

LNG タンク用 9 %Ni 鋼板の製造

Production of 9% Ni Steel Plates for Liquefied Natural Gas Tankage

鈴木 重 治*
Shigeharu Suzuki

中 野 善 文**
Yoshifumi Nakano

広 瀬 圭 介***
Keisuke Hirose

奥 村 健 人****
Taketo Okumura

西 川 廣*****
Hiroshi Nishikawa

佐 藤 峯 夫*****
Mineo Sato

Synopsis:

Along with the continuous increase in the size of LNG tanks, high toughness at low temperatures has been required of the main structural steels or 9% Ni steels in order to ensure the safety of tanks. Kawasaki Steel has successfully improved the products of 9% Ni steels with respect to fracture toughness at low temperatures and supplied 3000 tons of steel plates for the 80000-kl LNG tanks at Chita LNG Receiving Terminal.

The present paper describes the properties of the 9% Ni steels produced recently and the main controlling items in the production. As a result of lowering phosphorus and sulfur contents and the strict control of the production line, the properties, especially the toughness at low temperatures, of the 9% Ni steel plates were much improved compared with those produced in the past. The properties of weld joints and fracture toughness showed that the 9% Ni steel plates are suited for the structural material of LNG tanks.

1. 緒 言

近年、液化天然ガス (LNG) の輸入量は増大の一途をたどり、LNG 基地の新設、増設が相次いで行なわれている。この傾向は LNG が高カロリーでクリーンなエネルギー源であることに加え、エネルギー資源の多様化の観点からもここ当分は続くと考えられ、1980 年には 1700 万トン弱であった輸入量は、政府のエネルギー供給目標総括表¹⁾によると 1990 年には 4500 万トンにも達するとみられている。

LNG の地上式タンクに用いられる材料としては

9 %Ni 鋼が多くの実績を有しており、今後一層の需要増大が期待される。当社では早くからこの状況を予測し、9 %Ni 鋼板 KLN 9 (ASTM A 55: type I 相当)を開発するとともに、板厚 25mm 迄については 1967 年、板厚 40mm 迄については 1971 年に日本溶接協会の承認を取得し、製造を続けている。KLN 9 の特性については既に本誌²⁾においてその概要を報告しているが、その後、製鋼技術を中心とした製造方法の進歩により性能も向上しまた、このほど知多 LNG 基地の 80 000kl 貯蔵タンク 2 基分の鋼材を受注、納入したので、今回の製造方法、製造実績、破壊靱性に重点をおいた各

* 技術研究所第 2 研究部厚板研究室主任研究員
*** 技術本部製鋼・鋼材技術部製鋼・鋼材技術室主任(課長)
***** 千葉製造所製鋼部製鋼技術室
(昭和 56 年 11 月 5 日原稿受付)

** 技術研究所第 2 研究部厚板研究室主任研究員 Ph.D
**** 千葉製鉄所管理部厚板管理室主任(課長)
***** 千葉製鉄所熱間圧延部厚板課

種特性について述べる。

2. 今回の製造に当たりの留意点

LNG タンクに使用される 9 % Ni 鋼板は、 -163°C の極低温下で使用されるため、優れた低温靱性、溶接性、加工性が要求される。これらの特性には化学成分、製造方法が大きな影響をおよぼすため、この 2 点につき今回の製造にあたって留意した点を以下に述べる。

