

中・常温压力容器用350℃降伏強さ35kg/mm² 保証鋼の開発

Development of a Steel Plate for Pressure Vessels Having Yield
Strength over 35kg/mm² at 350°C

森 裕*
Hiroshi Mori

大 橋 延 夫**
Nobuo Ohashi

鎌 田 晃 郎***
Akio Kamada

広 瀬 圭 介****
Keisuke Hirose

上 田 修 三***
Syuzo Ueda

西 山 昇*****
Noboru Nishiyama

嶋 津 好 明*****
Komei Shimazu

久 世 富士夫*****
Fujio Kuze

Synopsis:

The Al-killed fine grain steel, KHY 35, containing small amounts of Mo, V and Nb and having yield strength over 35kg/mm² at 350°C has been developed. This steel is suitable for pressure vessels at moderate temperature below "creep range" which are designed in accordance with the ISO standards of high stress.

The normalized and tempered steel plate (75mm thick) of an industrial heat shows normal sulfurprint and macro-etched structure and satisfies the specification: the yield strength ($\geq 44\text{kg/mm}^2$), the tensile strength ($\geq 60\text{kg/mm}^2$) and the elongation ($\geq 18\%$) at room temperature, and also the yield strength ($\geq 35\text{kg/mm}^2$) at 350°C in tensile tests, and absorbed energy ($\geq 3.2\text{kg}\cdot\text{m}$ at 0°C) in 2mm V-notch Charpy impact tests. K_{IC} value at 0°C in the three points bend test is $424.0\text{kg}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$, thus showing a very low brittle fracture susceptibility. Tensile, impact and bend properties of covered electrode arc and submerged arc welded joints with the heat-inputs of 24.3~60.6kJ/cm are excellent. Stress relieving heat treatments at 550°~620°C for 450min followed by furnace cooling can be applied without deterioration of properties at welded parts. Low cycle fatigue strengths at R.T. and 350°C of base plates and weld joints are also good.

Large diameter head plate was formed by hot spinning and it was found good in strength, ductility and toughness.

1. 緒 言

最近、各種化学工業の目覚ましい発展に伴って
中・常温域（クリープを考慮なくてよい温度領

域）で使用される化学プラント用压力容器の需要
が急速に増加している。わが国においてもこの需
要に対処するため、容器の経済的な製造方法を早
急に確立する必要がある、その方法の一つとして、

* 技術本部鋼材技術部部長

*** 技術研究所厚板研究室主任研究員・工博

***** 技術研究所溶接研究室主任研究員

***** 千葉製鉄所管理部検査課

〔昭和52年10月12日原稿受付〕

** 技術研究所厚板研究室室長・工博

**** 千葉製鉄所管理部厚板管理課課長

***** 技術本部鋼材技術部大阪鋼材技術室主査

容器を軽量化する可能性が検討されつつある。容器の軽量化は、本体価格はもちろんのこと、基礎工事費、輸送費などを含めたプラント全体の経済性を高めるうに大きく寄与することは明白である。さてこのためには容器の肉厚を薄くすること、換言すれば高応力設計を行うことが必要であり、またそれを実現するためには使用温度において必要の高強度を保証する鋼材が不可欠である。一方、わが国の圧力容器に関する法令および規格は、米国のASME "Boiler & Pressure Vessel Code" Section VIII, Division 1を基本としているため高応力設計ができず、近年ボイラー、圧力容器などの大型化に伴い、使用鋼材はますます厚肉化しているのが実状である。設計応力の点で同じ状況にある米国では、1968年に上記Section VIIIをDivision 1およびDivision 2に分割し、Division 1では従来どおり安全率を引張強さに対して4とする基準を採用したが、Division 2では設計応力を高めるため、種々の付帯条件の下に安全率を引張強さに対しては3、降伏強さに対しては1.5とし、その小さい方の応力で設計すべきことを定めた（現在一般に用いられている鋼材では、引張強さの1/3の方が降伏強さの1/1.5より小さくなるので、前者の応力で設計されるのが実状である）。

一方、欧州とくにドイツでは降伏強さ基準の設計に豊富な実績をもち、安全率は降伏強さに対し

てのみ1.5とする高応力設計が行われている。

ISOも圧力容器規格の国際標準化を図り、原案DIS 2694 "Pressure Vessels"を作成したが、安全率としては常温における引張強さに対して2.4、設計温度における降伏強さに対して1.5を採用し、その小さい方の応力で設計する基準を設けた（昭和52年8月現在未採択）。

このような状況において、わが国でも高応力設計の必要性が高まってきたため、日本工業標準調査会圧力容器専門委員会は特定圧力容器構造規格を改定するために、その原案作成を高圧ガス保安協会へ依頼しており、現在ISOの基準案を導入する方向で審議が行われている。

ISOレベルの高応力設計を行うためには、基準設計応力として引張強さの1/2.4が採用できること、換言すれば設計温度における降伏強さの1/1.5が引張強さの1/2.4を上まわっていることが保証されている新しい鋼材を使用する必要がある。この意味で、従来から中・常温域における降伏強さが保証されている鋼種を数多く実用化している西独の代表的な規格、組成および機械的性質をTable 1に示す。WB25、WB30およびWB35はMannesmann社が開発した鋼種で、いずれもMo-V鋼である。このうちWB35はVを多量に含有するため、溶接性とともに溶接部の再熱われ感受性に問題を残している。一方、WB36はPhönix社が開発したMo-Ni-Cu-Nb

Table 1 Specifications for high yield strength steels in Germany

Steel	Chemical compositions (wt%)											Tensile properties			Charpy impact properties					
	C	Si	Mn	P	S	Mo	V	Nb	Cu	Ni	Cr	R. T.			350°C	DVM (kg·m)			ISO-V (kg·m)	
												Y.P. (kg/mm ²)	T.S. (kg/mm ²)	El. * (%)	Y.S. (kg/mm ²)	-20°C	0 °C	+20°C	0 °C	+20°C
WB 25 ¹⁾	≤0.20	0.20 ~0.50	1.00 ~1.50	≤0.035	≤0.035	0.10 ~0.30	≤0.10	—	—	—	—	≥36	52 ~66	≥1200 T.S.	≥25	≥3.5	≥4.2	≥4.2	≥3.2	≥4.0
WB 30 ²⁾	≤0.20	0.20 ~0.50	1.20 ~1.60	≤0.035	≤0.035	0.15 ~0.35	≤0.15	—	—	—	—	≥41	55 ~70	≥1200 T.S.	≥30	—	—	≥4.2	≥3.2	—
WB 35 ³⁾	≤0.19	0.20 ~0.50	1.40 ~1.70	≤0.035	≤0.035	0.20 ~0.50	≤0.19	—	—	(≤1.6)	—	≥44	60 ~75	≥1200 T.S.	≥35	—	—	≥4.2	≥3.2	—
WB 36 ⁴⁾	≤0.17	0.25 ~0.50	0.80 ~1.20	≤0.035	≤0.035	0.25 ~0.50	—	0.02 ~0.80	0.50 ~0.80	1.00 ~1.30	—	≥44	62 ~77	≥1200 T.S. ≥16	≥36	—	—	≥4.2	≥3.2	—
BHW 35 ⁵⁾	0.10 ~0.16	0.10 ~0.50	1.00 ~1.60	≤0.025	≤0.025	0.20 ~0.40	—	0.005 ~0.015	—	0.60 ~1.00	0.20 ~0.40	≥40	58 ~75	≥18	≥34	—	—	≥4.2	≥3.2	—
WEL-MONIL 35 ⁶⁾	≤0.15	0.20 ~0.50	1.10 ~1.50	≤0.035	≤0.035	0.20 ~0.50	≤0.05	—	—	0.80 ~1.60	—	≥44	60 ~75	≥18	≥35	—	—	≥4.2	≥3.2	—

1)~4) and 6) : August Thyssen-Hütte AG, Mannesmannröhren-Werke AG and Thyssen Niederrhein AG

5) Rhein Stahl Hüttenwerke AG

* $L_0 = 5d_0$

鋼, BHW35はRheinstahl社が開発したMo-Ni-Cr-Nb鋼, WELMONIL35はThyssen Niederrhein社が開発したMo-V-Ni鋼であり, これらはいずれも溶接性を重視した組成であるといえるが, Ni含有量が高いため製造コストが高いと予想され, 容器の軽量化のメリットを損なうことが懸念される。

