が材料の特性値 ϕ_c に達すれば破壊が発生するという考え方^{6,7)}である。同説の特質は、小型の試験によって求めた限界 COD ϕ_c が、たとえ試験片の全面降伏以後に求められたものであっても、実際の構造物に適用可能なこと、および ϕ_c が直接測定できることである。構造物の COD の計算方法としては Dugdale-Barenblatt モデルや Bilby-Cottrell-Swinden モデルなどが提案されており、いずれもその妥当性が実験により確かめられている。これらのモデルによると、長さ $2C$ の切欠きをもつ無限板が一様な引張応力 σ をうけるときの ϕ は

$$\phi = \frac{8 \cdot \sigma_y \cdot C}{\pi E} \ln\left(\sec \frac{\pi \sigma}{2 \sigma_y}\right) \quad (5)$$

で与えられる¹⁰⁾。また幅 W なる有限板の場合には、

$$\begin{aligned} \phi = & \frac{4 \cdot W \cdot \sigma_y}{\pi^2 E} \sin \mu \int_{\chi}^{\pi/2} \frac{\cos \chi}{\sqrt{1 - \sin^2 \mu \cdot \sin^2 \chi}} \\ & \cdot \ln \left| \frac{\sin(\chi + \varphi)}{\sin(\chi - \varphi)} \right| d\chi \end{aligned} \quad (6)$$

ただし $\sin \alpha x = \sin(x/W) / \sin \mu$

$\sin \varphi = \sin(\pi C/W) / \sin \mu$

$\sin \mu = \sin(\pi g/W)$

x : きれつ中心からきれつ内部の任意の位置

g : きれつ中心から塑性域先端までの距離

E : ヤング率

で与えられる¹²⁾。

ところで、破壊特性を温度の面からみれば、残留応力、拘束力、初期変形などの付加要因によって破壊発生温度がかなり高温側に移行することが知られており^{13,14)}、既往の研究では 80°C 程度が記録されている¹⁵⁾。すなわち、当該 H 形鋼の使用温度を 0°C とし、同材料を広幅試験片に置換したときの破壊発生温度が -80°C より高い場合、脆性破壊の危険性があると考えられる。しかし、一応安全側を考えて、この温度上昇を 100°C とし、破壊応力 σ_c が 0°C における降伏応力 σ_{y0} に等しくなるときの温度 T_i が -100°C を越えた場合、危険領域になったと判断し、そのときの切欠長さを限界値として許容切欠長さ $2C_a$ を求める。なお以下の計算にあたっては次の仮定を設ける。

- (1) 鋼材の降伏応力 σ_y は、次式に示す Arrhenius 型温度依存性がある。

$$\sigma_y = \sigma_{y0} \cdot \exp\left\{D \cdot \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{273}\right)\right\} \quad (7)$$

ただし D : 材料定数 (°K)

- (2) 室温での降伏応力は近似的に σ_{y0} とする。
- (3) 切欠長 C は板幅 W に比べて小さい場合を想定し、無限板として取扱う。

2.3.1 ρ^+ 説に基づく推定

- (3), (7)式より

$$\exp\left\{D\left(\frac{1}{T}-\frac{1}{273}\right)\right\} \cdot \cos^{-1}\left\{\frac{C}{(C+\rho^+)}\right\} \\ = \frac{\pi}{2} \dots\dots\dots(8)$$

となるが、(2)式を用いれば、上式は

$$\cos\left[\frac{\pi}{2} \exp\left\{D\left(\frac{1}{273}-\frac{1}{T_i}\right)\right\}\right] \\ = \frac{1}{1+\frac{\alpha}{C} \cdot \left(\frac{T_i}{100}\right)^5} \dots\dots\dots(9)$$

と変換される。これを α/C で整理すれば

$$\frac{\alpha}{C} = \left(\frac{100}{T_i}\right)^5 \left[\sec\left\{\frac{\pi}{2} \exp\left(\frac{D}{273} - \frac{D}{T_i}\right)\right\} - 1 \right] \dots\dots\dots(10)$$

ここで、(2)式に示した α と $\sqrt{T_{rs}}$ ($^{\circ}\text{C}$) の関係式と連立させれば $T_i = -100^{\circ}\text{C}$ における許容切欠長さ $2C_a$ と破面遷移温度 $\sqrt{T_{rs}}$ の間に

$$2C_a = 20 \exp\left(-\frac{\sqrt{T_{rs}}}{40}\right) \dots\dots\dots(11)$$

なる関係式が導ける。なお、材料定数 D は当該H形鋼の降伏応力より求め、 $D=100^{\circ}\text{K}$ としている⁴⁾。

(2)式にしたがって接合部について許容切欠長さを求めたところ、最も靱性値の高い溶着金属部では、常温で脆性破壊を発生させるには少なくとも45mm以上の大きな切欠を必要とするが、H. A. Z. と母材の境界付近では5.4mm (両側にふり分ければ2.7mm) の切欠で脆性破壊が発生しようと算出される。

2.3.2 COD 説に基く推定

(7)式を(5)式に代入して次式をうる。

$$\phi_c = \frac{8 \cdot C_a}{\pi E} \cdot \sigma_{y0} \cdot \exp\left\{D\left(\frac{1}{T}-\frac{1}{273}\right)\right\} \\ \cdot \ln\left[\sec \frac{\pi}{2 \cdot \exp\left\{D\left(\frac{1}{T}-\frac{1}{273}\right)\right\}}\right] \dots\dots\dots(12)$$

ここで、 $T = -100^{\circ}\text{C} = 173^{\circ}\text{K}$ 、 $D = 100^{\circ}\text{K}$ 、 $E = 21\,000\text{kg/mm}^2$ および $\sigma_{y0} = 38\text{kg/mm}^2$ なる値を用いれば、 ϕ_c と C_a との関係は Fig. 7 のように示される。当該H形鋼柱はり接合部において ϕ_c

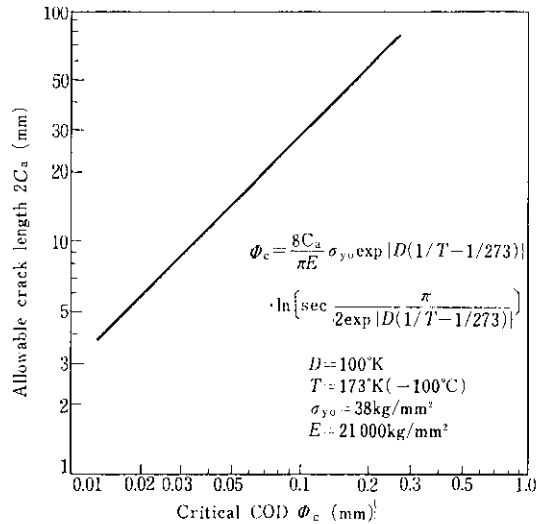


Fig. 7 Relation between ϕ_c and $2C_a$

が最小となるのは H. A. Z. -母材の境界部 Z 方向の $\phi_c(-100^{\circ}\text{C}) = 0.032\text{mm}$ であり、 $2C_a = 9.2\text{mm}$ と計算される。先に示した ρ^+ 説に基いた推定では $2C_a = 5.4\text{mm}$ であり、両者には多少の違いがあるものの、いずれも10mm以下の小さな値しか許容されないことが示される。

