

# 圧延・爆着法によるチタンクラッド鋼板の接合界面の強度特性

金沢工業大学 工学部 機械工学科

教授 川並高雄

(平成元年度研究開発助成 AF - 89017)

## 1. 緒言

クラッド鋼を構造用部材として使用する場合、溶接部のほかに接合界面の強度が問題になる。現状のJISによるせん断あるいは引張強さが、必ずしも接合界面の強度を代表するものとはいえず、接合界面の欠陥あるいはき裂の存在を考慮した場合、破壊は、き裂先端近傍の応力状態に支配されるため、破壊じん性値を用いて接合部の強度評価を行うことは意義があると考えられる。

本研究では、圧延、爆着及びHIP法により製作したチタンクラッド鋼板を対象として金属学的な基礎調査（組織観察・硬度分布・EPMA線分析）と強度特性（破壊じん性試験・疲労き裂進展試験・引張試験）の評価を行った。

## 2. 試験材

### 2.1 化学成分

母材である極低碳素鋼の化学成分をTable 1に示す。炭素含有量を3水準に設定した。

合せ材は、工業用純チタン TP28Hと TP35Hである。TP28Hは爆着材、板厚20mmのTP35Hは圧延材、板厚4mmのTP35HはHIP材に使用した。合せ材の化学成分及び機械的性質をTable 2に示す。

### 2.2 製造法

供試材の製造工程及び製造条件をFig.1に示す。

Table 1 Chemical composition of base materials.

Materials	Chemical composition (wt. %)							
	C	Si	Mn	P	S	Al	O	N
Ultra-low carbon steel	0.005	0.01	0.01	0.001	0.0017	0.001	0.0057	0.0020
	0.012	0.01	0.01	0.001	0.0018	0.001	0.0066	0.0020
	0.030	0.01	0.01	0.002	0.0013	0.001	0.0060	0.0029

Table 2 Chemical composition and mechanical properties of clad materials.

Materials	Chemical composition (wt. %)						Mechanical properties			
	H	O	N	Fe	Ti	Bal.	Ts MPa	Ys MPa	EI %	Hv
TP28H t= 3.2mm	0.005	0.047	0.040	0.029	Bal.		333	186	46	125
TP35H t=20.0mm	0.008	0.095	0.040	0.046	Bal.		382	304	32	146
TP35H t= 4.0mm	0.008	0.103	0.050	0.069	Bal.		422	314	40	154