わが国では, これらに匹敵する機械的性質をもつ鋼材は従来压力容器には実用されておらず, 前述のような容器設計基準の改訂を行う前提として, 溶接性および経済性を兼ね備えた新しい高強度鋼の開発が切望されてきた。そこで日本溶接協会はこのような新鋼材を同協会規格として制定するべく, 「中・常温压力容器用鋼材規格作成委員会 (略称PMS委員会)」を設置し審議を進め, 昭和52年12月に中・常温压力容器用高強度鋼鋼板規格(WES 3005-1977)および鍛鋼品規格(WES 3006-1977)が制定された。これに先立ち当社では, この目的に適合する一連の新しい高強度鋼を開発するために, まず実験室溶解の小型鋼塊を用いて高温強度に及ぼす種々の合金元素の影響を系統的に調べ^{1,2)}, その結果に基づき350°Cでの降伏強さ35kg/mm²および25kg/mm²保証鋼としてそれぞれMo-V-Nb鋼 (仮称KHY35) およびMo-V鋼 (仮称KHY25) を工場試作した。この試作にあたっては千葉大学工学

部鶴戸口英善教授を委員長とするHTY (High Temperature high Yield strength steel) 委員会*を組織し, これらの鋼の実用性能を確認するため種々の共同研究を行った。本報はHTY委員会で得られたKHY35に関する研究結果³⁾のうち, 当社で行った母材の機械的性質, 加工性, 溶接性, 溶接継手性能, 低サイクル疲労特性などの試験結果および(株)北海鉄工所における鏡板加工性試験の結果をとりまとめたものである。

2. 供試鋼板の製造

Table 1に示したように欧州で汎用されている鋼材の諸規格は, 中・常温压力容器用鋼の機械的性質として妥当な保証値を示しており, わが国における压力容器メーカーの切望する要求性能に一致するものとみなせるので, これらに基づいて当社では350°C降伏強さ35kg/mm²保証鋼として, Table 2に示す成分および機械的性質の暫定規格を設定した。なお成分規格の設定に際しては, 当社における小型鋼塊を用いた実験結果をも参考にした。

Table 2に示す機械的性質を目標とするKHY35として, Table 3に示す化学成分のMo-V-Nb系Al処理細粒鋼を85t LD転炉にて溶製し, 23t 扁平鋳

Table 2 Provisional specifications (Kawasaki Steel Corp.) of KHY 35 steel for moderate temperatures service

Steel	Chemical compositions (wt%)							Tensile properties				Charpy-impact property
	C	Si	Mn	P	S	Mo	V+Nb	R.T.			350°C	ISO-V 0°C (kg·m)
								Y.S. (kg/mm ²)	T.S. (kg/mm ²)	El. ($L=5d$) (%)	Y.S. (kg/mm ²)	
KHY 35	≤0.20	≤0.60	0.80 ~1.70	≤0.035	≤0.035	0.10 ~0.50	≤0.19	≥44	≥60	≥18	≥35	≥ 3.2

Table 3 Chemical compositions of an industrial test heat

(wt%)

Sample	C	Si	Mn	P	S	Al	Mo	Nb	V	C _{eq}
Ladle	0.18	0.41	1.54	0.021	0.006	0.034	0.33	0.048	0.042	0.54
Check	0.17	0.42	1.58	0.019	0.007	0.034	0.32	0.048	0.042	0.52
WES standard PMS35*	≤0.19	0.15~0.60	0.80~1.70	≤0.035	≤0.035		0.15~0.50	≤0.05	≤0.10	

* Ni, Cr, etc. may be also added singly or in combination to steel, if necessary

$$C_{eq} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Si}{24} + \frac{Ni}{40} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{4} + \frac{V}{14} (\%)$$

* HTY委員会構成: 石川島播磨重工業(株), 大阪鉄鋳機械(株), 東洋エンジニアリング(株), バブコック日立(株), 日立造船(株), (株)北海鉄工所, 三井造船(株), 以上5音順, 川崎製鉄(株)

型に下注ぎした。これをユニバーサル式分塊圧延機により分塊圧延後、4重逆転式厚板圧延機を用いクロスローリング法により板厚75mmに圧延した。この鋼板について、ローラーハース式無酸化連続炉で $930^{\circ}\text{C} \times 75\text{min} \rightarrow \text{A.C.}$ の焼ならしを、つづいてローラーハース式直火連続炉で $650^{\circ}\text{C} \times 150\text{min} \rightarrow \text{A.C.}$ の焼もどしを行った。なお、本試験材の化学組成 (Table 3 参照) はその後制定された日本溶接協会規格 PMS 35 を満足するものであり、目標性能 (Table 2 参照) は同規格と同一である。

3. 確性試験結果および考察

3.1 母材特性

3.1.1 内部性状

鋼板の表面および全面にわたり、JIS G 0801にしたがって超音波探傷試験を行った結果、有害と思われる欠陥は検出されなかった。さらに、圧延方向に直角な断面について JIS G 0560 によるサルファープリントおよび10%硝酸水溶液によるマクロ腐食組織を観察した結果、異常な偏析もなく内部性状は良好であった。

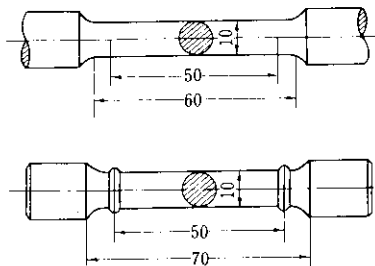


Fig. 1 Specimens for tensile tests at room temperature (top) and moderate temperature (bottom)

3.1.2 機械的性質

(1) 常温および高温引張試験

島津製作所製 10t オートグラフ引張試験機を用い、常温～ 500°C の種々の温度で引張試験を行った。試験片の形状および寸法を Fig. 1 に示す。引張速度は常温試験では試験開始から終了までクロスヘッド移動速度制御で 5 mm/min 、 100°C 以上の試験では降伏応力までは標点間歪制御で $0.125\%/min$ 、降伏応力以降はクロスヘッド移動速度制御で 5 mm/min とした。試験結果を Table 4 および Fig. 2 に示す。常温における引張特性は良好で、Y.S., T.S., El.のいずれも暫定規格を十分満足した。試験温度の上昇に伴い、Y.S.は漸次減少する

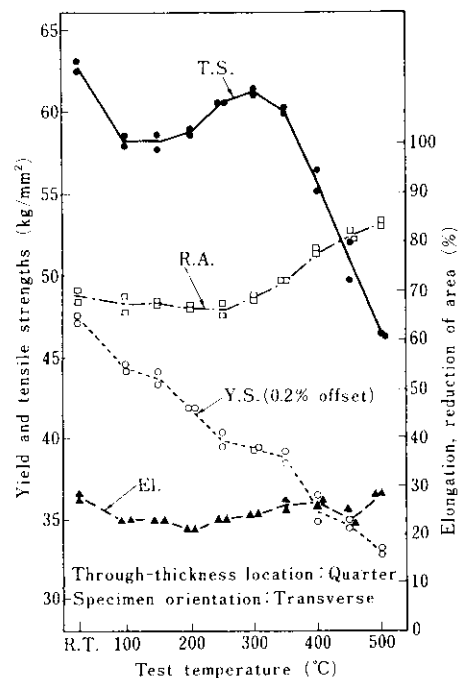


Fig. 2 Results of tensile tests at moderate temperatures

Table 4 Tensile properties at room temperature

Specimen orientation	Through-thickness location	Y.S. (kg/mm ²)	T.S. (kg/mm ²)	El. (%)	R.A. (%)	Y.R. (%)
Longitudinal	Quarter	46.0	62.0	27	69	74
		45.8	61.6	28	69	74
Transverse	Quarter	47.1	62.5	28	68	75
		47.5	63.1	27	70	75

が300°C近傍では減少傾向はやや緩慢である。一方、T.S.は試験温度の上昇に伴い最初急激に減少するが、その後しだいに上昇し300°Cでピークを示し、350°C以上では温度上昇にはほぼ比例して減少しており、この種鋼材にみられる一般的な高温特性を明りように示している。El.およびR.A.は試験温度の上昇とともに200°C近傍まではわずかに減少するが、その後しだいに上昇する。Y.S.は350°Cにおいて38~39kg/mm²であり、KHY35の暫定規格(PMS規格)を満足する良好な値を示した。

(2) 曲げ試験

100t油圧曲げ試験機を用い、圧延方向に平行(L)および直角(T)な方向の試片について表曲げ($R=1.5t$, 180°)および側曲げ($R=18\text{mm}$, 180°)試験を行った。結果はすべて良好であり、十分な曲げ延性をもつことが明らかになった。

(3) シャルピー衝撃試験

LおよびT方向の2mmVノッチ(ISO-V)および3mmUノッチ(DVM)シャルピー衝撃特性を板厚内1/4部および1/2部について調べた。試験結果をFig.3,4に示す。いずれの板厚内位置およびいずれの方向の試片についても試験結果は良好であった。たとえばT方向試片の平均値で vE_0 は10.8kg・m, $vTrs$ は-5°C, $_{30}E_{+20}$ は14.9kg・mと、KHY