3. 柱はり接合部の構造性能に関する実験

超極厚H形鋼を柱とする柱はり接合部を対象とした大型実験により、当該H形鋼の構造性能を追究した。実験は剝離破壊発生の有無を調査する実験Ⅰと、破壊発生要因とはりフランジ厚・柱スチフナ厚の組合せ限界を求める実験Ⅱの2段階に分けて実施した。

3.1 実験Ⅰ

3.1.1 試験体

剝離破壊発生の有無を調査するため、はりフランジ厚 (t_R) と柱スチフナ厚 (t_S) を主パラメータとしているが、スチフナの幅 (w) と開先形状 (レ形, K形) をも変化させており、試験体は7種7体である。試験体形状および寸法諸元を Fig. 8 と Table 4 に示す。溶接には厚肉材で使用頻度が高く、施工性も良い CO_2 半自動溶接を採用した。

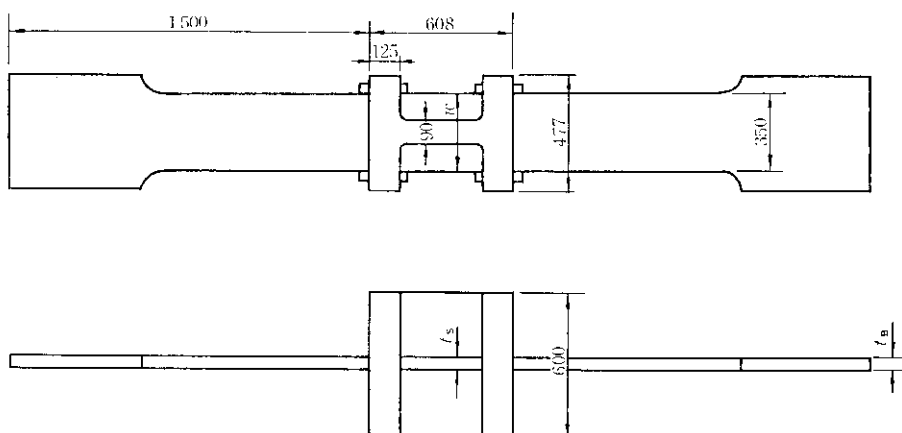


Fig. 8 (a) Test specimen

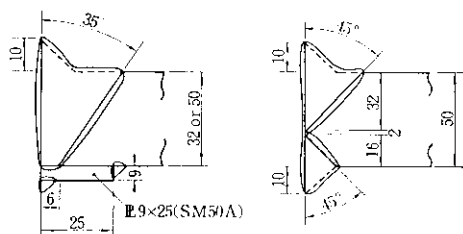


Fig. 8 (b) Detail of weld zone

溶接条件は別途行った確性試験に基き KC-50, 1.6φ, 電圧40V, 電流400A, シールドガス流量 20 l/min, 予熱100°Cとした。Table 5 にはリフランジ用鋼板の機械的諸性質を示すが、超極厚H形鋼母材についてはすでに詳しく述べたので省略する。

Table 4 Dimensions of test specimens

Specimen	t_B (mm)	t_s (mm)	w (mm)	Groove
H50S(50)a	50	50	477	✓
H50S(50)b	50	50	477	K
H50S(25)	50	25	477	✓
H50S(0)	50	0	0	✓
H32S(32)	32	32	350	✓
H32S(16)	32	16	350	✓
H32S(0)	32	0	0	✓

t_B : Beam flange thickness

t_s : Column stiffener thickness

w : Column stiffener width

3.1.2 実験方法および測定方法

1000 t 構造物試験機により引張荷重を与え、弾性域で荷重制御、塑性域ではラム変位制御として破断に至らしめた。はりフランジの歪は柱フランジから50mmの位置に貼付した1軸塑性歪ゲージで測定し、また継手の変形は超極厚H形鋼をはさむ標点間距離1000mmに設けたダイヤルゲージで測定した。実験状況と測定状況を Photo. 1 に示す。ラム変位は差動トランスにて計測し、XYレコーダに自己記録させている。なお、剝離破壊が発生したときにはただちに試験体を切断し、走査型電子顕微鏡による破面観察を行った。

Table 5 Mechanical properties of the plates for beam flanges

Thickness (mm)	Y.P. (kg/mm ²)	T.S. (kg/mm ²)	El. (%)	νE_0 (kg·m)	νT_{rs} (°C)
50	35.3	54.0	34.5	5.3	-45
50	33.2	54.4	34.0	6.5	-5
32	34.7	53.3	30.0	5.0	-6

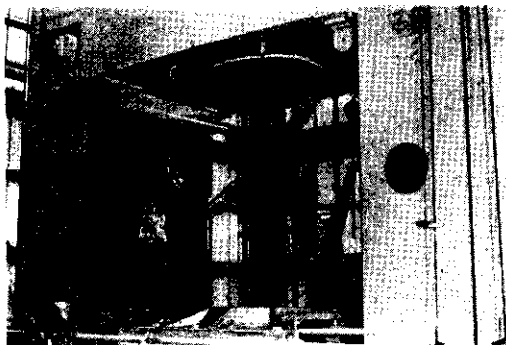


Photo. 1 Aspect of testing

3-1-3 実験結果と考察

(1) 変形および破壊性状

実験結果を Table 6 に、また、ダイヤルゲージによる荷重-変形曲線の例を Fig. 9 に示す。表中の D.F. は荷重-変位曲線から読みとった塑性率である。試験体 H50S(50)a, H50S(50)b ははりフランジ端の溶接部から超厚H形鋼フランジ内部へえぐるように破断し、いわゆる脆性的剥離破壊を示したが、それら以外の試験体でははりフランジでの延性破壊を示した。破壊後の状況を Photo. 2 に示す。変形性状はいずれの場合も良好で、明瞭な降伏点を示し、また、柱スチフナの有無、大小にかかわらず、継手の初期剛性ははりフランジ厚のみから決定されている。変形能を D.F. で比較すると、剥離破壊した試験体では、はりフランジで延性破壊したものにくらべて約