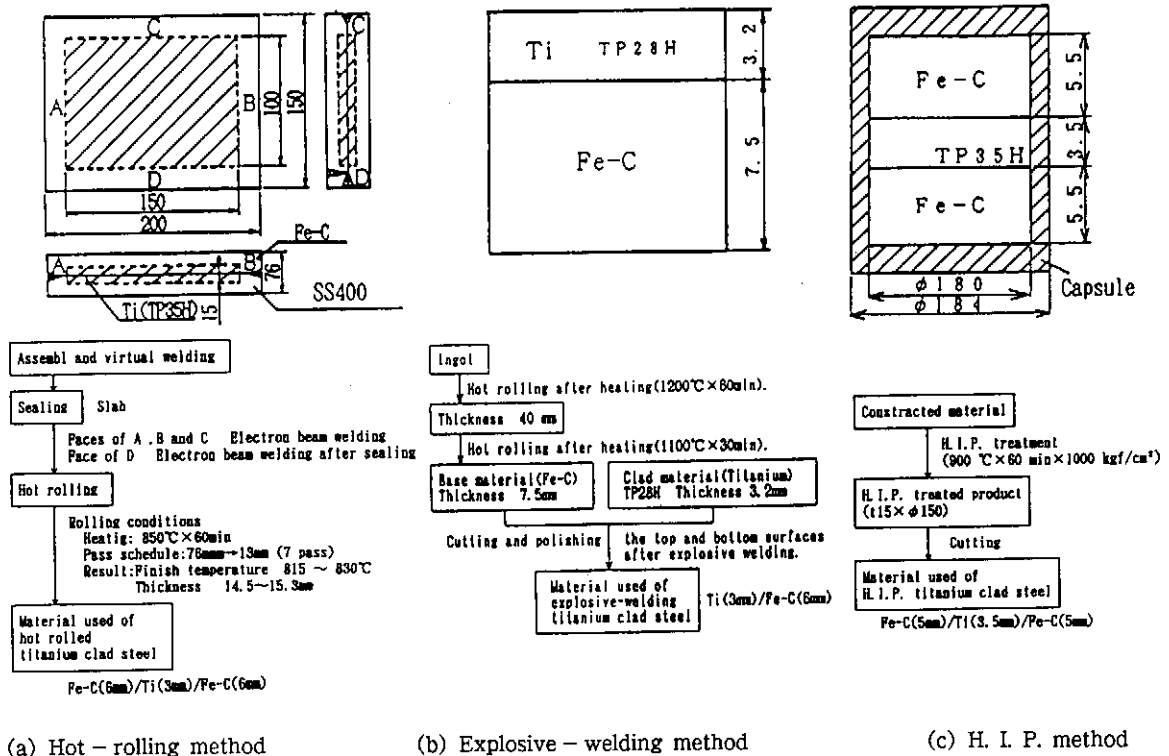


Fig. 1 Manufacturing process and bonding conditions of clad steel.

### 3. 金属組織

#### 3.1 組織観察

Photo.1 に接合界面近傍の組織観察結果を示す。圧延材及びHIP材は、比較的平滑な接合界面であるのに対し、爆着材は、特有の波状模様を形成している。また、HIP材の接合界面には、50  $\mu\text{m}$  程度、圧延材には、5  $\mu\text{m}$  程度の析出層が認められた。

Table 3 EPMA line scanning conditions.

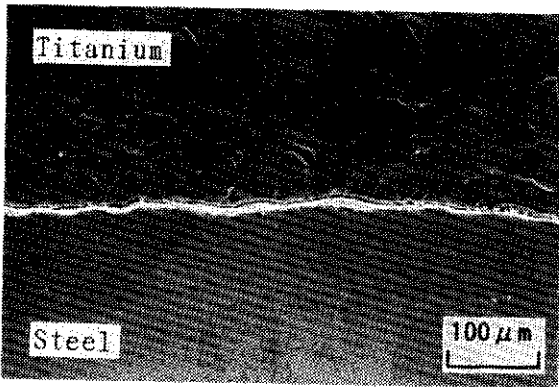
Probe size	1 $\mu\text{m}$ $\phi$
Analysis element	Ti, Fe
Accelerating voltage	25 kV
Feed velocity (Test piece)	100 $\mu\text{m}/\text{min}$

#### 3.2 EPMA線分析

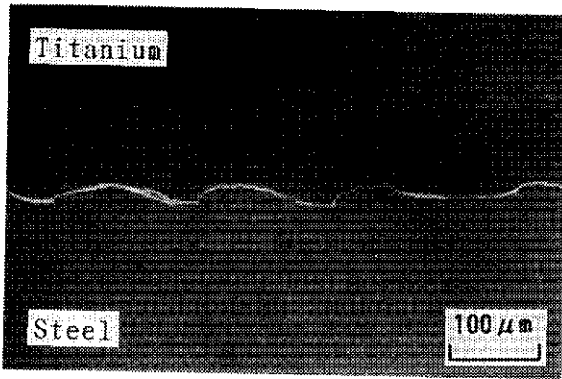
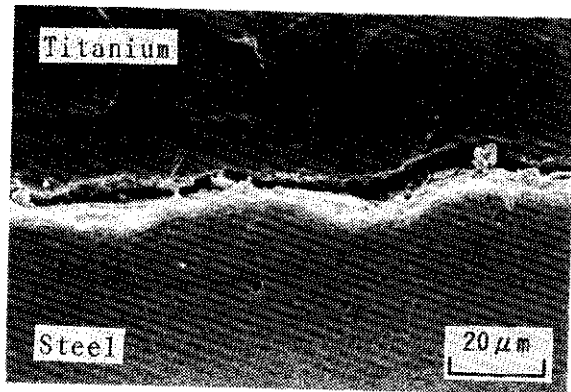
EPMA線分析により、TiとFeの相互拡散状態を調査した。分析試料の母材炭素含有量はいずれも0.005wt%である。分析条件をTable 3に、線分析結果をFig.2に示す。HIP材の相互拡散幅が最も広く、圧延材及び爆着材は、ごく僅少であることがわかる。拡散幅をTi、FeそれぞれのX線強度が5%となる位置で比較するとTable 4のような値を示す。

Table 4 Width of diffusion layer with each bonding method.