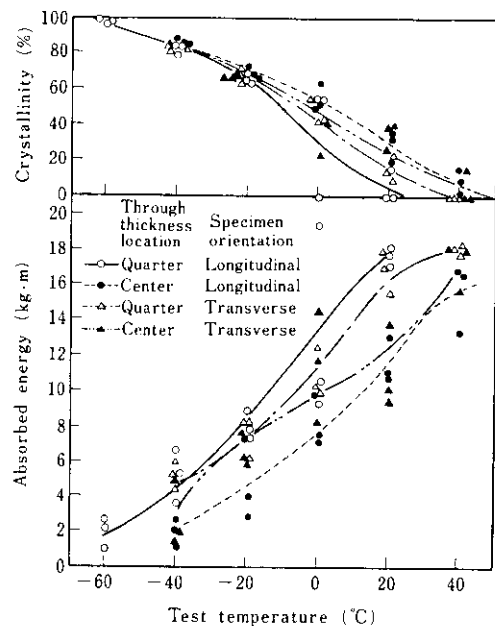


Fig. 3 Results of 2mm V-notch Charpy impact tests

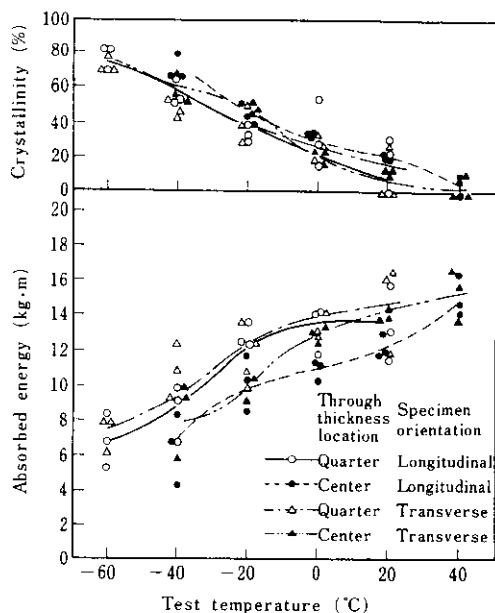


Fig. 4 Results of 3mm U-notch Charpy impact tests

35の暫定規格(PMS 35の規格, $vE_0 \geq 3.2\text{kg}\cdot\text{m}$)やTable 1の諸規格(いずれも $vE_0 \geq 3.2\text{kg}\cdot\text{m}$, $_{30}E_{+20} \geq 4.2\text{kg}\cdot\text{m}$)をはるかに上回る高い靱性を示した。

(4) NRL落重試験

試験は日本溶接協会鋼種認定方法にしたがい、1種試験片を用いて行った。試験条件をTable 5に示す。試験結果はTable 6のとおりであり、NDT温度は-15°Cであった。母材のわれ伝ば停

Table 5 Drop-weight test conditions

Specimen size (mm)	Span (mm)	Deflection stop (mm)	Drop-weight energy (kg·m)
25 by 90 by 360	305	7.6	110.4

Table 6 Results of drop-weight tests

Test temperature (°C)	Results of test
-10	○ ○ ○
-15	○ ○ ●
-20	● ● ●

NDT: -15°C

○ Not broken

● Broken

止特性はこの種鋼材としては十分であるといえる。

3・1・3 組織

(1) 顕微鏡組織

板厚内1/4部および1/2部の顕微鏡組織を観察した結果、いずれもほぼ同様の微細なフェライト・パーライト組織を示した。一例として1/2部の組織をPhoto. 1に示す。

(2) オーステナイト結晶粒度

JIS G 0551の酸化法で求めたオーステナイト結晶粒度をPhoto. 2に示す。オーステナイト結晶粒度はNo.10であった。

(3) 熱処理用CCT図

鋼板の冷却速度と組織の関係を調べるため、高周波加熱自動変態記録装置Formastor-Fを用いて作成した熱処理用CCT図をFig. 5に示す。加熱条件は板厚75mm材の焼ならし条件 $920^{\circ}\text{C} \times 75\text{min}$ に合わせた。フェライトおよびベイナイトの生成曲線には特記すべき異常は認められない。

3・1・4 破壊靱性

水圧試験時の安全性を確認するため、3点曲げ試験による脆性破壊試験を行った。試験片の形状および寸法をFig. 6に示す。 K_{IC} 値、COD値および J_{IC} 値はそれぞれつぎの方法で求めた。

(1) K_{IC} 値：荷重-クリップゲージ変位曲線から、ASTM E 399に基づく方法で求めた。

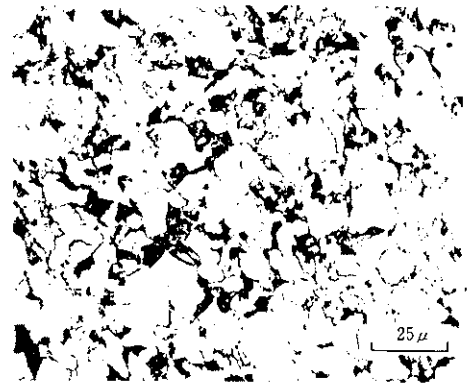


Photo. 1 Optical micrograph of normalized and tempered steel at the center of 75mm thick plate

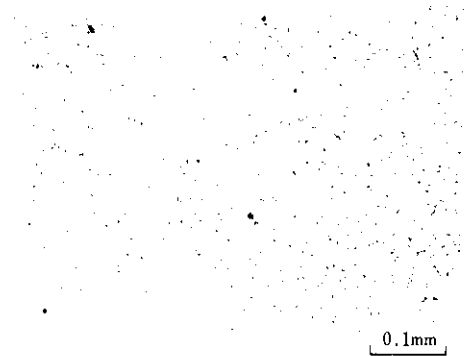


Photo. 2 Optical micrograph showing austenite grain structure at the quarter thickness

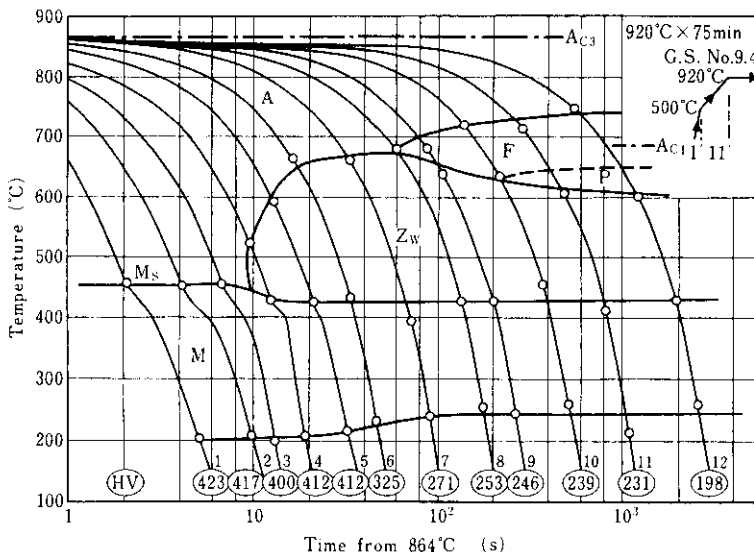


Fig. 5 CCT diagram for heat treatment

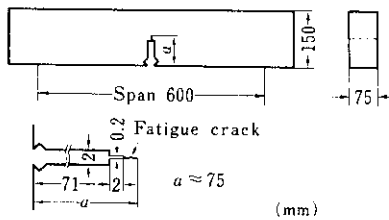


Fig. 6 Three point bend specimen

(2) COD値(亀裂開口変位): Wellsの方法⁴⁾を用いて最大荷重時のクリップゲージ開口変位から求めた。

(3) J_{IC} 値: J 積分値 J は次式により計算した。

$$J = \frac{2U_{total}}{B(W-a)} \quad \dots\dots\dots(1)$$

ここで、 B :試験片厚さ、 W :試験片幅、 a :亀裂長さであり、 U_{total} は荷重-荷重点変位曲線から求まる変形エネルギーである。また安定亀裂発生までに消費されたエネルギーを用いて計算した J 値で、しかもParis⁵⁾により提案されている次式を満足するものを J_{IC} 値とする。

$$B, a, W-a \geq 50 \left(\frac{J_{IC}}{\sigma_Y} \right) \quad \dots\dots\dots(2)$$