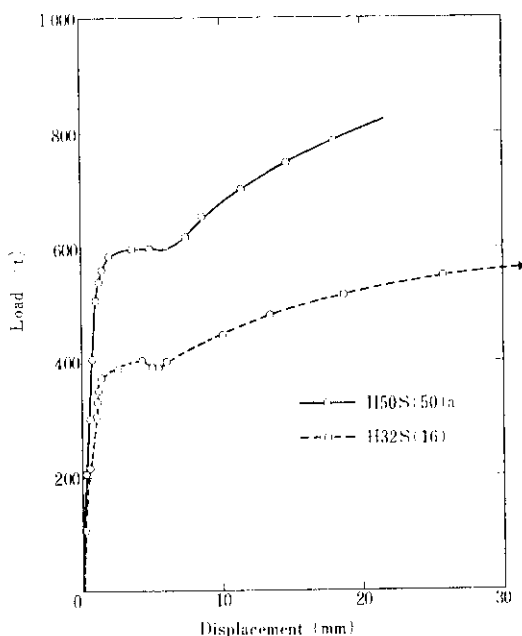


Fig. 9 Load displacement curve

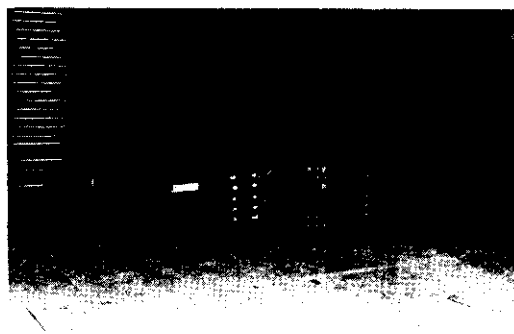
1/2 の低下となっている。

ところで、剥離破壊した試験体は、はりフランジ厚50mm、スチフナ厚50mmのものに限られていることから、剥離破壊がはりフランジ厚とともにスチフナ厚の大小（継手の固めの程度）に影響されていることが予想される。また、その破面はほぼ完全なへき開破面であり、破壊は溶接端部から発生していることが判明した。破面外観と電子

Table 6 Results of pull-out type fracture test (I)

Specimen	Load (t)		Stress in beam flange (kg/mm ²)		D. F.	Fracture
	Y. P.	Max.	Y. P.	Max.		
H50S(50)a	590	808	33.7	46.2	7.5	Brittle (pull-out type)
H50S(50)b	641	914	36.6	52.2	9.6	Brittle (pull-out type)
H50S(25)	585	894	33.4	51.1	14.8	Ductile
H50S(0)	592	892	33.8	51.0	20.0	Ductile
H32S(32)	400	587	35.7	52.4	19.7	Ductile
H32S(16)	387	581	34.6	51.9	19.3	Ductile
H32S(0)	385	591	34.4	52.7	23.3	Ductile

D. F. : Ductility factor

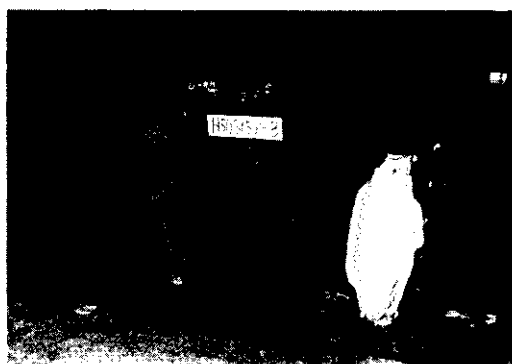


(a) H50S(50)b specimen after test



(b) H50S(0) specimen after test

Photo. 2



(a) Pull-out type fracture

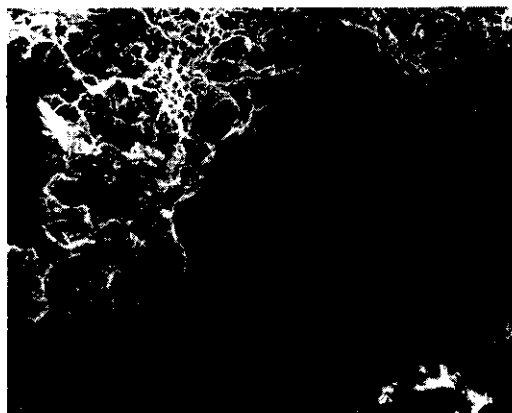
(b) Fracture surface $(\times 3000) \times \frac{2}{3}$

Photo. 3

顕微鏡によって撮影した破面状況の例を **Photo. 3** に示す。

(2) 柱はり接合部の変形能の評価

構造物は強度とともに変形能が要求される。通常の建築構造設計では層間変位をベースとする塑性率で変形能を評価し、激震時に塑性率4程度を期待している。これを確保するには接合部はあるレベル以上の変形能を必要とするが、層間変位と接合部の変形との関係がまだ明確でないため、接合部実験でえた変形能を的確に評価することができない。本実験では接合部の変形能を慣例にしたが、**D.F.**で示したが、これのみでは不十分であるため、さらに層間変位と接合部変形の関係を解析的に求めたうえで実験結果の再評価を試みる。

(i) 解析方法

架構の1部を取り出したL形ラーメン(**Fig. 10** 参照)を対象に、荷重と変形を漸増させるいわゆる増分法で解析する。解析にあたっての仮定は次のとおりである。

のとおりである

- (1) 柱は弾性状態にある。
- (2) 柱はりとも水平変位のみ生じる。
- (3) 母材の垂直応力 σ -垂直歪 ε 関係はバイリニアで、塑性域の剛性 E_{pl} は弾性域の剛性 E の2%とする。
- (4) せん断応力 τ -せん断歪 γ 関係もバイリニアで、塑性域の剛性 G_{pl} は弾性域の剛性 G の3%とする¹⁰⁾。
- (5) 弾塑性域で平面保持が成り立つ。

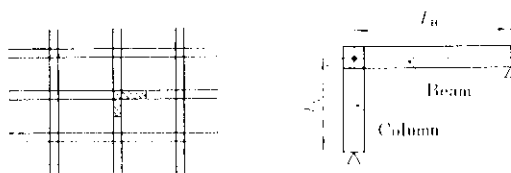


Fig. 10 Frame model

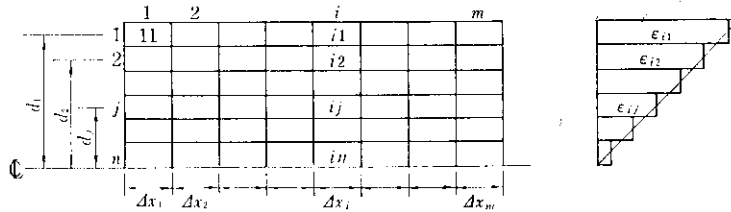


Fig. 11 Beam elements and their strain

(6) はりを要素分割するが、各要素内では垂直歪は一定である。

(7) パネルゾーンのせん断応力 τ は一様に分布する。

Fig. 11 に示すようにはりを要素分割のうえ、各要素の歪を決定すると、 i 番目の断面の曲率 ϕ_i は $\phi_i = \epsilon_{ij}/d_j$ (13) となり、 k 番目の要素まで塑性域にある場合には曲げモーメント M_i は、

$$M_i/2 = \sum_{j=1}^i A_j \cdot d_j \{E \cdot \epsilon_0 + E_{st}(\epsilon_{ij} - \epsilon_0)\} + \sum_{j=i+1}^n A_j \cdot d_j \cdot E \cdot \epsilon_{ij} \quad (14)$$