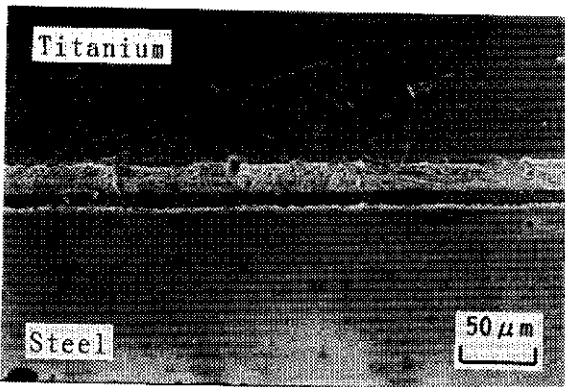
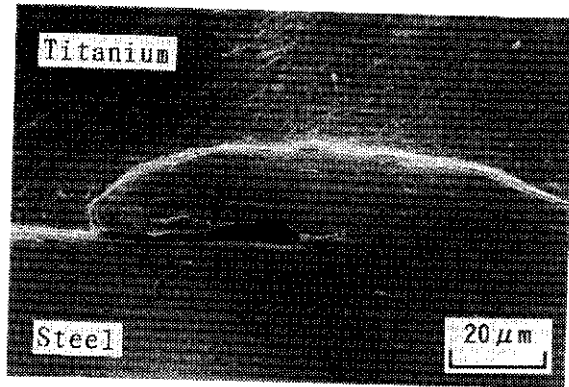
Hot-rolling method	Explosive-welding method	H. I. P. method
5 $\mu\text{m}$	2 $\mu\text{m}$	50 $\mu\text{m}$



(a) Hot-rolling method



(b) Explosive-welding method



(c) H. I. P. method

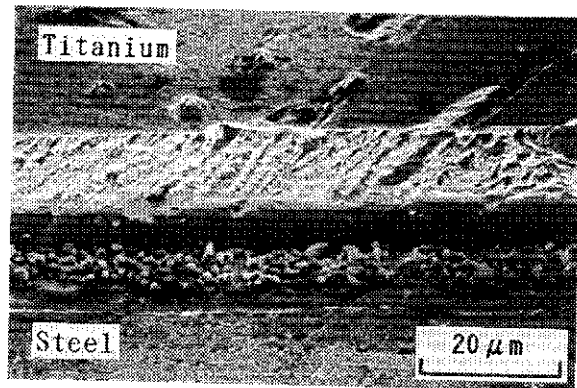


Photo. 1 Microstructure of Ti/Fe bonding interface.

### 3.3 硬度分布

接合界面近傍の硬度分布結果をFig.3に示す。試料は腐食処理を行っていない。試験機は、JIS B 7725に準拠したものを、測定はJIS Z 2244に従った。

硬さの算出は、次の式により行った。

$$HV = 2 \sin 68^\circ (P/d^2) = 1.8544 (P/d^2)$$

HV：ヴィッカース硬さ

P：荷重 [kgf]

d：圧痕の対角線長さの平均値 [mm]

爆着材及びHIP材に接合界面近傍での顕著な硬度上昇が認められる。爆着材の場合塑性流動に起因する加工硬化、HIP材では、接合時に長時間高温に保持されることによる

厚いぜい弱層の生成が原因であると考えられる。

また、圧延材及び爆着材において母材の炭素含有量の増加に伴い、接合界面近傍での硬度上昇が見受けられる。析出層の生成が関与しているものと考えられる。

### 4. 強度試験

CT (Compact type) 試験片・三点曲げ試験片・引張試験片をFig.4に示す行程で製作した。なお、HIP法の強度試験片は、製作工程中のEB (Electron beam) 溶接時に接合部よりはく離れたため、強度試験は圧延材と爆着材についてのみ行った。

