

2x L g5đ c ~ K 4 b d7†%Úo _6l M 9 \$x%`2

j 'v U £#ª ,q ,á] ÓU
£ M

O[¢

c ~ K 4 b d7†%Úo _%T% K>*2x L>F g5đb S4 ö+ ŁOf K S >R)E m P K4 [
c2x L>F g5đb \ f b C#œ @ q v+\$ E \ ^ ~>*.1=\$x_c Ł W b A X
[v d7†%Úo 1 \$, M 9 \$x_c>* ~ ¶| b0¿OE d 2 b >*c ~ ' Úâ" L @
2x < \ A _7H W Z d7†%Úo @\$, #ÕM G bO[l c>* b (ö ° ° _ | c ~) %& \
' b Q - \>* á » - " _ ~ ~ M %o ' ' Úâj Úµj [6 @>* á » - " b
Ñ~ c « ‡ ' ... Q#ÝK S \]_ b (ö ° ° v 6xM á » - " b4:)
^ #. @ d7†%Úo75 F _w [6 G \ & 1 K>* c ~ ' Úâ" L @ 2x <
b %o /\$x^ P 2 f L K S

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*

山 田 元 茂**

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.

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。

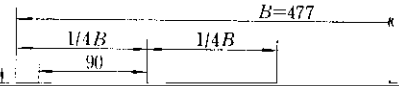
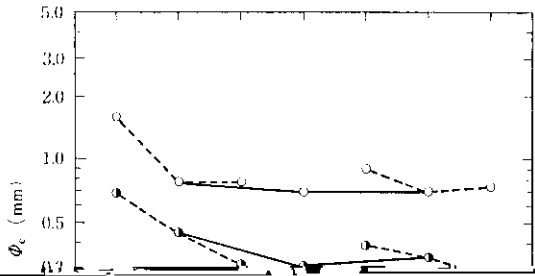


Table 2 Tensile test results of base metal

試験番号	引張強さ (MPa)	伸び (%)	試験結果
1	410	22	引張破断
2	410	22	引張破断
3	410	22	引張破断
4	410	22	引張破断
5	410	22	引張破断
6	410	22	引張破断
7	410	22	引張破断
8	410	22	引張破断
9	410	22	引張破断
10	410	22	引張破断
11	410	22	引張破断
12	410	22	引張破断
13	410	22	引張破断
14	410	22	引張破断
15	410	22	引張破断
16	410	22	引張破断
17	410	22	引張破断
18	410	22	引張破断
19	410	22	引張破断
20	410	22	引張破断
21	410	22	引張破断
22	410	22	引張破断
23	410	22	引張破断
24	410	22	引張破断
25	410	22	引張破断
26	410	22	引張破断
27	410	22	引張破断
28	410	22	引張破断
29	410	22	引張破断
30	410	22	引張破断
31	410	22	引張破断
32	410	22	引張破断
33	410	22	引張破断
34	410	22	引張破断
35	410	22	引張破断
36	410	22	引張破断
37	410	22	引張破断
38	410	22	引張破断
39	410	22	引張破断
40	410	22	引張破断
41	410	22	引張破断
42	410	22	引張破断
43	410	22	引張破断
44	410	22	引張破断
45	410	22	引張破断
46	410	22	引張破断
47	410	22	引張破断
48	410	22	引張破断
49	410	22	引張破断
50	410	22	引張破断



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、何らかの原因できれつ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。



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

で与えられる¹¹⁾。また幅 W なる有限板の場合には、

$$A \cdot W \cdot \sigma = \frac{c^2}{2} \cos \alpha$$

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ら

$$\cdot \ln \left| \frac{\sin(\chi + \varphi)}{\sin(\chi - \varphi)} \right| d\chi \dots\dots\dots (6)$$