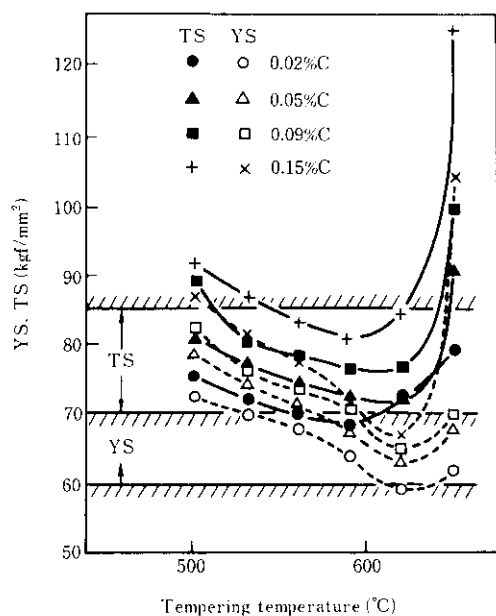


Fig. 1 Effect of carbon content on the strength of 9 % Ni steel

2.1 化学成分

9 % Ni 鋼の焼入れ、焼もどし材については種々の規格があるが、もっとも一般的な ASTM 規格、1977 年に制定された JIS 規格および当社社内規格のうち成分に関するものを Table 1 に示す。これら 6 元素のなかで C 量を一定の値に保持すること、P, S 含有量を可能な限り低減することが重要である。

2.1.1 C の効果

C 含有量を 0.02 ~ 0.15 % に変えた 9 % Ni 鋼板について、焼もどし温度による強度の変化を Fig. 1 に、 -196°C における吸収エネルギーの変化を、Fig. 2 に示す。靱性面よりみると C 量が減少する

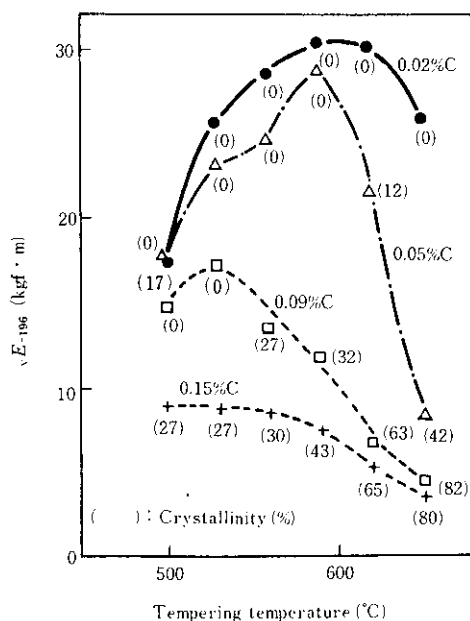


Fig. 2 Effect of carbon content on the notch toughness of 9 % Ni steel

Table 1 Specifications of 9 % Ni steel

Designation	Plate thickness(mm)	Chemical composition (%)					
		C	Si	Mn	P	S	Ni
ASTM A 553 (type I)	≦ 50	≦ 0.13	0.15 ~ 0.30	≦ 0.90	≦ 0.035	≦ 0.040	8.50 ~ 9.50
SL 9N 60 (JIS G 3127)	≦ 50	≦ 0.12	0.15 ~ 0.30	≦ 0.90	≦ 0.025	≦ 0.025	8.50 ~ 9.50
KL N 9	≦ 40	≦ 0.13	0.15 ~ 0.30	≦ 0.90	≦ 0.035	≦ 0.040	8.50 ~ 9.50

につれて延性破面が100%となる焼もどし温度範囲が広がるとともに、その温度における吸収エネルギーも増加する。一方、強度はC量の減少とともに低下し、0.05%以下では規格値を下まわる場合がある。このようにC含有量は母材の強度、靱性に大きな影響を与えるため、今回の製造に際しては目標値を0.055%とし、その変動を極力押えるよう努めた。

2-1-2 Pの影響

9%Ni鋼に含有されるPはわずかな量であっても焼もどし脆性感受性を増大し低温靱性を劣化させる。焼もどし後の冷却速度を変えた9%Ni鋼の -196°C での吸収エネルギーにおよぼすP量の影響をFig. 3に示す。焼もどし後の冷却を水冷(脆化域の冷却速度 30°C/s)とした場合にはPの影響は比較的小さいが、空冷(35°C/min)、炉冷(40°C/h)と冷却が遅くなるにつれてP含有量の増加とともに吸収エネルギーは顕著に低下する。Fig. 4は上記水冷材に入熱約 $40\,000\text{J/cm}$ 相当の溶接ボンド部に相当する再現熱サイクルを与えた試料、およびそれに応力除去焼鈍を想定し 570°C で2時間加熱後、冷却速度を変えた試料について -170°C における吸収エネルギーを測定した結果