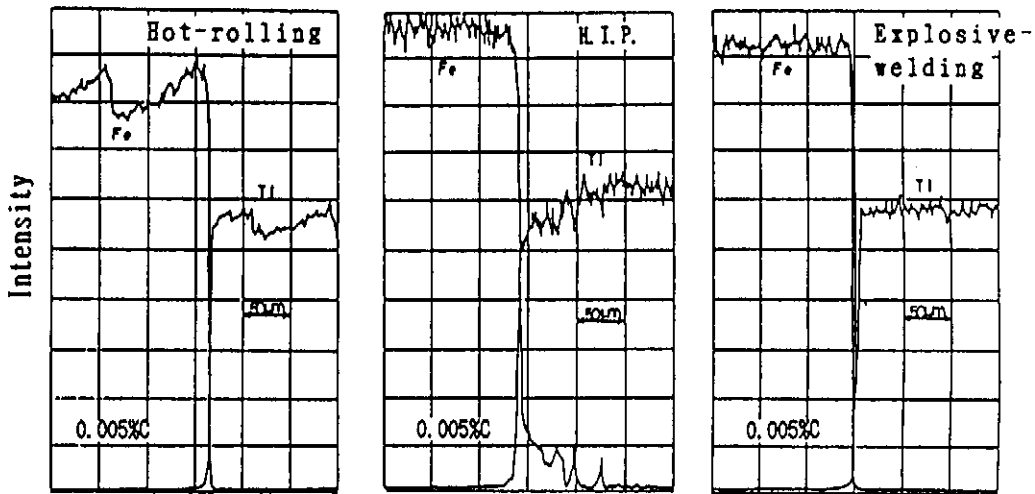


Fig. 2 Results of EPMA line scanning across the bonding interface.

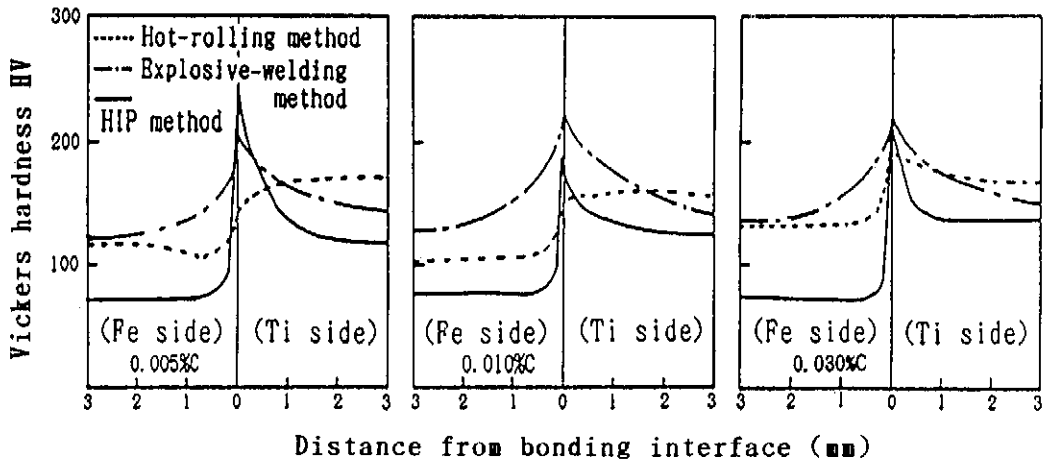


Fig. 3 Comparison of hardness distribution.

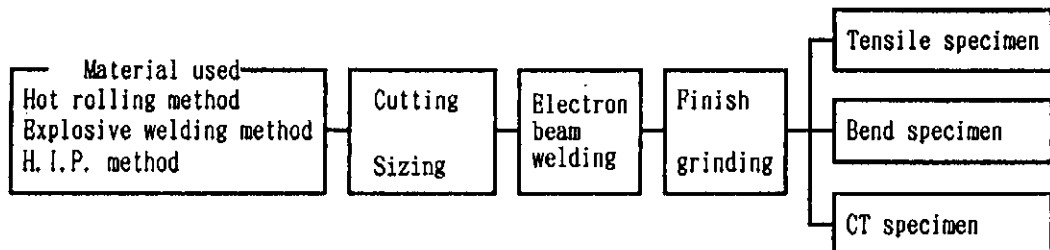


Fig. 4 Working process of specimens.

#### 4. 1 引張試験

Fig.5に示すJIS4号試験片を用い、インストロン型引張試験機で行った。その結果をTable 5及びPhoto.2に示す。圧延材は、いずれも接合部で破断し、著しい塑性変形は伴わなかった。一方、爆着材は、試験片製作時の継手加工時に行ったEB溶接部で破断した。

Table 5 Results of tensile test.

Bonding method	Tensile strength MPa	Elongation $\times 10^{-3}\%$	Break position
Hot - rolling	218	6.20	Bonding interface
	247	7.74	
	269	7.73	
Explosive - welding	217	6.82	Welded zone