ただし A_j : j 番目の要素の断面積
 ϵ_0 : 降伏歪

で表わされる。これを用いればはりの内部エネルギー増分 (ΔEP) は、前の計算ステップにおける曲げモーメントを M' 、曲げモーメントと曲率の増分を各々 ΔM 、 $\Delta \phi$ として

$$\Delta EP = \sum_{i=1}^n (M'_i \cdot \Delta \phi_i \cdot \Delta x_i + \frac{1}{2} \Delta M_i \cdot \Delta \phi_i \cdot \Delta x_i) \quad (15)$$

となる。

せん断歪 γ は増分表示で

$$\left. \begin{aligned} \Delta \gamma &= \Delta \tau / G \\ \text{または} \\ \Delta \gamma &= \Delta \tau / G_{st} \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

となるため、パネルゾーンの一様せん断応力を

$$\tau = M_c / t_w \cdot CD \cdot BD \quad (17)$$

ただし M_c : 柱端部のモーメント
 t_w : 柱ウェブ厚

CD : 柱せい
 BD : はりせい

として、内部エネルギー増分 (ΔEP) ははりの場合と同様に

$$\Delta EP/2 = (\tau' \cdot \Delta \gamma + \frac{1}{2} \Delta \tau \cdot \Delta \gamma) t_w \cdot CD \cdot BD \quad (18)$$

となる。

柱の弾性内部エネルギー増分 (ΔEC) は次式のように表わされる。

$$\Delta EC = M'_c \cdot \Delta M_c \cdot \left(l_v - \frac{1}{2} BD \right) / 3EJ_c + (\Delta M_c)^2 \cdot \left(l_v - \frac{1}{2} BD \right) / 6EJ_c \quad (19)$$

ただし J_c : 柱の断面 2 次モーメント

一方、外部エネルギー増分 (ΔEO) は Fig. 12 の記号を用いると

$$\Delta EO = H' \Delta \delta + \frac{1}{2} \cdot \Delta H \cdot \Delta \delta \quad (20)$$

で示されるゆえ、これと内部エネルギー増分の和を等置すれば次の適合条件をうる。

$$\Delta EO = \Delta EB + \Delta EP + \Delta EC \quad (21)$$

また、釣合式は Fig. 12 の記号を用いれば、同図より

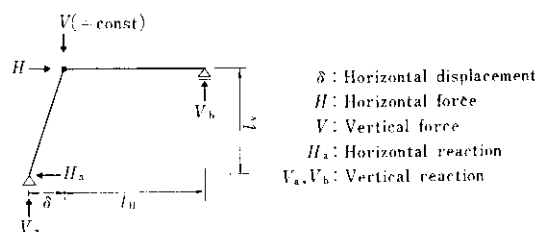


Fig. 12 Equilibrium of idealized frame

$$\left. \begin{aligned} V - V_a - V_b &= 0 \\ V_a \cdot (\delta + l_H) - V \cdot l_H + H \cdot l_V &= 0 \\ V_b \cdot (l_H + \delta) - V \cdot \delta - H \cdot l_V &= 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (22)$$

であるから、両条件式より水平力、水平変位およびはり要素歪の各増分を求めることができる。数値計算では、各計算ステップごとに最も塑性化しやすい要素を見だし、その要素の歪が降伏歪になるときの増分を計算していくという手順を用いて、水平変位（層間変位）とはり最大歪（継手溶接部の歪）の関係を求めた。

(ii) 計算結果と変形能の評価

柱に超極厚H形鋼（SM50B），はりに H-700×350×30×50（SM50B）を用いたときの計算結果を **Table 7** に示す。架構は階高 3 500，スパン 4 000 のもので，パラメータとして軸力を柱降伏軸力の 0%，20% および 40% と 3 種類に変化させ，さらに，パネルゾーンを完全剛のもの（Rタイプ）とパネルゾーンのせん断降伏がはりの曲げ降伏と同時に生じるもの（Mタイプ）の 2 種類とした計 6 種類の計算を行った。 ϵ/ϵ_0 は継手溶接部の歪の塑性率を， δ/δ_0 は層間変位の塑性率を表わす。 ϵ/ϵ_0 はパネルゾーンの剛性に強く依存しており，同一の δ/δ_0 に対し，RタイプではMタイプに比べかなり高い値となる。これは，スチフナの場合と同様，柱はり接合部では柱を固めることが継手溶接部に不利になることを示している。ここで δ/δ_0 を現行設計の期待値である 4 とし，かつ安全側となることを考慮して Rタイプでの値を採用すれば， ϵ/ϵ_0 の必要量は 14～15 となる。一方，五十嵐らは，この値が 25 程度になる場合があることを示している¹⁷⁾。また，本計算に用いた部材寸法を持つ架構でも，階高，スパンの組合せいかんによっては ϵ/ϵ_0 がさらに大きくなることが予測されるため，ここでは変形能の判定規準として $\epsilon/\epsilon_0 = 20$ を採用し，歪の必要量を 30 000 μ 以上とする。

はりの平均応力（M.S.）と最小値となるはり中央部の歪量との関係を **Fig. 13** に示すが，最小荷重（M.S. max. = 46.2 kg/mm²）で剝離破壊した H50 S (50) a の歪量は 20 000 μ をわずかに越えた程度であり，継手溶接部の局部変形量は上記判定基準を満足していないことになる。さらに，**Table 6** に示したように耐力が低下する場合があ

ること，塑性率（D.F.）が減少することなどを考えれば，構造物の安全を確保するうえで剝離破壊防止は必須の事項であるといえることができる。

Table 7 Calculated results of ductility factor based on strain at weld zone

Type of panel zone	Axial force of column	ϵ/ϵ_0		
		$\delta/\delta_0=2$	$\delta/\delta_0=3$	$\delta/\delta_0=4$
R type	0	7.2	11.3	14.4
	0.2 P_y	7.1	11.3	14.3
	0.4 P_y	7.1	11.1	14.2
M type	0	1.2	2.7	5.6
	0.2 P_y	1.2	2.6	5.4
	0.4 P_y	1.2	2.5	5.2