完全弾性体に対しては、 J 積分値は歪エネルギー解放率 G に等しく、 J_{IC} 値は次式を使って交換することができる。

$$K_{IC} = \sqrt{\frac{J_{IC} E}{1-\nu^2}} \quad \dots\dots\dots(3)$$

なお(3)式は亀裂先端で塑性変形域が発達した場

合にも成立することが確かめられている⁶⁾

試験結果をTable 7に示す。また、 K_{IC} 値と限界COD値の温度依存性をFig. 7に示す。

ここで、 K_{IC} 値を用いて鋼板の使用条件と許容欠陥寸法の関係を求めるとつぎのとおりである。

深さ a 、長さ $2c$ の半楕円形の欠陥が存在するとき、一様引張応力 σ と応力拡大係数 K の間にはつぎの関係がある⁷⁾

$$K = \frac{1.1\sigma\sqrt{\pi a}}{[\phi^2 - 0.212(\sigma/\sigma_Y)^2]} \sqrt{\frac{2t}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2t}} \quad \dots\dots\dots(4)$$

$$\phi = \int_0^{\pi/2} \sqrt{1 - (1 - \frac{a^2}{c^2}) \sin^2 \theta} d\theta \quad \dots\dots(5)$$

ここで t :板厚である。Fig. 8は半楕円表面欠陥($a/c=1/3$)が存在する場合の欠陥寸法と限界許容応力の関係を K_{IC} 値に基づいて計算した結果である。 $a=18.75\text{mm}$ はASME Code⁸⁾ Sec. IIIに規

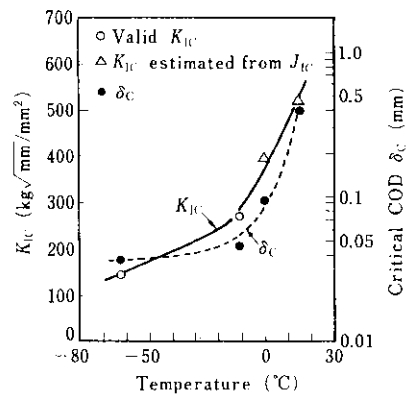
Fig. 7 Temperature dependencies of K_{IC} value and critical COD value

Table 7 Fracture toughness test results

Temperature (°C)	Thickness B (mm)	Width W (mm)	Crack length a (mm)	P_Q (kg)	K_{IC} (kg√mm/mm ²)	J_{IC} (kg/mm)	K'_{IC} [*] (kg√mm/mm ²)	Clip gauge displacement (mm)	Critical COD (mm)
-62	76.05	150.50	79.17	11 650	144.5	—	—	0.528	0.0364
-11	76.10	150.10	78.75	21 900	271.3	—	—	0.572	0.0467
0	76.40	150.50	79.28	—	—	6.78	395.5	0.816	0.0952
15	76.30	150.10	78.75	—	—	11.67	519.0	1.852	0.4050

* $K'_{IC} = \sqrt{J_{IC} E / (1 - \nu^2)}$

定されている最大仮想欠陥寸法($a = t/4$, $2c = 6a$)に相当するものである。この欠陥寸法は ASME Code Sec. III の放射線検査の標準値と比べると面積で150倍, Sec. XI の超音波探傷試験のそれと比べると面積で10倍の大きさを有するもので、きわめて安全側の評価を与えるものである。Fig. 8 より明らかなように、常温における保証降伏応力(44 kg/mm^2)の80%で水圧試験を実施したとしても、18.75mmの深さの表面欠陥に対する脆性破壊発生温度は -16°C である。水圧試験は通常常温で行われるので、この鋼材を使用した容器は水圧試験では十分安全であるといえる。

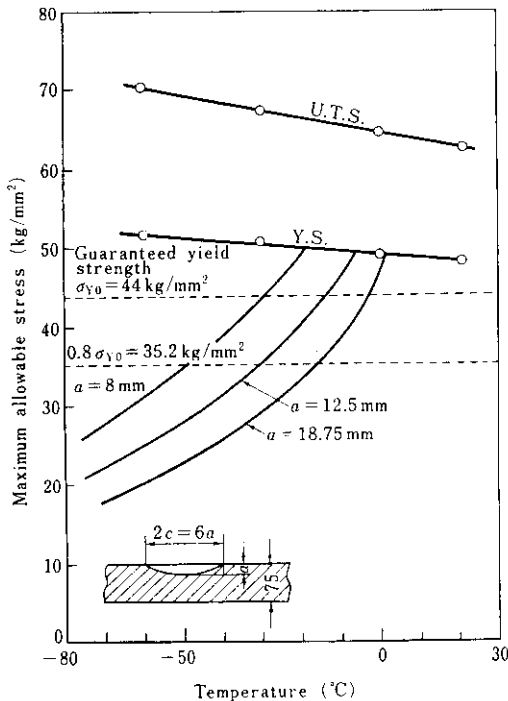


Fig. 8 Relation between maximum allowable stress calculated from K_{Ic} and crack size

3.2 加工性試験

鋼板の加工性を確認するため、歪時効による衝撃特性の変化ならびに応力除去焼鈍(S.R.処理)による材質の変化を調べた。

まず板状引張試験片に5%の引張歪を付与し、その後これに $250^\circ\text{C} \times 60 \text{ min}$ の時効処理を施し、時効処理のままさらに $590^\circ\text{C} \times 450 \text{ min} \rightarrow \text{F.C.}$ のS.R.処理を行ったものについて、2mmVノッチシャル

ピー衝撃試験を行った。試験結果をTable 8に示す。歪時効による顕著な脆化はみられず、歪時効のまま、歪時効+S.R.のいずれもKHY35の母板の暫定規格(PMS35の規格)十分満足する靱性を示した。

つづいて、種々の条件でS.R.処理を施した母材の常温および 350°C における引張特性ならびに2mmVノッチシャルピー衝撃特性をFig. 9, 10に示す。なお、S.R.処理における加熱および冷却速

Table 8 Variation in 2mm V-notch Charpy impact properties by strain-aging treatments

Specimen	$\sqrt{E_0}$ (kg·m)	$\sqrt{E_{+20}}$ (kg·m)	$\sqrt{Trs}$ (°C)
Base plate	10.8	16.7	~ -5
5% strained $\rightarrow 250^\circ\text{C} \times 60 \text{ min} \rightarrow \text{A.C.}$	6.5	13.1	+5
5% strained $\rightarrow 250^\circ\text{C} \times 60 \text{ min} \rightarrow \text{A.C.} \rightarrow 590^\circ\text{C} \times 450 \text{ min} \rightarrow \text{F.C.}$	8.5	10.4	+9

Through-thickness location: Quarter
Specimen orientation: Transverse
* Average for three specimens

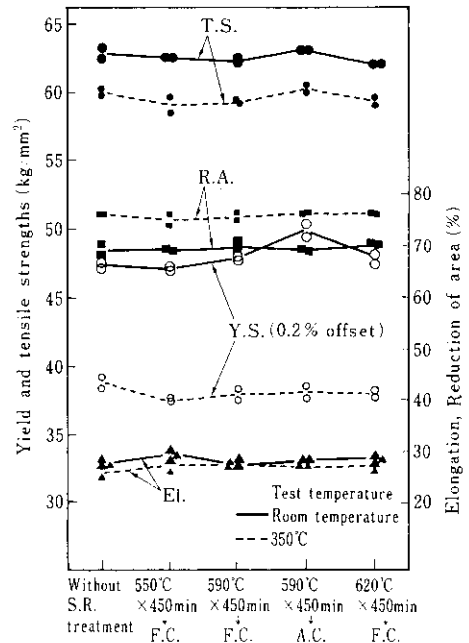


Fig. 9 Variation in tensile properties at room temperature and 350°C by stress relieving treatments with various conditions (through-thickness location: quarter, specimen orientation: transverse)

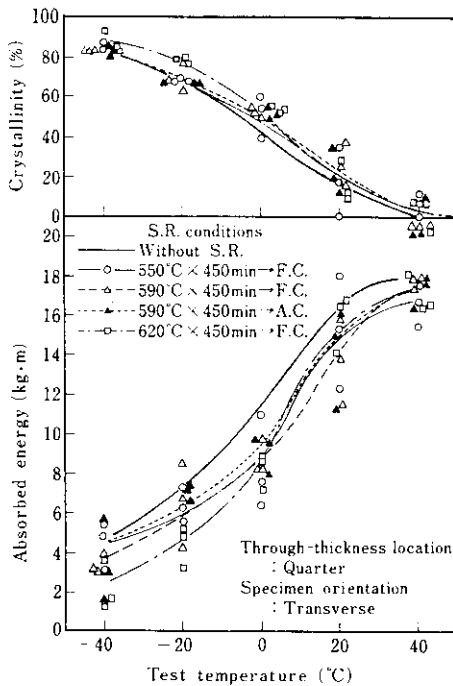


Fig. 10 Results of 2mm V notch Charpy impact tests after stress relieving treatments