#### 4. 2 疲労き裂進展試験及び破壊じん性試験

##### (a) 予き裂導入

破壊靱性試験は、三点曲げ試験片 (Fig.6 (a))、疲労き裂進展試験は、CT試験片 (Fig.6 (b)) を用いてASTM規格に準拠して行うこととした。

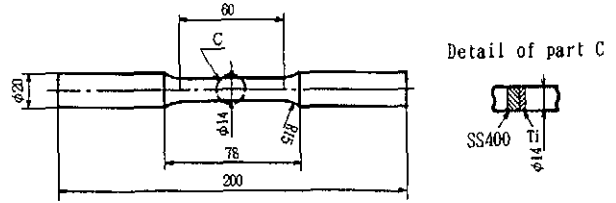
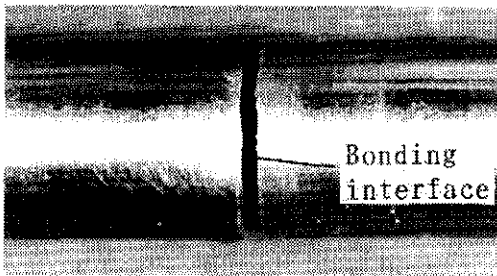
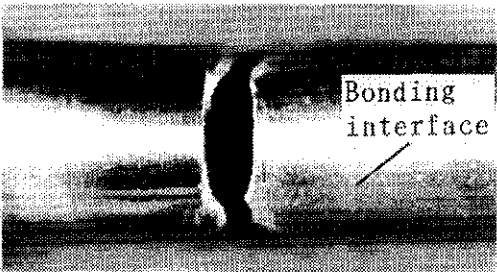
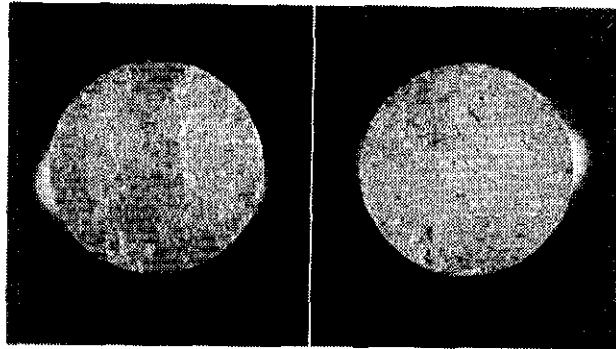


Fig. 5 The size and shape of specimen.



(a) Hot - rolling method



(b) Explosive - welding method

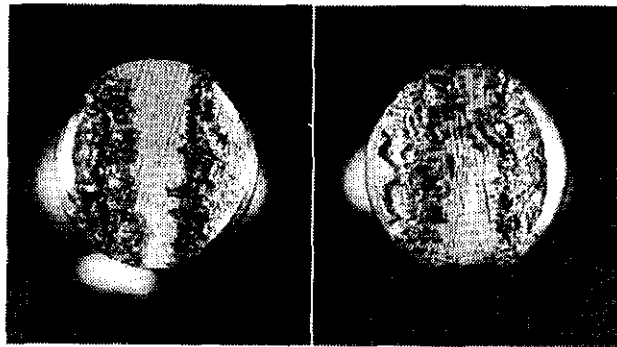
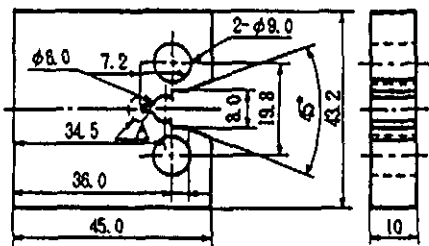
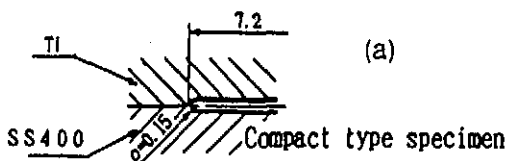


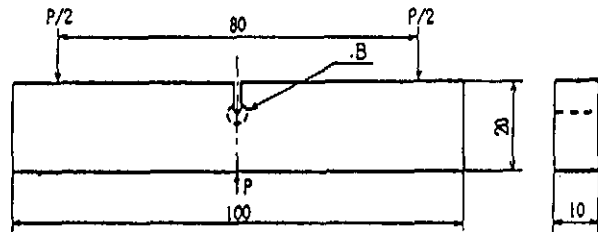
Photo. 2 Results of tensile test.



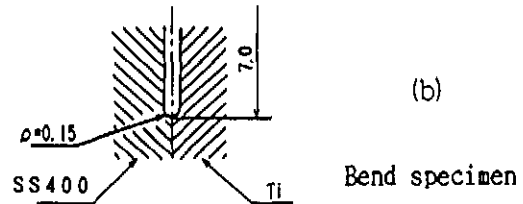
Detail of part A



(a)



Detail of part B



(b)

Bend specimen

Fig. 6 Shape of compact type and bend specimen.