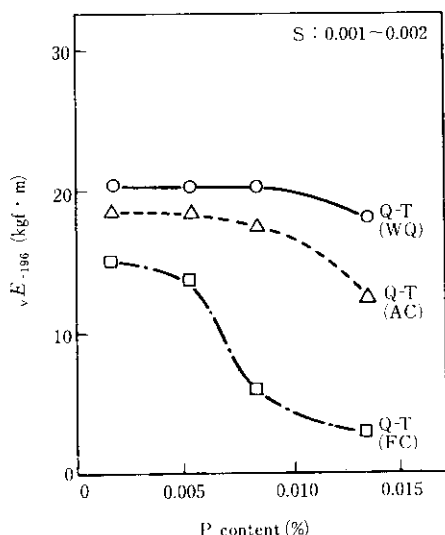


Fig. 3 Effect of phosphorus content on the notch toughness of 9% Ni steel

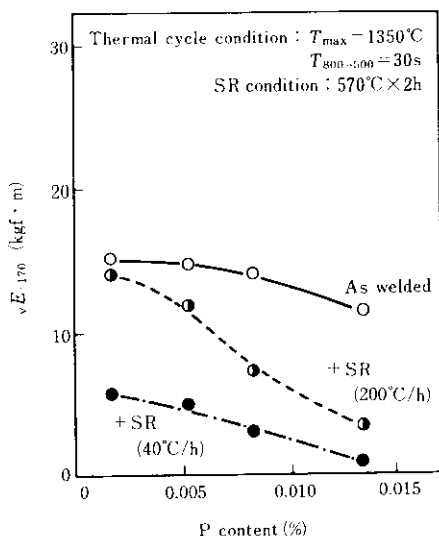


Fig. 4 Effect of phosphorus content on the notch toughness of simulated weld bond for 9% Ni steel

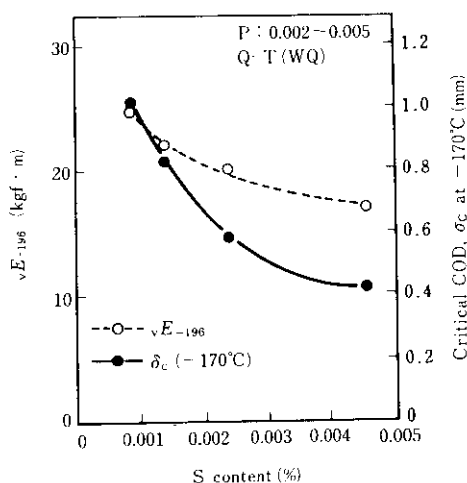


Fig. 5 Effect of sulfur content on vE_{-196} and critical COD, δ_c , for 9% Ni steel

である。いずれの場合もP含有量の減少とともに吸収エネルギーは増加するが、SR後の冷却速度をASTMに規定されている 165°C/h 以上とした場合、その効果は著しい。

2-1-3 Sの影響

Fig. 5に -196°C での吸収エネルギー、 -170°C

での限界 COD 値 (δ_c) におよぼす S 含有量の影響を示す。この S 量の範囲ではシャルピー試験片は 100% 延性破面を呈し、COD 試験においても荷重が最大になる迄脆性き裂の発生は認められず、S 含有量の低減は硫化物系介在物の減少を通じて延性領域における吸収エネルギー値、限界 COD 値を顕著に向上させる。 J_{IC} 試験により延性き裂の発生に対する抵抗 J_{IC} 、進展に対する抵抗 dJ/da (a はき裂長さ) を S 含有量の異なる試料につき -170°C で測定した結果が Fig. 6³⁾ であり、両者とも S 含有量の減少とともに増加する。