度は66°C/h以下である。(550°, 590°および620°C) × 450min → F.C.および590°C × 450min → A.C.のいずれのS.R.処理材もほぼ同等の常温および高温引張特性ならびに衝撃特性を示す。S.R.処理による引張特性の変化はなく、また衝撃特性の劣化は軽

微であり、いずれのS.R.処理材も vT_{rs} が+2°C以下の高い靱性を示した。

3.3 溶接性試験

溶接硬化性および溶接われ感受性をWESにもとづくテーパ硬さ試験、Y開先拘束われ試験などにより調べた。その結果をFig.11,12に示す。

Fig.11から明らかなように、ボンドにおける800°~500°Cまでの冷却時間が7s, すなわち540°Cにおける冷却速度が28°C/sに相当する最高硬さは、 $H_{V(10kg)}=435$ であった。また、Y開先ルートわれ阻止温度は200°Cであり、この種鋼材として妥当

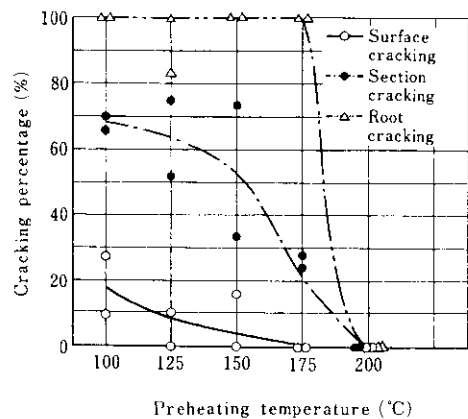


Fig. 12 Results of Y groove restraint cracking tests

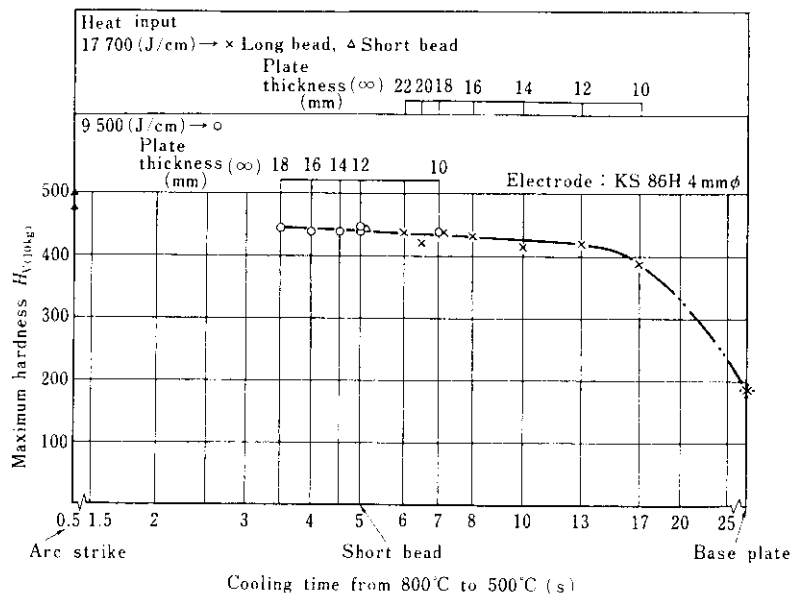


Fig. 11 Results of taper hardness tests

な値を示した。

さらに、溶接部の応力除去焼鈍時のわれ感受性を明らかにするために、Fig.13に示す再熱われ試験を行った結果をTable 9に示す。歪付加ビード80パスで表面および断面われ率とも0であり、再熱われ感受性はきわめて低いといえる。

3・4 溶接継手性能

被覆アーク溶接棒 KS 86H, サブマージアーク溶接材料 KW 101B×KB 80Cを用い、Table 10に示す溶接条件で被覆アーク溶接継手および入熱量の異なる二つのサブマージアーク溶接継手を製作し、これらの引張り、曲げ、衝撃などの特性を調べた。

(1) 常温および高温引張試験

常温および高温引張試験片はそれぞれISO規格の試験片（平行部断面：25mm×全厚（75mm），長さ：溶接金属部+その両側30mmずつ）および突起付高温引張試験片（直径10mm，G.L.50mm，溶接ボンド部を平行部中央とする）とし、引張速度はY.S.

までは0.15mm/min，その後は4.5mm/minで行った。試験結果をTable 11に示す。被覆アーク溶接継手およびサブマージアーク溶接継手（入熱量45および61kJ/cm）のas weld. 材および（550°，590°，620°C）×450min S.R. 材の常温および350°Cにおける引張特性は良好で、いずれも母材部で破断しKHY35の母材の暫定規格（PMS35の規格）を満足した。なお、被覆アーク溶接継手の常温および350°C，ならびにサブマージアーク溶接継手の350°Cにおける伸び率は18～21%である。これらの伸び値は、試片平行部が溶接ボンドを試片中央とし、高強度の溶接部と低強度の母材で構成されており、前者が後者の変形を拘束するという挙動の影響を受けていると考えられる。したがって、これらの伸び値をそのままの値で評価する必要はなく、溶接継手部は十分な延性を有するとみてよい。

(2) 曲げ試験

被覆アーク溶接およびサブマージアーク溶接（入熱量44.6および60.6kJ/cm）継手について、側曲げ試験（試片厚さ9.5mm，曲げ半径19mm）ならびに

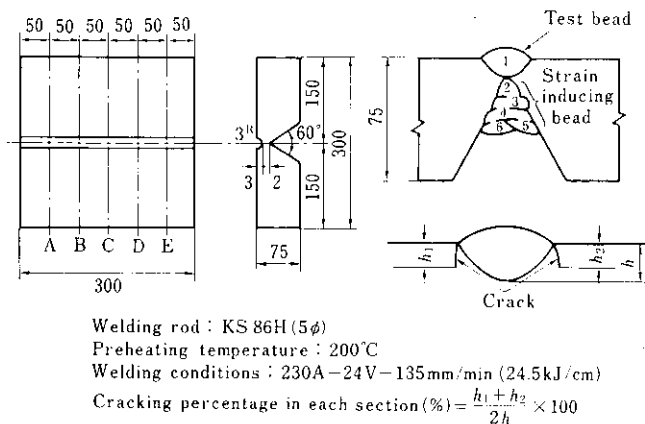


Fig. 13 Specimen for reheat cracking test

Table 9 Results of reheat cracking tests

Number of strain inducing beads	Cracking percentage on the surface			Cracking percentage in section *					
	Before straining	After straining	After reheating *	Sections in Fig. 13					
				A	B	C	D	E	
40	0	0	0	0	0	0	0	0	0
80	0	0	0	0	0	0	0	0	0

* 620°C×150min→F.C.

Table 10 Welding conditions

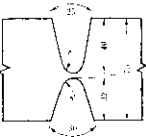
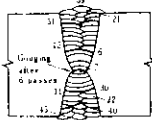
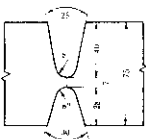
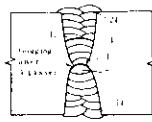
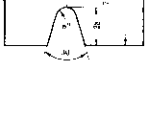
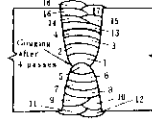
Welding method	Welding rod, wire and flux	Groove design	Pass No.	Diameter of wire (mm)	Welding current (A)	Arc voltage (V)	Welding speed (cm/min)	Heat-input (kJ/cm)	Preheating and inter-pass temp. ($^{\circ}\text{C}$)	Welding pass sequence
Converged electrode arc welding	KS 86H		1	4	170	24	15	16.3	150	
			2~45	5	220	24	13	24.3	204	
Submerged arc welding	KW101B × KB 80C		1	4.8	520	28	20	43.7	150	
			2~24	4.8	650	32	28	44.6	204	
Submerged arc welding	KW101B × KB 80C		1	4.8	520	28	20	43.7	150	
			2~18	4.8	800	32	25.5	60.6	204	

Table 11 Results of tensile tests of welded joints

Welding	Heat treatment	Room temperature			350°C			
		Y.P.* (kg/mm ²)	T.S.* (kg/mm ²)	El.* (G.L.50) (%)	Y.S.* (kg/mm ²)	T.S.* (kg/mm ²)	El.* (%)	R.A.* (%)
Covered electrode arc welding (24.3 kJ/cm)	As welded	—	65.9	18	42.6	60.8	18	72
	550°C × 450 min → F.C.	—	66.0	20	43.3	59.7	19	73
	590°C × 450 min → F.C.	51.1	65.9	19	43.3	60.6	20	74
	620°C × 450 min → F.C.	49.5	64.5	21	41.5	58.2	20	71
Submerged arc welding (44.6 kJ/cm)	As welded	—	66.1	24	43.5	60.6	18	72
	550°C × 450 min → F.C.	—	66.5	28	41.4	59.4	18	74
	590°C × 450 min → F.C.	—	66.0	29	42.9	61.2	21	73
	620°C × 450 min → F.C.	—	64.5	31	39.4	58.2	21	73
Submerged arc welding (60.6 kJ/cm)	As welded	—	—	—	43.7	60.6	18	72
	550°C × 450 min → F.C.	—	—	—	42.3	60.2	19	72
	590°C × 450 min → F.C.	—	—	—	42.9	60.0	19	72
	620°C × 450 min → F.C.	—	—	—	41.4	58.5	21	72