破壊じん性及び疲労き裂進展試験法は試験に先立って繰返し荷重による予き裂の導入が決めている。それぞれの試験片に対し、ASTMに準拠した予き裂の導入を試みた。

予き裂導入の結果をFig.7に示す。圧延材は、き裂を確認する前に接合界面で急速に破断し、爆着材は、母材中でき裂が進展するため、繰返し荷重で予き裂を導入することは困難であり、Fig.8に示す手法により 切削砥石と厚さ0.2mmに加工したハンドソーを用いて人工加工し、これを疲

勞き裂とした。以上のような理由により、疲労き裂進展試験の実行は断念し、三点曲げ・CT試験片を用いて破壊じん性試験を行うこととした。

(b) 破壊じん性試験

破壊じん性試験は、島津製作所製サーボパルサー(A1000)を用い、ASTM E 399に準じて行った。結果をTable 6に示す。

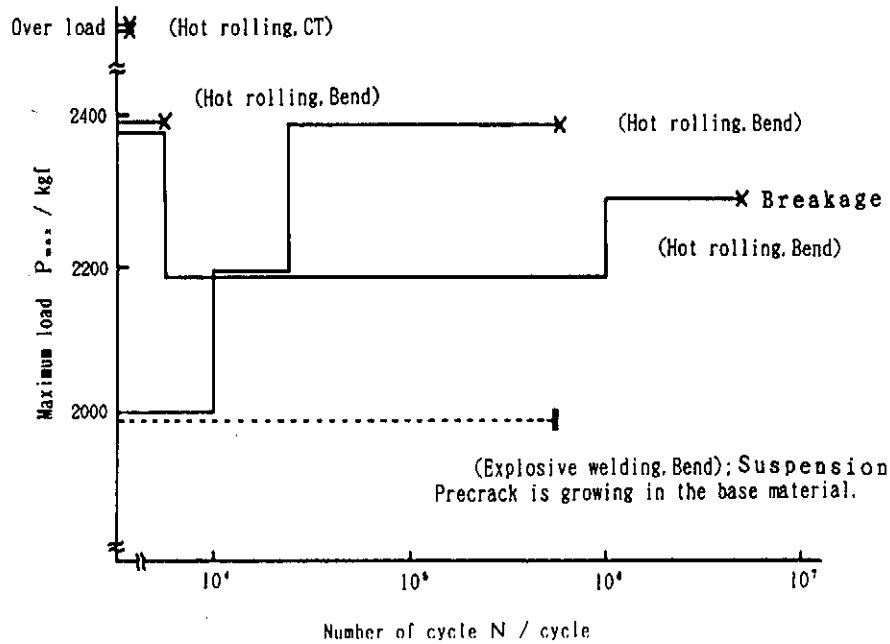


Fig. 7 Results of precracking.

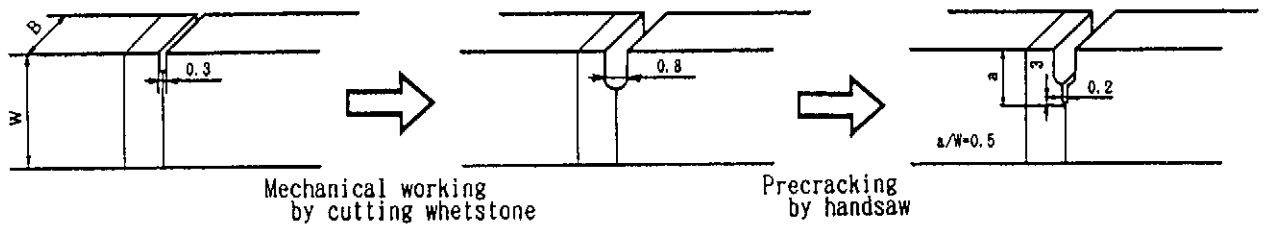


Fig. 8 Detail of precracking.

Table 6 Results of fracture toughness test.