2-2 製造方法

2-2-1 極低磷、極低硫鋼の溶製

前項で述べたように 9% Ni 鋼の低温靱性を向上させるためには P, S 量の低減が有効である。このため、今回の溶製に当っては従来のダブルスラグ法に代えて、底吹き転炉 (Q-BOP) による溶銑予備処理法を開発し採用した。Q-BOP は均一混合時間が約 10 秒と炉内攪拌力が強く⁴⁾、かつ炉底の羽口より微粉石灰等を O_2 気流とともに鋼浴内に吹きこむためフラックスと溶鋼との十分な混合が行なわれ反応面積も増大することから、上吹き転炉と比較して高炭素領域 (吹錬初期) の脱磷が速やかに進行する。230t Q-BOP を用いた溶銑予備処理法の例を Fig. 7 に示す。溶銑を装入後、

微粉状の生石灰、螢石を O_2 とともに吹き込み数分間の処理をすると、C 量は 3.7~4.0% と高い状態のまま P 量を 0.14% から 0.008% と著しく低くできる。LD 転炉による最終精錬における出鋼時 P 含有量と溶銑 P 量との関係を Fig. 8⁵⁾ に示すが、本法によれば従来法と比較して P 含有量を大幅に低減することが可能である⁴⁾。なお、Q-BOP だけでなく酸素の一部を炉底から吹込む上底吹転炉 (K-BOP) においても同様な極低 P 化処理法を開発し工程化している。

Q-BOP による溶銑予備処理は酸素ポテンシャルの低い領域で行なわれるため同時に脱硫も進行し、処理後の S 含有量は 0.002% と低くなっている。

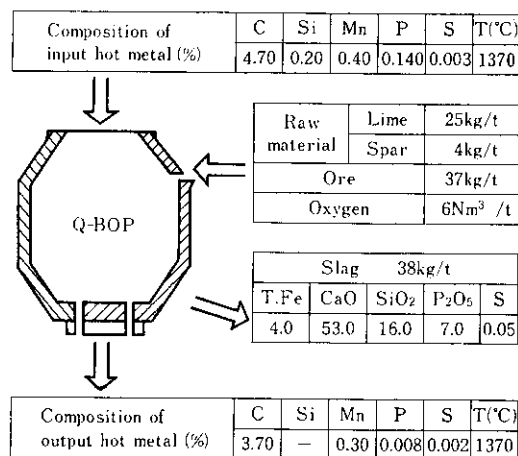


Fig. 7 An example of dephosphorization pretreatment of hot metal by the use of Q-BOP

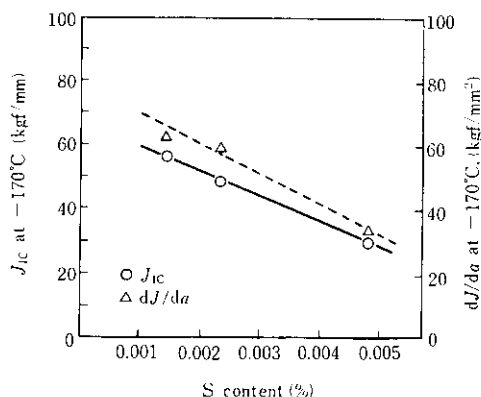


Fig. 6 Effect of sulfur content on J_{IC} and dJ/da for 9% Ni steel

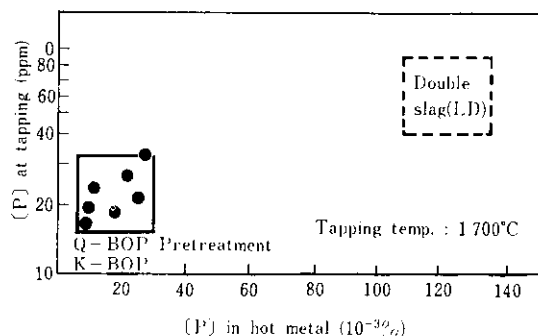


Fig. 8 Relation of phosphorus contents between hot metal and steel at blow end with various methods

るが、更に LD 転炉による本吹錬とその後の処理により S 量は 0.001 % 以下迄低下させることができる。

2.2.2 製造工程と主要管理項目

強度、靱性の優れた 9% Ni 鋼板を製造するためには前述の溶製法と同様に他の加熱、圧延、熱処理等においても 9% Ni 鋼に適した製造工程を選択するとともに、各工程での厳重な管理が必要であ