* Average for two specimens

表曲げおよび裏曲げの自由曲げ試験（試片厚さ30mm，幅45mm，サブマージアーク溶接継手は入熱量44.6kJ/cmのもののみ）を行った。as weld.材，（550°，590°，620°C）×450min S.R.材のいずれも良好な曲げ延性を示し，自由曲げ試片の表面の伸び率はいずれも30%以上を示した。

(3) シャルピー衝撃試験

板厚内1/4部および1/2部における溶接金属，ボンド部および熱影響部（中央部）の2mmVノッチおよび3mmUノッチシャルピー衝撃特性を調べた結果をTable 12, 13およびFig. 14, 15に示す。Fig. 14, 15はそれぞれ被覆アーク溶接およびサブマージアーク溶接継手部の2mmVノッチシャルピー遷移曲線の一例を示すものである。いずれの継手部のいずれの試験位置においても衝撃特性は良好で，as weld.材，（550°，590°，620°C）×450min S.R.材の vE_0 はすべてKHY35の母材の暫定規格（PMS35の

規格 3.2kg・m以上）を越え，またそれらの ${}_{3U}E_{+20}$ もすべてTable 1に示すWB35の規格（4.2kg・m以上）を十分満足する高い値を示した。

(4) 断面硬さ試験

溶接継手部横断面の鋼板表面から2mm，板厚内1/4部，1/2部，3/4部および裏面から2mmの部分について，板面に平行にビッカース硬度計（荷重10kg）により硬さを測定した。いずれの継手のどの板厚内位置においても，熱影響部で硬さの最高値を示すという正常な硬さ分布を示した。被覆アーク溶接継手の場合，as weld.材および550°C S.R.材における硬さの最高値はそれぞれ H_V370 および H_V366 であり，590°C S.R.材および620°Cにおけるそれはそれぞれ H_V330 および H_V345 である。これらの硬さの最高値はいずれも表面または裏面から2mmの部分，すなわち溶接の最終層の熱影響部での測定値である。入熱量44.6kJ/cmおよび60.6

Table 12 Results of 2mm V-notch Charpy impact tests at 0°C of welded joints

Welding	Testing position		As welded		550°C×450min →F.C.		590°C×450min →F.C.		590°C×450min →A.C.		620°C×450min →F.C.	
			Absorb. energy* (kg·m)	Crystallinity* (%)	Absorb. energy* (kg·m)	Crystallinity* (%)	Absorb. energy* (kg·m)	Crystallinity* (%)	Absorb. energy* (kg·m)	Crystallinity* (%)	Absorb. energy* (kg·m)	Crystallinity* (%)
Covered electrode arc welding (24.3kJ/cm)	W.M.	Quarter	11.1	32	8.0	48	8.8	50	8.5	47	9.8	42
		Center	4.3	75	4.6	68	4.8	65	3.8	70	4.5	67
	Bond	Quarter	13.2	15	10.4	38	8.0	50	10.1	42	9.1	40
		Quarter	13.3	23	10.8	45	14.8	28	18.6	12	12.5	30
		Center	13.0	27	7.3	48	10.5	35	16.0	15	5.7	55
Submerged arc welding (44.6kJ/cm)	W.M.	Quarter	15.2	17	14.1	22	12.7	28	13.0	25	11.8	37
		Center	10.8	37	6.3	47	6.8	42	5.1	42	4.7	53
	Bond	Quarter	19.7	20	20.6	5	11.1	33	9.7	33	11.7	42
		Quarter	22.2	7	16.1	17	20.8	0	14.2	28	19.4	15
		Center	18.8	10	14.1	20	9.9	23	11.5	27	12.0	40
Submerged arc welding (60.6kJ/cm)	W.M.	Quarter	18.3	5	9.2	35	13.5	18	—	—	9.8	25
		Center	8.1	33	6.0	48	6.1	57	—	—	4.6	55
	Bond	Quarter	8.5	53	12.4	30	9.9	48	—	—	9.8	42
		Quarter	13.3	35	16.4	7	16.6	17	—	—	14.1	30
		Center	14.6	15	12.2	8	12.2	27	—	—	17.1	7

Specimen orientation : Transverse

* Average for three specimens

Table 13 Results of 3mm U-notch Charpy impact tests at 20°C of welded joints

Welding	Testing position		As welded		550°C×450min →F.C.		590°C×450min →F.C.		590°C×450min →A.C.		620°C×450min →F.C.	
			Absorb. energy* (kg·m)	Crystallinity* (%)	Absorb. energy* (kg·m)	Crystallinity* (%)	Absorb. energy* (kg·m)	Crystallinity* (%)	Absorb. energy* (kg·m)	Crystallinity* (%)	Absorb. energy* (kg·m)	Crystallinity* (%)
Covered electrode arc welding (24.3kJ/cm)	W.M.	Center	11.3	22	9.9	25	—	—	10.5	23	9.8	30
		Quarter	14.2	13	12.7	13	13.0	15	11.5	15	12.8	10
	Bond	Quarter	15.1	0	14.4	2	14.7	8	14.9	2	13.1	7
		Center	13.4	7	12.7	12	—	—	12.6	17	11.1	18
	HAZ	Quarter	16.6	0	15.3	0	14.9	3	15.0	8	16.1	2
Submerged arc welding (44.6kJ/cm)	W.M.	Center	14.4	8	10.4	25	—	—	10.7	20	9.9	18
		Quarter	14.6	10	12.5	7	13.9	12	14.7	13	13.2	13
	Bond	Quarter	17.5	7	15.5	5	14.3	2	15.9	5	14.0	0
		Center	16.3	0	13.5	8	—	—	14.6	17	13.2	2
	HAZ	Quarter	17.2	0	17.7	0	18.0	0	18.5	0	17.2	3
Submerged arc welding (60.6kJ/cm)	W.M.	Center	12.1	10	11.3	15	11.2	18	—	—	11.5	17
		Quarter	14.0	7	15.2	5	14.3	5	—	—	14.1	12
	Bond	Quarter	15.7	0	15.5	2	11.6	8	—	—	14.8	3
		Center	16.2	2	12.1	5	14.0	7	—	—	10.9	15
	HAZ	Quarter	18.6	0	16.8	5	16.9	0	—	—	16.7	0

Specimen orientation : Transverse

* Average for three specimens

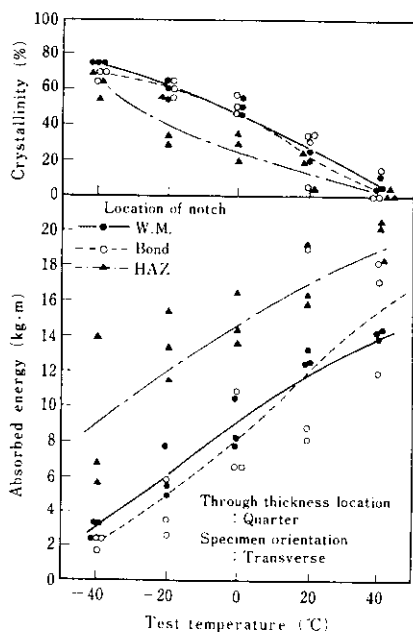


Fig. 14 2mm V-notch Charpy transition curves of covered electrode arc welded joints (S.R. treatment : 590°C×450min→F.C.)