Bonding method	Shape of specimen	$\sigma_{Y1}$ : Mild steel		$\sigma_{Y3} : (\sigma_{Y1} + \sigma_{Y2}) / 2$		$\sigma_{Y2}$ : Titanium	
		$K_{Ic} (*K_{Ic})$ MPa·m <sup>1/2</sup>	$\sigma_c \times 10^{-6}$ m	$K_{Ic} (*K_{Ic})$ MPa·m <sup>1/2</sup>	$\sigma_c \times 10^{-6}$ m	$K_{Ic} (*K_{Ic})$ MPa·m <sup>1/2</sup>	$\sigma_c \times 10^{-6}$ m
Hot-rolling method	Compact type specimen	* 10.6	1.28	*10.6	1.71	*10.6	2.47
		* 13.6	2.79	13.6	3.50	13.6	4.76
		14.0	2.63	14.0	3.38	14.0	4.72
		14.0	2.63	14.0	3.38	14.0	4.71
Hot-rolling method	Bend specimen	* 11.0	2.46	*11.0	2.83	*11.0	3.75
		* 12.3	2.72	*12.3	3.30	12.3	4.33
		17.4	5.34	17.4	6.50	17.4	8.55
		18.5	5.28	18.5	6.59	18.5	8.92
Explosive-welding method	Compact type specimen	31.1	13.9	31.1	17.6	31.1	24.2
		46.4	140	46.4	148.1	46.4	163
		43.2	26.1	43.2	33.2	43.2	45.9
		45.8	30.4	45.8	38.5	45.8	52.7
	Bend specimen	39.4	296	39.4	302	39.4	312
		46.2	96.0	46.2	104	46.2	119
		34.6	80.8	34.6	85.3	34.6	93.5
		40.8	70.4	40.8	76.8	40.8	88.1

$$K = \frac{P}{BW^{1/2}} f(a/W) \quad (1)$$

$$f(a/W) = \frac{(2+a/W)(0.866+4.64a/W-13.32a^2/W^2+14.72a^3/W^3-5.6a^4/W^4)}{(1-a/W)^{3/2}}$$

P : 荷重 (kN)  
 B : 板厚 (m)  
 W : 板幅 (m)  
 a : き裂長さ (m)

$$K = \frac{P S}{BW^{3/2}} f(a/W) \quad (2)$$

$$f(a/W) = \frac{3(a/W)^{1/2} [1.99-(a/W)(1-a/W)(2.15-3.93a/W+2.72a^2/W^2)]}{2(1+2a/W)(1-a/W)^{3/2}}$$

P : 荷重 (kN)  
 B : 板厚 (m)  
 S : スパン (m)  
 W : 板幅 (m)  
 a : き裂長さ (m)

$$\delta = \frac{(1-\nu^2) K^2}{2\sigma_y E} + \frac{0.4(W-a)V_p}{0.4W+0.6a+Z} \quad (3)$$

$V_p$  : クリップゲージの塑性成分  
 Z : ナイフエッジ高さ

$$B \text{ and } a \geq 2.5(K/\sigma_y)^2 \quad (4)$$

B : 板厚  
 a : き裂長さ

K値の計算は、CT試験片の場合(1)式、三点曲げ試験の場合(2)式により算出した。また、応力拡大係数による強度評価は、圧延材のようにき裂先端に生じる塑性領域十分小さい場合に有効であるが、塑性領域が広範囲に及と思われる爆着材においては、応力拡大係数による評価みでは不十分と考え、き裂先端開口変位 $\delta$  ((3)式)による評価も併せて示した。爆着材における $\delta$ 値に大きなばらつきを生じたのは、予き裂先端の組織相の差異が反映したのと考えられる。

なお、平面ひずみ状態の判定及び $\delta$ 値の計算は、母材・接合界面・合せ材中で破断した場合を想定して行い、接合界面の場合、母材・合せ材の相加平均降伏強度を用いた。

平面ひずみ状態の判定は、(4)式により行った。

### 4.3 X線回析

Fig.9に破壊じん性試験後の破面のX線回析結果を示す。爆着材はチタン側破面にFeが多く検出されたことにより、母材中でき裂が発生・伝播したものと考えられる。圧延材は、チタン・鋼側ともにTiC、 $\beta$ -Ti、FeTiが少量検出されたことより、接合界面で破断したものと推定される。

引張試験においても強度は、ほぼ同一レベルであったが、圧延材は接合部で破断したのに対し、爆着材は継ぎ手部で破断しており、上述の推論と符合した結果となっている。また、母材の炭素含有量による $K_c$ 値の明確な差異は認められなかった。