ϵ/ϵ_0 : Ductility factor based on strain at weld zone

δ/δ_0 : Ductility factor based on displacement of frame

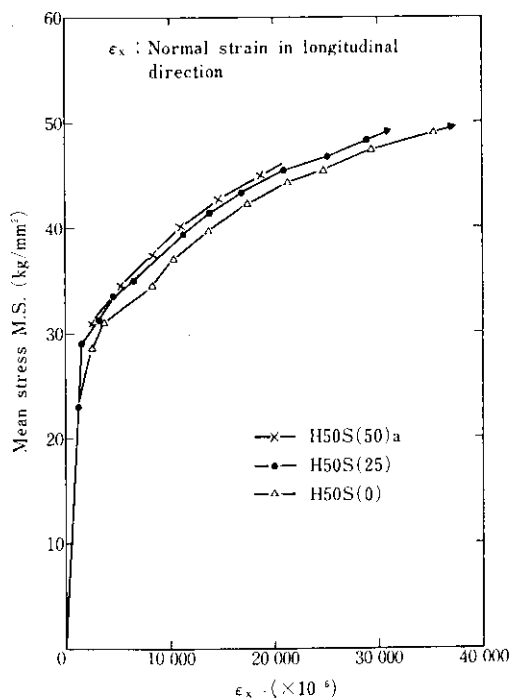


Fig. 13 Relationship between mean stress and strain at the center of beam flange

(3) はりフランジの歪分布

通常寸法のH形鋼を柱に用いた柱はり接合部に関する従来の研究によれば、柱にスチフナを挿入しない場合、はりフランジ端の歪分布形状は中央に凸となることが示され^{18,19)}、この分布形状の改善を目的としてスチフナを挿入することが推奨されている^{20,21)}。しかし、本実験においては従来の定説とは異なる興味深い現象、すなわち、**Fig. 14**に示すように、はりフランジ端の歪分布は塑性域で凹となるとの測定結果をえた。さらに、**Fig. 15**に示すように、はりフランジ厚50mmのものについてフランジ縁と中央部の塑性歪量の比をとると、スチフナの厚いほどこの傾向が増大し、剝離破壊した試験体で最大となっている。このような歪分布となる原因は、超極厚H形鋼のフランジ剛性が高いため、あたかも剛体にはりフランジが取り付けいた状態となり、塑性拘束の影響が強く働いたためと考えられる。しかし、このような現象を接合部の破壊と関連して考察を加えるには、単にはり材軸方向の歪だけではなく、幅方向の歪、さらには塑性拘束によるせん断応力を総合的に調査検討する必要がある。次の実験Ⅱではこの点を考

慮して計画をたてている。

なお、剝離破壊はすべて溶接端部が起点となっているが、この部分にはりフランジ縁との境界に幾何学的不連続をつくるエンドタブが取り付けられている。そのため、溶接端部の応力あるいは歪状態が苛酷であればエンドタブの存在が破壊を助長していることも予想されるので、継手の細部についても十分注意して設計する必要がある。

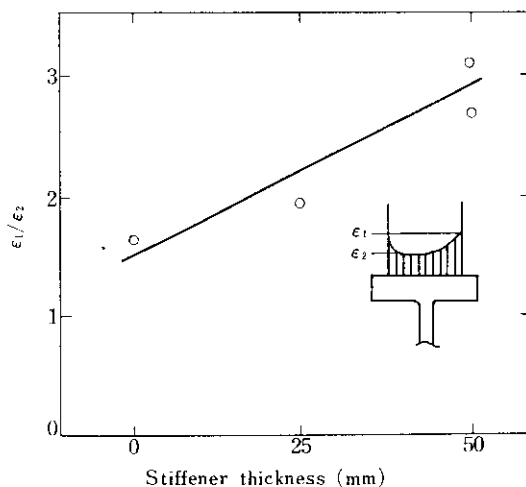


Fig. 15 Relationship between strain ratio $\varepsilon_1/\varepsilon_2$ and stiffener thickness

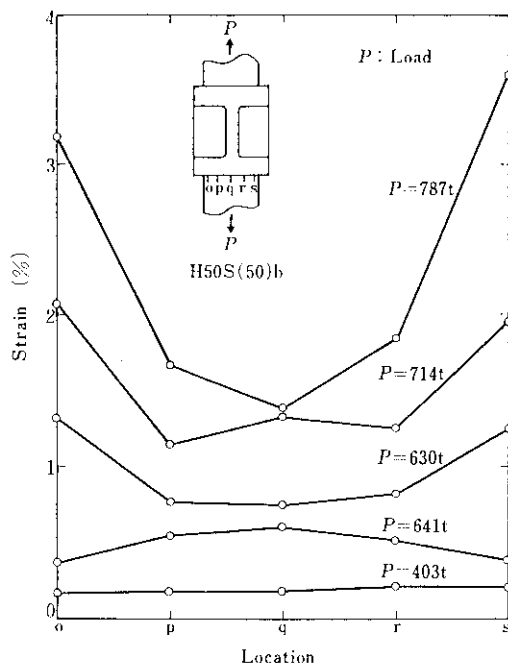


Fig. 14 Strain distribution of beam flange

3・2 実験Ⅱ

3・2・1 試験体

実験Ⅰの結果にかんがみ、はりフランジの力学的挙動の検討と、剝離破壊発生のはりフランジ厚と柱スチフナ厚の組合せ限界を見いだすべく実施したものである。試験体の形状と溶接方法は実験Ⅰと同じであるが、**Table 8**に示すようにここでははりフランジ厚(t_b)と柱スチフナ厚(t_s)のみ変化させた。なお、上記目的に沿い、新たにはりフランジ厚40mmの試験体を製作するとともに、はりフランジ厚50mmのものではスチフナ厚のピッチを小さくした。また、はりフランジ厚32mmの試験体ではスチフナ厚の影響を特に顕著にするため、50mmのものをも加えた。また組合せ限界を一層明確にするため H40S(40)を2体製作した。はりフランジに用いた鋼板の機械的性質を**Table 9**に示す。

Table 8 Dimensions of test specimens

Specimen	t_B (mm)	t_s (mm)	w (mm)	Groove
H50S(50)	50	50	477	レ
H50S(40)	50	40	477	レ
H50S(32)	50	32	477	レ
H50S(25)	50	25	477	レ
H40S(40)1	40	40	477	レ
H40S(40)2	40	40	477	レ
H40S(32)	40	32	477	レ
H32S(50)	32	50	477	レ
H32S(32)	32	32	477	レ
H32S(0)	32	0	477	レ

Table 9 Mechanical properties of the plates for beam flanges

Thickness (mm)	Y. P. (kg/mm ²)	T. S. (kg/mm ²)	El. (%)
50	37.7	58.1	32.8
40	37.8	56.4	29.2
32	36.7	55.3	29.4

3・2・2 実験方法および測定方法

載荷方法は実験 I と同様であるが、はりフランジの力学的挙動を詳細に調査、検討するため、柱フランジから 50mm の位置に 3 軸塑性歪ゲージを、350mm の位置に 1 軸塑性歪ゲージを貼付のうえ歪測定を行った。また、柱フランジから 100mm と 350mm の位置に設けたダイヤルゲージにて変形量を測定し、さらにラム変位を X-Y レコーダーに自己記録させた。なお、溶接部を中心にき裂の発生状況を目視観察した。