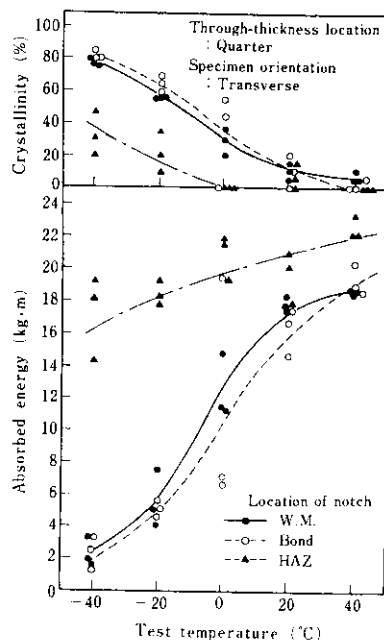


Fig. 15 2mm V-notch Charpy transition curves of submerged arc welded joints (heat-input 44.6kJ/cm, S.R. treatment : 590°C×450min→F.C.)

kJ/cmのサブマージアーク溶接を行った場合, as weld.材の硬さの最高値はそれぞれ H_v309 および 314 であり, $550^{\circ}\sim 620^{\circ}\text{C}$ S.R.材のそれは $H_v295\sim 322$ の範囲にある。いずれの溶接継手部も十分な曲げ延性を示すことを考慮すると, これらの硬さは問題のない値であるといえる。

(5) 顕微鏡組織

溶接継手部の板厚内1/4部の顕微鏡組織を観察した。S.R.処理による組織変化は少なく, 被覆アーク溶接, サブマージアーク溶接継手のいずれの場合もボンド部近傍は焼もどしベイナイト組織を, そして熱影響部中央部は微細なフェライト・パーライトの組織を示した。一例を **Photo.3** に示す。

3・5 疲労試験

高い1次応力を許容する高応力設計では, 必然的に高いピーク応力を発生するため疲労寿命を重

視する必要がある, プラントの寿命を考慮して母材および被覆アーク溶接継手の常温並びに 350°C における低サイクル疲労特性を調べた。溶接継手の製作条件を **Table 14** に示す。 **Fig.16** の試験片を用い, $\pm 5t$ の電気油圧式疲労試験機により完全面振り軸ひずみ制御低サイクル疲労試験を行った。ここで, ひずみ速度, ひずみ波形およびひずみ比(最小ひずみ/最大ひずみ)はそれぞれ $1 \times 10^{-3}/\text{s}$, 3角波および -1 であり, 試験片の加熱は高周波誘導加熱炉で行われた。疲労寿命 N_f は亀裂の成長によって最大荷重が $N_f/2$ のときの75%に減少したと

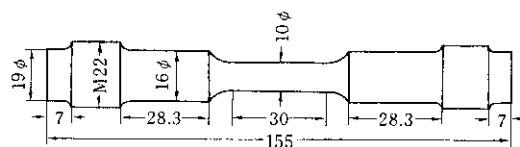


Fig. 16 Low cycle fatigue test specimen

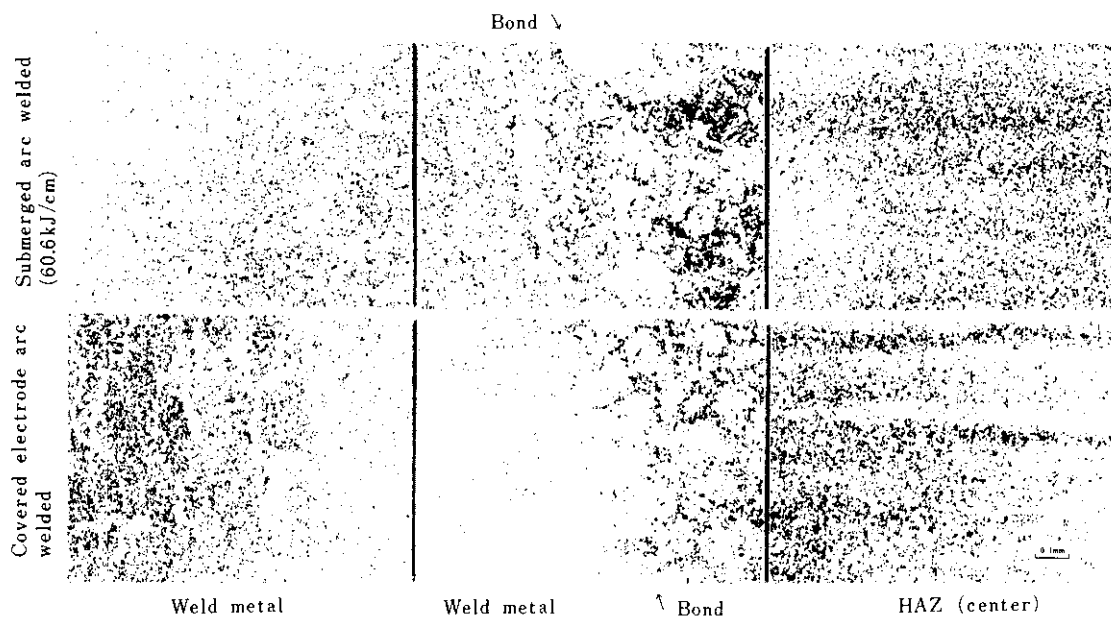


Photo. 3 Optical micrographs at the quarter thickness of various parts of welded joints

Table 14 Welding conditions for fatigue test specimens

Groove design	Welding method	Welding rod	Welding current (A)	Arc voltage (V)	Welding speed (cm/min)	Heat-input (kJ/cm)	S.R. condition
	Covered electrode arc welding	KS 86H 5mmφ	220	24	13.0	24.3	$590^{\circ}\text{C} \times 450\text{min} \rightarrow \text{F.C.}$

きのくり返し数とした。全ひずみ範囲 ϵ_{IR} は $N_f/2$ のときのヒステリシスループより測定した。試験結果をASME Sec. VIII Div. 2, TRD301, BS5500の各規格に示される疲労設計曲線と比較してFig.17に示す。本実験で得られたいずれの結果もASMEおよびBSの疲労設計曲線に対して疲労強度比でそれぞれ2.3以上および3.0以上の安全率が見込める特性である。TRDの疲労曲線に対しては母材および継手のR.T.並びに350°Cのいずれの特性も十分安全側にあり、特にこれら試験材の350°Cにおける疲労強度はR.T.におけるそれに比べて、同規格に示されるような著しい低下がみられないことは注目される。

3・6 鏡板加工性試験

(株)北海鉄工所に熱間スピニング工法による鏡板の製作を依頼し、熱間加工性を把握するとともに

クラウン、ナックルおよびフランジの各位置における加工のまゝおよびS.R.処理後の諸特性を調べた。鏡板の寸法および熱間加工条件をTable 15およびFig. 18に示す。

(1) 加工による板厚の変化

鏡板成形前後の板厚を測定し、加工による板厚の変化率を調べた結果をFig.19に示す。クラウン部では5～10%、フランジ部では約10%の板厚の減少がみられる。このような位置による板厚変化率の推移は通常の鏡板にみられるものであり、正常なホットスピニング加工が行われたことを表している。