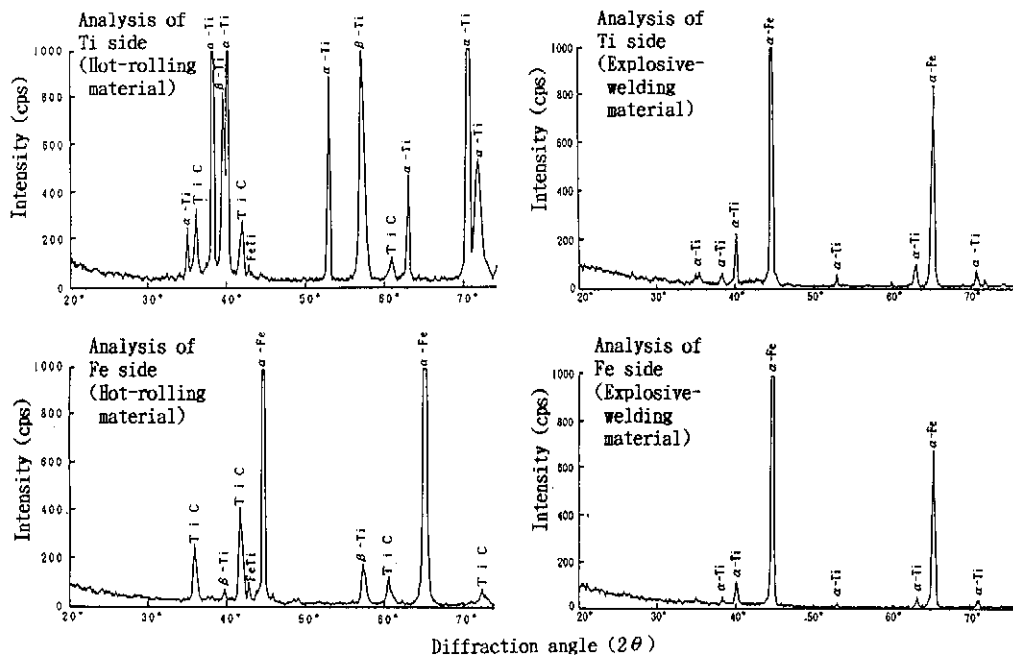


Fig. 9 Results of X-ray diffraction pattern on the fracture appearance.  
(Dr.Fumio Kurosawa / NSC)

## 5. 結 言

チタンクラッド鋼の基本的な性質を組織観察、接合界面近傍の硬度分布調査、EPMA 線分析などから明らかにし、強度評価として引張試験、破壊じん性試験及びき裂進展試験のチタンクラッド鋼への適用を試みた結果、以下のことがわかった。

- (1) 接合界面の形状は、HIP法が最も直線的であり、爆着法は特有の波状模様を形成していた。
- (2) HIP法には他の製造法に比して、厚い析出層が存在し、圧延・爆着法にはほとんどみられなかった。
- (3) 破壊じん性試験により、圧延材より爆着材の方が高い  $K_{IC}$  値を示すことがわかった。
- (4) 破壊じん性試験において、圧延材に比して、爆着材の方が予き裂の加工状態の影響を受けやすい。
- (5) 圧延材は、接合界面で破断していた。
- (6) 爆着材は、チタン側破断面より多くのFeが検出されており、接合界面から破断していないものと推測される。
- (7) 圧延材の接合界面に、Table 7に示す金属間化合物を確認した。

更に、破壊じん性試験での人工的な予き裂の導入や降伏強度の取り扱いについては、なお議論が必要であると思われる。

文末ながら本研究を助成された天田金属加工機械技術振興財団に深謝致します。また、当研究室の大学院生 白砂修一君（現 新日本製鐵）、白銀重徳君（現 三菱重工）の真摯な努力に感謝します。

Table 7 Results of X-ray diffraction.

Bonding method	Analysis side	
	Titanium side	Steel side
Hot-rolling	$\alpha$ -Ti, $\beta$ -Ti, TiC	$\alpha$ -Fe, $\beta$ -Ti, TiC, FeTi
Explosive-welding	$\alpha$ -Ti, $\alpha$ -Fe	$\alpha$ -Ti, $\alpha$ -Fe

## 発表文献

- 1) 川並高雄、白砂修一、白銀重徳、黒澤文夫：チタンクラッド鋼板の接合強度に関する研究、第42回塑性加工連合講演会、(1991)、655。
- 2) 川並高雄、白砂修一、白銀重徳：チタンクラッド鋼板の接合界面に関する研究、第42回塑性加工連合講演会、(1991)、659。
- 3) 川並高雄：圧延によるチタンクラッド鋼の開発、平成4年度塑性加工春季講演会技術懇談会(1)、(1992)、58。
- 4) T.Kawanami, S. Shirasuna, S. Shirogane and A. Segawa : An Investigation of the Characteristics of Bonding Strength in Titanium Clad Steel., 7th World Conf. of Titanium, (1992), San Diego, in press.