3・2・3 実験結果と考察

(1) 変形および破壊性状

実験結果を Table 10 に示す。3つの標点間距離における変形量を比較したところ、Burdekin ら²²⁾の結果と同様に塑性率には大きな差がないことがわかった。したがって、ここでも前実験と同様、荷重-ラム変位から塑性率 (D.F.) を求める。剝離破壊した試験体では、低い塑性率を示しており、変形能が損われていることがわかる。また、最大荷重に近づくにつれてはりフランジの幅方向収縮量が大きくなり、エンドタブとの境界で溶着金属にき裂の発生が観察された。なお、剝離破壊の直前には連続的な金属音が聴取され、き

Table 10 Results of pull-out type fracture test (II)

Specimen	Load (t)		Stress in beam flange (kg/mm ²)		D. F.	Fracture
	Y. P.	Max.	Y. P.	Max.		
H50S(50)	640	950	36.6	54.3	17.7	Ductile
H50S(40)	643	955	36.7	54.6	19.0	Ductile
H50S(32)	645	936	36.9	53.5	11.3	Brittle (Pull-out type)
H50S(25)	617	900	35.3	51.4	12.4	Brittle (Pull-out type)
H40S(40)1	529	749	37.8	53.5	18.3	Ductile
H40S(40)2	522	734	37.3	52.4	19.5	Ductile
H40S(32)	529	732	37.8	52.3	18.8	Ductile
H32S(50)	399	595	35.6	53.1	24.6	Ductile
H32S(32)	399	590	35.6	52.7	23.0	Ductile
H32S(0)	395	588	35.3	52.5	19.0	Ductile

れつの進展が予想されたが、いずれもその直後に破壊したため確認することはできなかった。

(2) はりフランジの力学的挙動

材軸方向の歪 ϵ_x の分布にはスチフナ厚の影響があることをすでに示したが、スチフナ厚を最も大きく変化させたはりフランジ厚32mmの試験体3体について、はり縁の塑性域の各歪量からスチフナ厚の影響をみれば Fig. 16 のようになる。同図は各歪とも1軸塑性歪ゲージ(10枚)の平均値で除して無次元化し、鋼板の影響を除いて比較したものであり、スチフナ厚の増加は歪量の増大をもたらすことを示している。これからは超極厚H形鋼を柱材として用いるときには可能な限り柱スチフナを薄くしなければならないことが明確に理解されよう。

ところで、破壊はいずれも高応力で生じており、塑性域での応力、歪状態に着目する必要がある。この場合、3軸歪ゲージから直接求める相当塑性歪 $\bar{\epsilon}_p$ と比較するのが簡単であるが、供試鋼板が異なれば塑性域での応力-歪関係も異なる。この影響を除くため、試験体ごとに応力-歪関係を求めたうえで相当応力 $\bar{\sigma}$ を用いて検討することにする。なお、計算には全歪理論を用い、相当塑性歪は次式より求める²³⁾。

$$\bar{\epsilon}_p = \sqrt{2/3} (\epsilon_x^2 + \epsilon_y^2 + 2\gamma_{xy}^2)^{1/2} \quad (23)$$

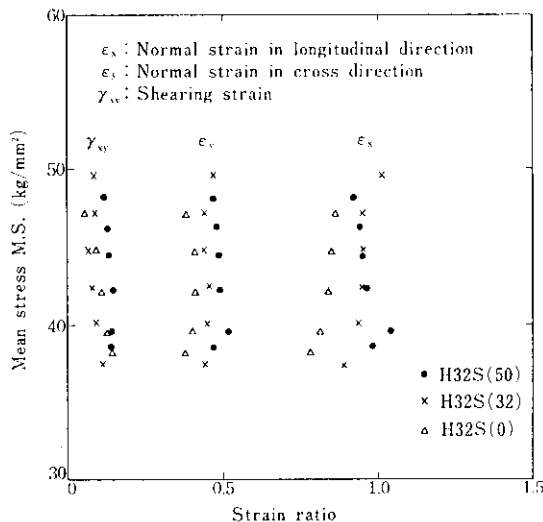


Fig. 16 Relationship between various strains in beam flange and stiffener thickness

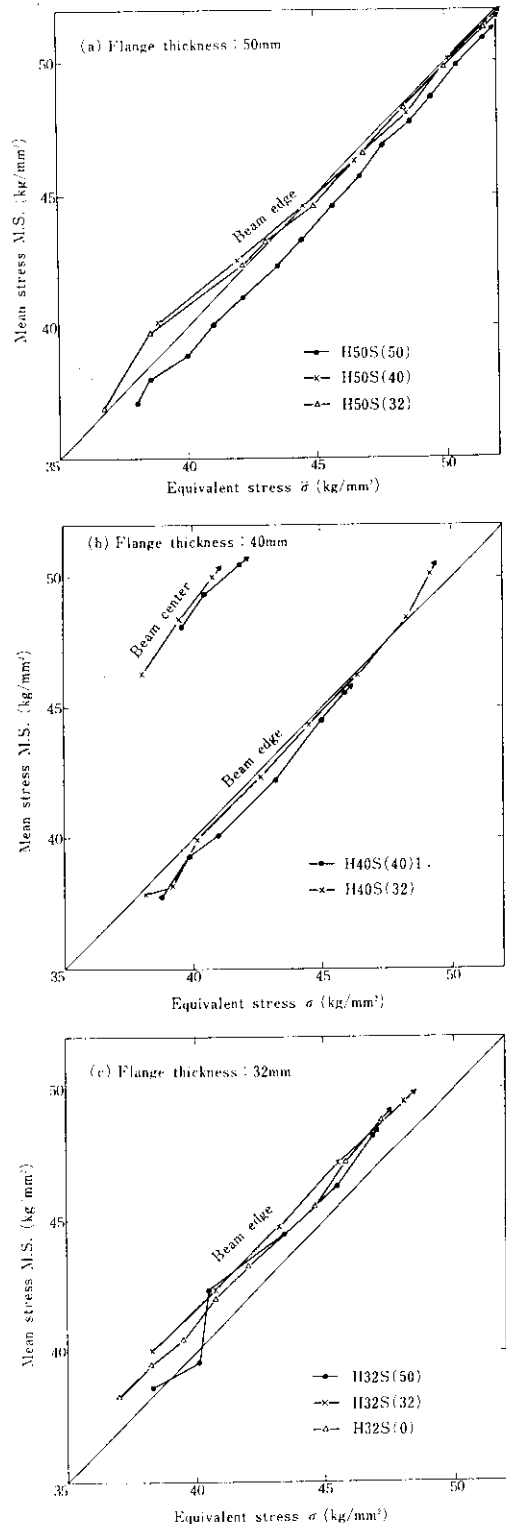


Fig. 17 Relationship between mean stress and "equivalent stress"