Table 15 Size of head plate

Diameter of blank (mm)	Inner diameter (mm)	Length of flange (mm)
3 920	3 000	120

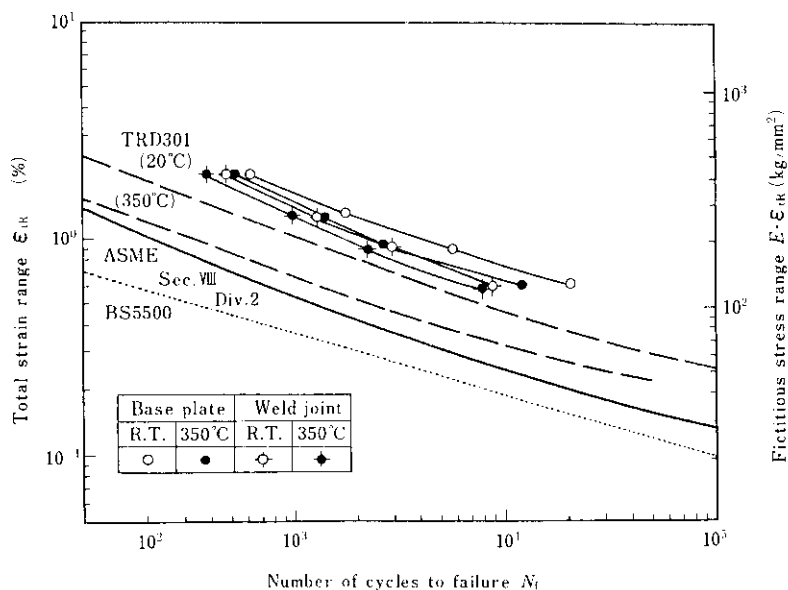


Fig. 17 Comparisons of low cycle fatigue strength with the design fatigue curves

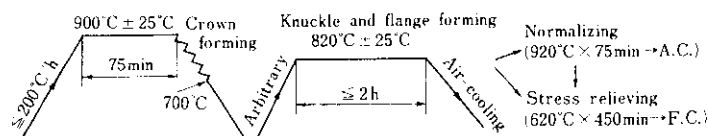


Fig. 18 Hot-forming process and heat treatments of head plate

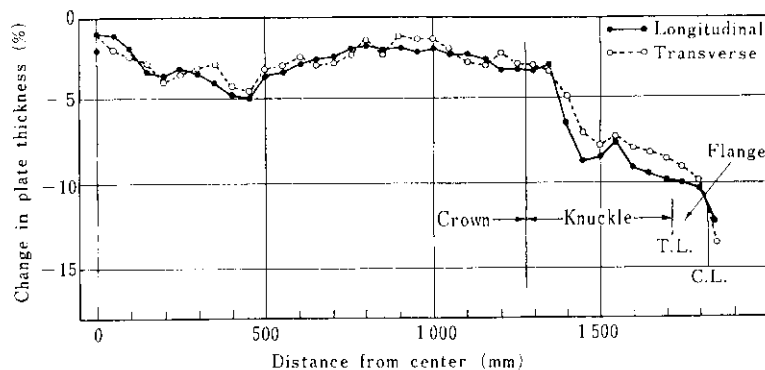


Fig. 19 Change in plate thickness by head-plate-forming

(2) 常温および高温引張試験

常温における引張試験では、Table 16に示すように、加工のままではクラウン部にみられるようにやや低いY.S.を示すことがあるが、加工後S.R.処理を行うとY.S.は上昇し、クラウン部、ナックル部、フランジ部のいずれについても母材規格を満足する良好な強度および延性が得られた。高温における引張試験では、Table 17に示すように、加工のままおよび加工後S.R.処理を施したクラウン部、ナックル部およびフランジ部のいずれも350°Cでの暫定規格を満足する良好な強度および延性を示した。

(3) シャルピー衝撃試験

加工のままおよび加工後S.R.処理を施したクラウン部、ナックル部およびフランジ部について衝撃試験を行った結果をTable 16に示す。これらの0°Cにおける吸収エネルギー vE_0 はすべて母材の暫定規格(PMS 35の規格3.2kg・m以上)を上まわった。いずれの位置においても加工後S.R.処理を施した試材の靱性はきわめて良好であり、このことはこの鋼材の鏡板を“熱間スピニング成形-S.R.処理”工程で製作するのが適切であることを示唆している。なおこの工程は前述の引張特性の点からも適切であるといえる。

Table 16 Mechanical properties of formed head plate

Sampling position	Heat treatment	Tensile tests at room temperature					Charpy impact tests	
		Y.S.*	T.S.*	El.*	R.A.*	Y.R.*	2mmV-notch	3mmU-notch
		(kg/mm ²)	(kg/mm ²)	(%)	(%)	(%)	vE_0^{**} (kg・m)	$3U_{E-20}^{**}$ (kg・m)
Crown part	As formed	43.7	67.6	31	66	65	7.8	—
	Formed→S.R.	50.9	64.0	24	70	80	12.4	—
Knuckle part	As formed	45.2	71.9	26	65	63	5.4	—
	Formed→S.R.	48.2	62.8	28	68	77	11.7	—
Flange part	As formed	48.7	74.5	21	58	65	4.9	11.1
	Formed→S.R.	52.7	66.9	22	71	79	7.2	11.2

Through-thickness location : Quarter

Specimen orientation : Transverse

* Average for two specimens

** Average for three specimens

Table 17 Results of high temperature tensile tests of formed head plate at high temperature of 350°C

Sampling position	Heat treatment	Y.S.* (kg/mm ²)	T.S.* (kg/mm ²)	El.* (%)	R.A.* (%)	Y.R.* (%)
Crown part	As formed	39.7	72.7	27	76	55
	Formed → S.R.	37.6	59.9	27	77	63
Knuckle part	As formed	38.1	71.0	26	74	54
	Formed → S.R.	37.6	58.6	27	64	72
Flange part	As formed	44.5	71.9	24	72	64
	Formed → S.R.	47.5	64.0	29	70	74

* Average for two specimens

4. 結 論

中・常温域で使用する圧力容器がISOレベルの高応力で設計される場合を想定し、それに必要な高強度鋼の一つとして350°C降伏強さ35kg/mm²保証のMo-V-Nb系Al処理細粒鋼KHY35を開発した。

工場工程で製作した実用鋼板(板厚75mmの焼ならし焼もどし鋼)について、種々の確性試験を行った結果、つぎの事柄が明らかになった。

- (1) 常温における引張試験成績は、板厚内1/4部圧延方向に直角な方向でY.P. 47.3kg/mm²(規格: $\geq 44\text{kg/mm}^2$), T.S. 62.8kg/mm²($\geq 60\text{kg/mm}^2$), El. 28% ($\geq 18\%$)であり、KHY 35の暫定規格(PMS 35の規格)を十分満足する。
- (2) 曲げ試験($R=1.5t$, 180°)成績は良好であり、延性は十分である。
- (3) 中温域における引張試験成績とは、たとえば350°CにおいてY.S. 38.8kg/mm²(規格 $\geq 35\text{kg/mm}^2$), T.S. 60kg/mm², El. 26%であり、KHY 35の暫定規格(PMS 35の規格)を満足する優れた高温性質を有している。
- (4) シャルピー衝撃試験成績はよく、たとえば圧延方向に直角な方向で, vE_0 10.8kg·m (規格: $\geq 3.2\text{kg·m}$), $vTrs$ -5°Cであり、KHY 35の暫定規格(PMS 35の規格)を十分満足する高い靱性を示している。
- (5) NRL落重試験によるNDT温度は-15°Cである。
- (6) 脆性破壊試験(3点曲げ試験)により得られた K_{IC} 値は0°Cにおいて $424.0\text{kg}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$ であり、

脆性破壊感受性は低い。

- (7) 企時効シャルピー衝撃試験において、重量5%試片(圧延方向に直角)の vE_0 は6.5kg·m, $vTrs$ は+5°Cである。

- (8) (550°, 590°および620°C) × 450min炉冷の応力除去焼鈍は、引張りおよび衝撃特性をほとんど変化させない。

- (9) テーパー硬さ試験において、540°Cにおける冷却速度28°C/sに相当する部分の最高硬さは、 $H_{V(10\text{kg})} = 435$ である。

- (10) Y開先拘束われ試験において、ルートわれを阻止するための予熱温度は200°Cである。

- (11) 再熱われ試験において、歪付加ビード数80でのわれは認められない。

- (12) 被覆アーク溶接継手(入熱量24.3kJ/cm)およびサブマージアーク溶接継手(入熱量44.6および60.6kJ/cm)について、溶接部の中・常温域における引張特性、曲げおよびシャルピー衝撃特性はいずれも良好な成績を示している。

- (13) 完全面振軸ひずみ制御低サイクル疲労試験では、母材および溶接継手はR.T.並びに350°CのいずれにおいてもASME Sec.VIII Div.2およびBS5500の規格に示される疲労設計曲線に対して、疲労強度比でそれぞれ2.3以上および3.0以上の安全率が見込める良好な疲労特性を示す。またそれらはR.T.および350°Cのそれぞれの温度においてTRD 301の対応する疲労曲線に対しても十分安全な疲労特性を示している。

- (14) 熱間スピニング加工により製作した鏡板の強度、延性および靱性は、いずれの位置においてもKHY 35の暫定規格(PMS 35の規格)を満足する。

以上に記述したとおり、KHY 35厚鋼板は中・常温圧力容器用鋼として良好な母材性能をもち、加工性および溶接性に優れ、そのうえ経済性をも兼ね備した鋼材であることが明らかになった。

なお本報では実績を紹介しなかったが、HTY委員会のメンバーであるバブcock日立^(株)、日立造船^(株)および三井造船^(株)において、各社の自主選択による溶接材料と独自の溶接施工条件のもとで溶接継手を作製し、諸性能の調査が行われ、KHY 35鋼板は良好な溶接性をもつことが確認されてい

る³⁾。

終わりに、本研究の遂行にあたり終始御指導を賜りましたHTY委員会委員長千葉大学鶴戸口英善教授に深甚の謝意を表します。また研究結果の討議に参加いただき、有益な御助言を賜りましたHTY委員会委員各位に深く感謝します。さらに本報でとくにデータを多数引用させていただいた鏡板加工性試験について多大の御尽力をいただきました^(株)北海鉄工所濱田晋作氏に厚く御礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 石川, 上田, 鎌田, 大橋: 鉄と鋼, **63** (1977) 4, S270
- 2) 上田, 石川, 鎌田, 大橋: 鉄と鋼, **64** (1978) 14, 2177~2186
- 3) 日本溶接協会PMS委員会資料PMS-2-11, (1977)
- 4) British Standard Institution DD-19, (1977)
- 5) P. C. Paris: Fracture Toughness, ASTM STP 514, (1972), 21
- 6) Vd TÜV Werkstoffblatt, (1.8817)
- 7) G. R. Irwin: Trans. ASME, Ser. E, **84** (1962), 651
- 8) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, (1974)