$$\exp\left\{D_1(1 - 1)\right\} \cos^{-1} \left(C \right) \quad 100$$

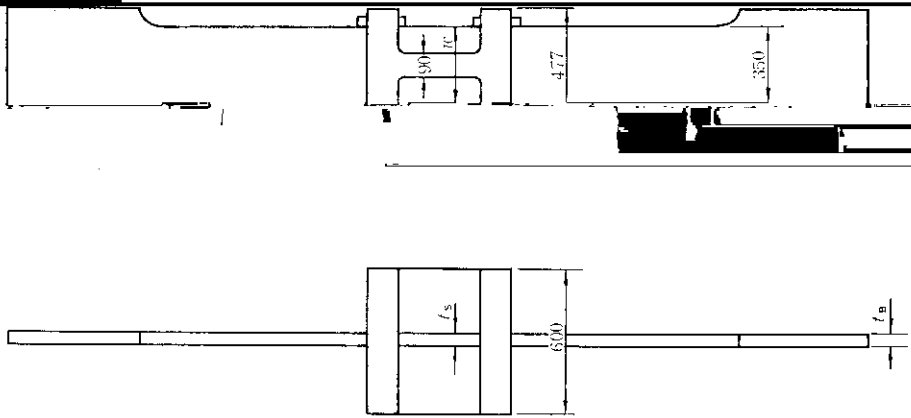
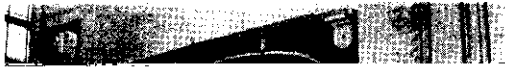


Fig. 8 (a) Test specimen

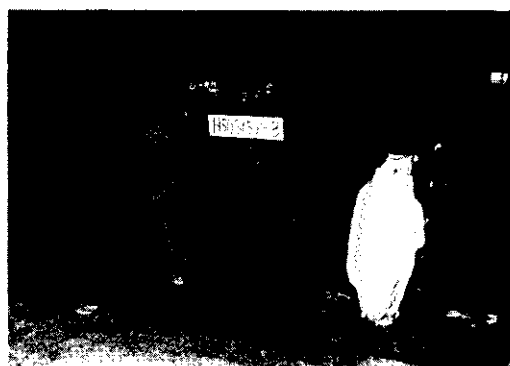




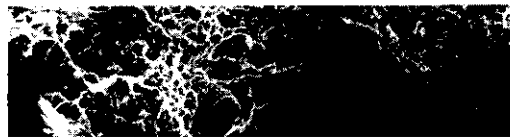
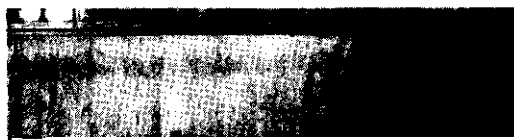
1000



(a) H50S(50)b specimen after test



(a) Pull-out type fracture



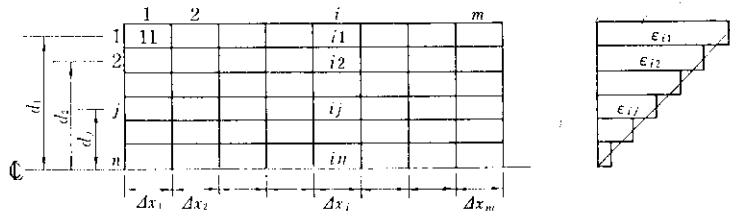


Fig. 11 Beam elements and their strain

4. 各要素の歪みは、各要素内で一定である。 CD: はりせい

歪は一定である。

BD: はりせい

(7) パネルゾーンのせん断応力 τ は一様に分布する。

として、内部エネルギー増分 (ΔEP) ははりの場合と同様に

Fig. 11 に示すようにはりを要素分割のとき、

各要素の歪を決定すると、 i 番目の断面の曲率 ϕ_i は

$$\phi_i = \epsilon_{ij} / d_j \dots\dots\dots (13)$$
 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、

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

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

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。

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



(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

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、この部分にははりフランジ縁との境界

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

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。

3・2・2 実験方法および測定方法

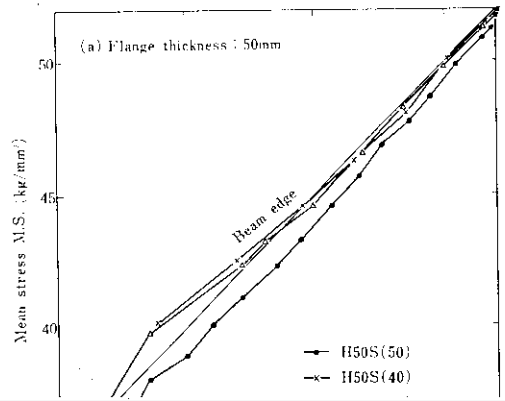
Specimen	t_B (mm)	t_S (mm)	w (mm)	Groove
H50S(50)	50	50	477	レ

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

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



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

超厚鋼材の測定方法は、超厚鋼材の測定方法と同様である。

と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である結果と言える。

以上のように、超厚鋼材 H 形鋼を柱材とした柱は、超厚鋼材の測定方法と同様である。

5. 結 論

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

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、

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

- 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