はり平均応力(M.S.)とはり縁の相当応力 $\bar{\sigma}$ の関係をFig. 17に示す。はりフランジ厚50mmの試験体では、柱スチフナ厚50mmのものは低応力時より $\bar{\sigma}$ がM.S.より高く、柱スチフナ厚40mm, 32mmでも $\bar{\sigma}=44\text{kg/mm}^2$ あたりより同様の傾向を示し、問題とすべき最終段階では柱スチフナ厚にかかわらず $\bar{\sigma}$ はM.S.より高い。

一方、40mmのものでは高応力になると $\bar{\sigma}$ がM.S.よりも低くなり、また、32mmのものでは常にM.S.よりも低い値となっている。この現象はとりもなおさずフランジ厚50mmでははり端縁で延性破壊以前にきれつが発生する可能性があることを、またフランジ厚40mmおよび32mmではその可能性がないことを示しており、剥離破壊がはりフランジ厚50mmの試験体に限って発生している実験事実と完全に一致するものである。また、はりフランジ中央の相当応力はM.S.が増加してもあまり上昇しておらず、これは剥離破壊が常にはりフランジ端部から発生している実験事実に対応するものである。

以上から、柱剛性とはりフランジ剛性の不均衡に起因するはりフランジ端縁の相当応力増大が剥離破壊発生の主要因であることが明確になった。したがって、フランジ厚50mm、スチフナなしの試験体H50S(0)は延性破壊とはいえ一応危殆とみなすのが妥当であり、在来の設計・施工法による限り、40mmを越えるはりフランジ厚では何らかの処置が必要であると結論される。

4. 剥離破壊防止のための設計条件

実構造物では、先に示した限界はりフランジ厚50mmを越えて設計される可能性がある。このよ

うな観点から、剥離破壊防止対策の確立を意図して、継手ディテールをくふうのうえその確性実験を実施した。

4.1 試験体

実験I, IIを通じて剥離破壊はすべてはり端部からスタートしており、最大荷重に近づくとはりフランジとエンドタブの境界で溶着金属にきれつの発生が観察されたこと、およびエンドタブの存在は溶接端部に幾何形状の欠陥を内在させ、さらにははりに幅方向の拘束力を与えることになる点から考えても、剥離破壊防止を図るにはエンドタブの処理に十分注意する必要があることなどの知見が得られた。したがって、エンドタブを完全に削除した継手を採用することとし(Fig. 18(a)参照), 補強すみ肉のあるものとないものの2種4体を製作した。

ところで、溶接施工に関する各種規程には溶接後エンドタブを削除し、母材なみに仕上げるよう規定されているが、施工上、経済上の理由からこの規定はほとんど守られていないのが現状である。したがって、エンドタブを削除するという対応策はやや現実性に欠けることとなる。そのため、溶接工作上対処しやすく具現性の高いものとして、エンドタブ兼用の補強プレート(以下タブプレートという)を利用する方法を考えた(Fig. 18(b)参照)。これははりフランジ側面にあらかじめタブプレートを溶接したうえで柱はり接合部の溶接を行うもので、通常のエンドタブにみられる幾何形状的不連続をなくし、その部分からのきれつ発生を起こしえない継手となっている。記号は実験Iと同様であるが、継手の細部形状を区別するため、d(エンドタブ削除、補強すみ肉な

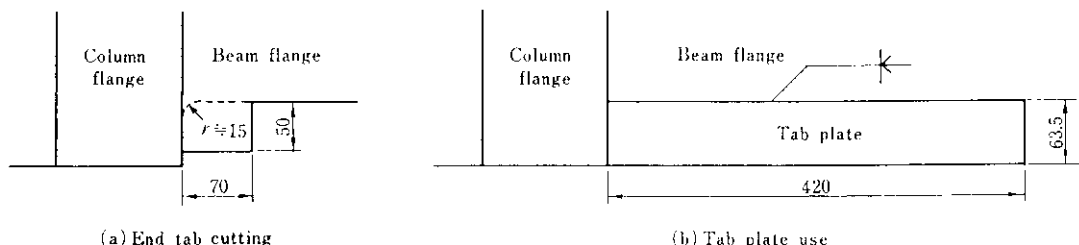


Fig. 18 Detail of weld zone

し), e (エンドタブ削除, 補強すみ肉あり) または f (タブプレート使用) を追記し, さらに同一の試験体を 1 または 2 にて区別している。

4.2 実験方法と測定方法

実験方法と測定方法は実験 II と同じであるが, 継手 f ではタブプレート中央, 裏表に歪ゲージを追加, 貼付している。

4.3 結果と考察

変形と破壊の状況を Table 11 に示す。表中, () 内はタブプレートを含む断面での平均応力を表わす。また, D.F. は荷重-ラム変位から求めた値である。いずれも予想どおりはりフランジで延性破壊しており, 特に, エンドタブ, 補強すみ肉をともに削除した試験体が十分な耐力と変形能力を発揮して延性破壊しているため, エンドタブの削除が継手の安全性に大きく寄与していると判断される。ここでエンドタブを削除した試験体の平均応力 M.S. はり縁相当応力 $\bar{\sigma}$ の関係を示せば Fig. 19 となる。 $\bar{\sigma}$ は常に M.S. を下回っており, これからもエンドタブ削除の効果が明らかである。一方, タブプレートを付けた場合はきれつ発生もなく, またタブプレートとはりフランジの一体化に伴うはりフランジ存在応力の低減がなされるなど, 剥離破壊防止にきわめて有効な継手となっていることが判明した。なお, タブプ

レートを取り付けた試験体では D.F. が他に比較して低い値となっているが, これはタブプレート取り付け部の存在応力が低くなるため当然の結果と言える。

以上のように, 超極厚 H 形鋼を柱材とした柱はり接合部で, はりフランジ厚が 40mm を越える場合でも, エンドタブの削除ないしはタブプレートの利用によって, 脆性的剥離破壊を確実に防止しうることが明確となった。

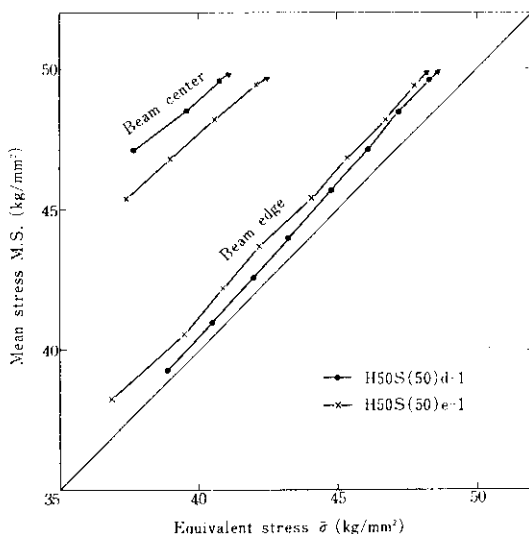


Fig. 19 Relationship between mean stress and "equivalent stress" (End tab cutting)