る。今回の製造に当って採用した千葉製鉄所における製造工程と主要管理項目を Fig. 9 に示す。

3. LNG タンク用 9% Ni 鋼板の製造実績

Fig. 9 の工程により製造した約 3 000 トンの鋼板について母材の成分、特性を調査した結果の概要は次の通りである。

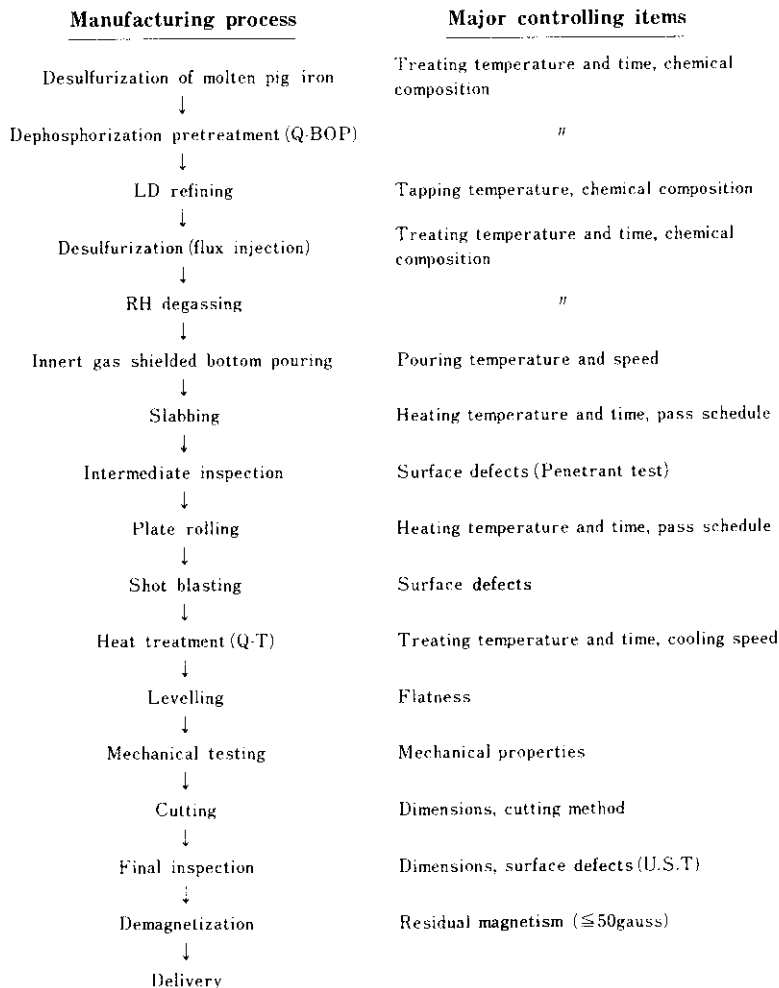


Fig. 9 Manufacturing process and major controlling items of 9% Ni steel plates at Chiba Works

3-1 化学成分

150 トン転炉 32 チャージの化学分析結果をヒストグラムにより Fig. 10 に示す。低温靱性を向上させるため、C 量を 0.05~0.06% と狭い範囲に保ち、P、S 含有量を低くしている。図中の斜線部分は

アニュラー板と一部の側板最下段に使用される鋼板を対象とした特別仕様材であり、溶製に対して特別の注意を払った結果、P 含有量は 0.004% 以下、S 含有量は 0.001% と非常に低いレベルに抑えられている。