Table 11 Results of pull-out type fracture test (devised joint details)

Specimen	Load (t)		Stress in beam flange (kg/mm²)		D.F.	Fracture
	Y.P.	Max.	Y.P.	Max.		
H50S(50)d-1	649	938	37.1	53.6	15.4	Ductile
H50S(50)d-2	635	932	36.3	53.3	19.1	Ductile
H50S(50)e-1	627	924	35.8	52.8	18.6	Ductile
H50S(50)e-2	633	943	36.2	53.9	17.0	Ductile
H50S(50)f-1	634	922	(26.6) 36.2	(38.7) 52.7	11.9	Ductile
H50S(50)f-2	630	912	(26.4) 36.0	(38.2) 52.1	10.6	Ductile

(): Stress in the cross section contained tab plates

d : End tab cutting

e : End tab and fillet cutting

f : Tab plate use

5. 結 論

超極厚H形鋼を対象に、極厚部材を用いた柱はり接合部で危惧される脆性破壊のうち、柱フランジの剝離破壊に着目して一連の実験を行ったが、以下にその結果を要約する。

母材および溶接部の機械的性質については次のとおりである。

(1) 母材強度の異質性、異方性はあまり顕著でないが、靱性値にはH形鋼表面ほど高いという異質性、および圧延方向と直角なC方向、Z方向が低いという異方性が認められる。

(2) 柱はり接合部のT継手溶接部では、超極厚H形鋼フランジのH・A・Z-母材境界で靱性値が低下し、剝離破壊に対して最も脆弱な部分となる。

(3) 接合部を切欠付平板に置換のうえ、 ρ^* 説およびCOD説に基いて最低靱性値を基準に許容切欠長さを推定すれば、それぞれ5.4mm、9.2mmといずれも10mm以下の比較的小さな値となる。

接合部の構造性能については次のとおりである。

(1) 在来の設計・施工法による場合、はりフランジ厚50mmのものに限って高応力ながら変形能の低下を伴う脆性的剝離破壊をおこし、40mm以下でははりの延性破壊となる。

(2) 耐震設計で要求される層間変位確保に必要な柱はり接合部の変形能を検討したところ、剝離破壊では変形能が不足することが明らかとなった。

(3) エンドタブとはり縁との境界に存在する幾何形状的不連続部からスロークラックの進展が観察されたこと、および剝離破壊はすべて溶接端部を起点として発生することより、このクラックが破壊のイニシエーションとなっていると考

えられる。

(4) 高剛性の超極厚H形鋼フランジから塑性拘束を強く受けるため、はり端部の応力歪状態は、はり縁で最も苛酷になり、かつはり厚およびスチフナ厚の大なるほどその程度が顕著となる。このような現象は、通常寸法のH形鋼の場合とは全く異なるものである。

(5) 上記結果に基き、塑性域におけるはり端縁部の応力状態を相当応力にて詳細に検討したところ、はり厚50mmのものと40mm以下のものとは明確に区別され、塑性域における相当応力増大が剝離破壊発生の主要因の一つであることが判明した。

(6) (1)および(5)項より、はり厚40mm以下の場合には在来手法による接合部でも安全であるが、これを越えるはり厚の場合には何らかの処置が必要であると判断される。しかし、エンドタブを適切に処理すれば、イニシエーションクラックの発生防止はもとより、はり縁の相当応力低減をもはかれるので、接合部の詳細設計をくふうすることで剝離破壊を確実に防止できる。

(7) 具対的な対処法としてはエンドタブ削除が挙げられるが、施工性、経済性を考慮すればタブプレート使用がすぐれている。なお、超極厚H形鋼では柱スチフナはかえって接合部の拘束を増大させ、特にはりフランジの厚い場合には脆性的剝離破壊を助長するおそれがあるため、設計に際しては注意が必要である。

本研究に際し、種々有益なご指導をいただいた大阪大学佐藤邦彦教授、東京工業大学藤本盛久教授、ならびに大阪大学豊田政男助教授に対し深く感謝するとともに、研究当初より参画いただいた当社水島製鉄所管理部条鋼管理課中西輝行掛長、同検査課永倉義之、技術研究所厚板研究室上田修三主任研究員、同水島研究室森徳明主任研究員、岡部竜二の各氏に記して謝意を表する。

参 考 文 献

- 1) 加藤勉、森田耕次：日本建築学会論文報告集、(1969) 156, 1~10
- 2) 加藤勉、森田耕次ほか：日本建築学会論文報告集、(1970) 176, 11~16
- 3) 金沢武、町田進：日本造船学会論文集、(1972) 131, 345~354

- 4) 越賀辰夫, 田中甚吉ほか: 日本造船学会論文集, (1971) 129, 267~276
- 5) 佐藤邦彦, 豊田政男: 日本造船学会論文集, (1972) 131, 355~365
- 6) A. A. Wells: British Welding Journal, (1963) 10, 563~570
- 7) 越賀辰夫, 石原耕司: 日本造船学会論文集, (1968) 123, 244~250
- 8) 矢田敏夫, 酒井啓一: 石川島播磨技報, 9 (1969) 1, 44~50
- 9) W. Lardner: Proc. Roy. Lond. A317, (1970), 199~209
- 10) 金沢武, 町田進ほか: 日本造船学会論文集, (1971) 129, 247~256
- 11) 金沢武, 三村宏ほか: 日本造船学会論文集, (1971) 129, 237~246
- 12) 酒井啓一, 飯野暢: 日本造船学会論文集, (1970) 127, 227~237
- 13) H. Kihara, K. Masubuchi: Welding Journal, (1959) April, 159~168
- 14) 木原博, 金沢武ほか: 日本造船学会論文集, (1969) 125, 225~274
- 15) 木原博, 佐藤邦彦ほか: 溶接学会誌, 42 (1973) 2, 69~91
- 16) 山田稔, 辻文三: 日本建築学会大会学術講演梗概集, (1972) 10月, 1 275~1 276
- 17) 五十嵐定義, 井上一郎: 日本鋼構造協会, SAWED 小委員会資料 2-74, (1974)
- 18) J. D. Graham, A. N. Sherbourne, et al: AISC Publication, (1959)
- 19) Ben Kato, Koji Morita, et al: I.I.W. Doc. XV, 311, (1971)
- 20) 三木三省, 大庭浩: 川崎技報, (1967) 26, 15~23
- 21) 仲威雄, 斎藤光: 日本建築学会論文報告集, (1961) 63, 8~12
- 22) F. M. Burdekin, M. G. Dames: Instn. Mech. Engrs. (c5/71), 28~37
- 23) 山田嘉昭: 塑性力学, (1965), [日刊工業新聞社]