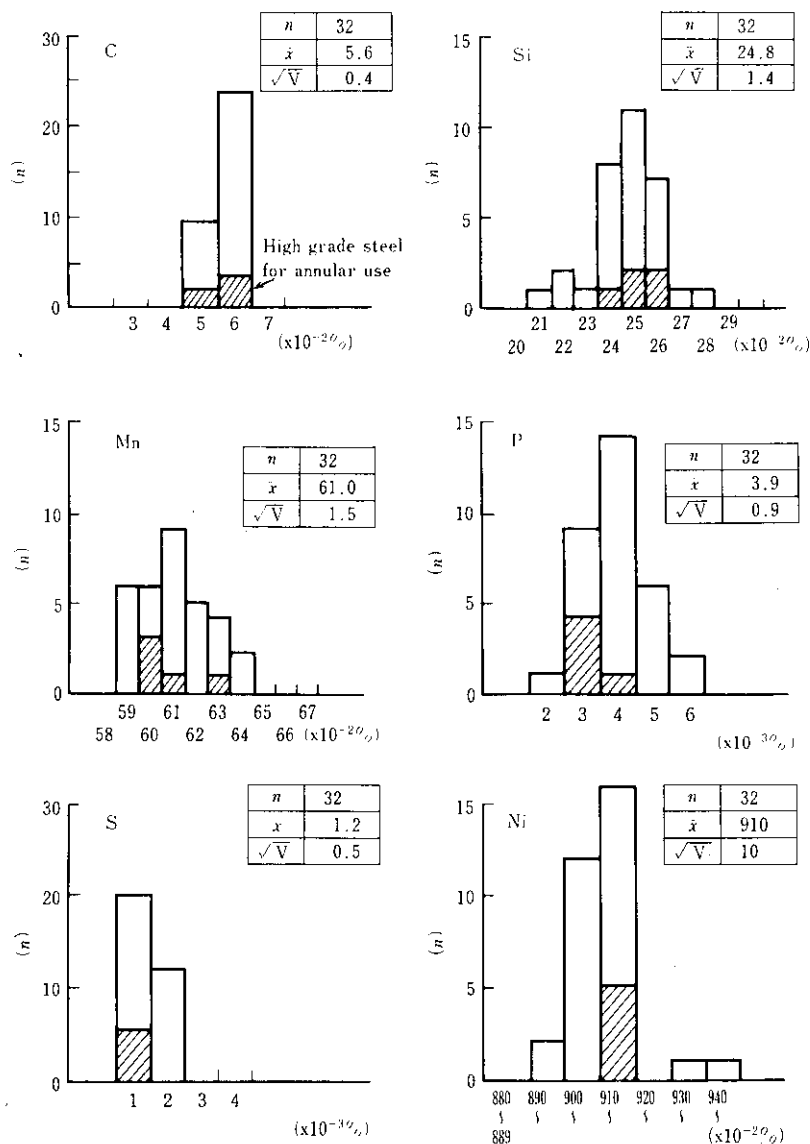
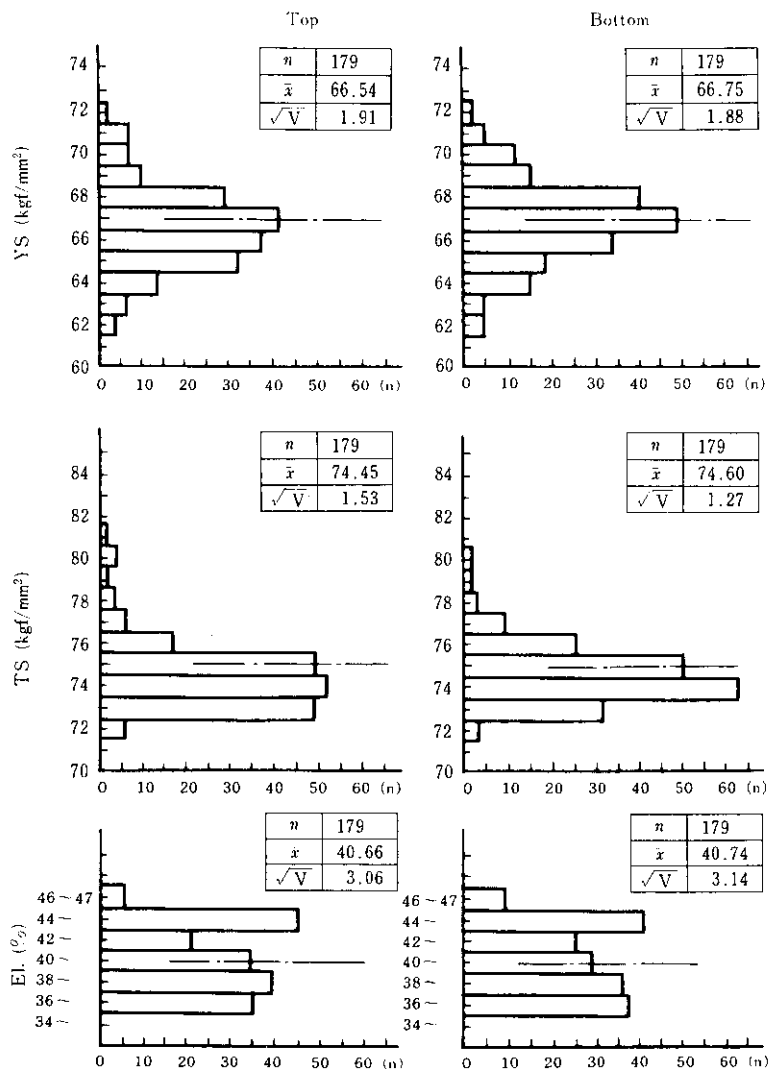


Fig.10 Ladle analysis of molten steel for 9% Ni plates

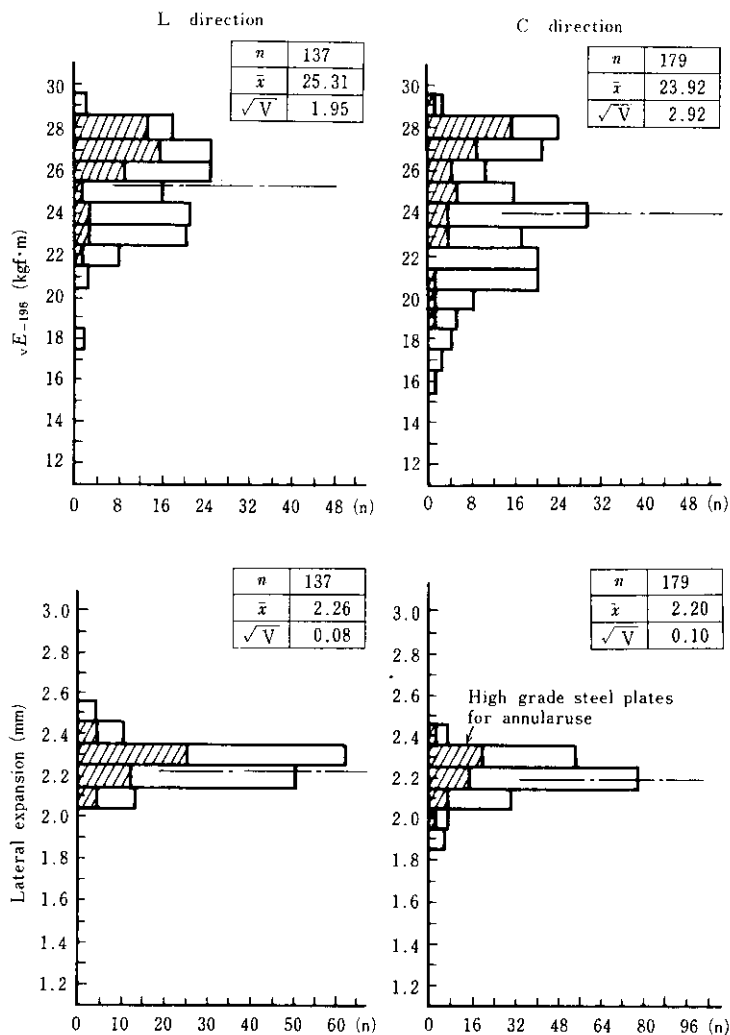
Fig.11 Tensile properties of 9% Ni steel plates ($11 \leq t \leq 20\text{mm}$)

3.2 引張試験

一例として11~20mm厚の鋼板からC方向に採取したJIS 5号試験片による引張試験結果をFig. 11に示す。いずれの鋼板とも降伏点(0.2%耐力)、引張強さ、伸びの規格値を十分満足し、採取位置による差もほとんど認められない。なお曲げ試験の結果もすべて良好であった。

3.3 シャルピー衝撃試験

同じ鋼板につきJIS 4号試験片による2mm Vシャルピー衝撃試験を行なった結果がFig.12である。すべての試験片は-196℃においても100%延性破面を呈し、圧延方向による差も少なく、吸収エネルギーの平均値はC方向でも約24kgf・mと優れた靱性を示した。斜線の部分は板厚18mmの

Fig.12 Charpy impact properties of 9% Ni steel plates ($11 \leq t \leq 20\text{mm}$)

アニュラー板用特別仕様材の成績であるが、Fig. 10に示したように P, S 含有量が低いため吸収エネルギーも高いレベルに集中している。なお、工程試験の一環としてひずみ時効後のシャルピー試験を 5 鋼種について実施したが、7%の予歪を与えて $250^\circ\text{C} \times 1$ 時間の時効をしても吸収エネルギーの低下はごくわずかであり、脆性破面も認められなかった。

3-4 COD試験

各チャージ中の最大厚の鋼板 (10~31mm) につき、英国規格 BS 5762 に準拠して COD 試験を

実施した結果を Fig. 13 に示す。試験温度の -170°C においては最大荷重 ($P_{\max}$) に達しても脆性き裂の発生は認められず、限界 COD 値 ($\delta_{\max}$) は C 方向でも 0.4mm 以上と優れた特性を示した。シャルピー衝撃試験と同様に 5 チャージについて歪時効試験を実施したが、7%の予歪を与えて時効しても限界 COD 値の低下はほとんど認められず、最大荷重迄脆性き裂は発生しなかった。

4. 9% Ni 鋼板の溶接継手性能と破壊靱性

LNG タンクの安全性を確保するためには、母材

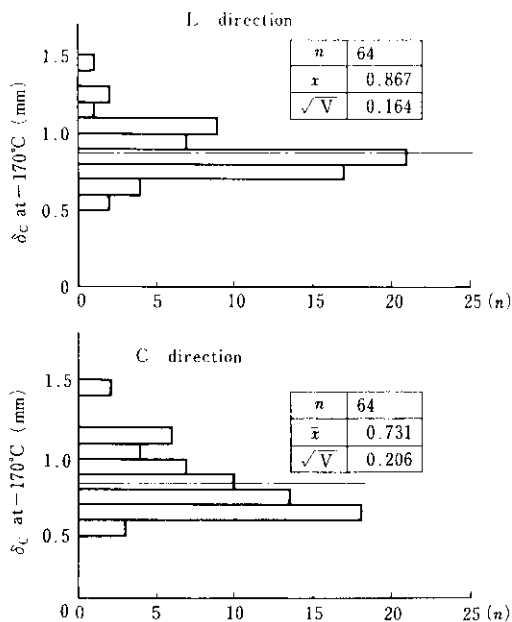


Fig.13 COD test results of 9% Ni steel plates ($10 \leq t \leq 31\text{mm}$)

のみならず、溶接継手についても脆性き裂の発生特性・伝播停止特性を十分に把握しておく必要がある。当社においても、かねてよりこの面の検討を実施しているが、これまでの製造実績からみると比較的靱性の低い、厚さ 30mm の鋼板について、主圧延方向に直角方向に試験した例について以下に示す。

4.1 溶接継手性能

Table 2 に化学成分および機械的性質を示す鋼材を用いて、Table 3 に示す条件で立向 TIG および横向 SAW の 2 種類の溶接継手を製作し、供試験鋼の溶接継手性能を調べた。Table 4 に溶着金属の化学成分、Table 5 に全溶着金属引張試験および溶接継手引張試験結果、Table 6 に V ノッチシ

ャルビー試験結果を示す。

溶接継手強度は室温で母材規格値を満足しており、衝撃試験における吸収エネルギーおよび横膨出量はノッチ位置にかかわらず母材の規格値を十分満した。母材に 5% 予ひずみを付加した溶接継手の衝撃値は、予ひずみのない場合に比較して劣化はまったく認められなかった。

溶接継手の COD 試験を英国規格 BS 5762 に準拠して実施した。ノッチは板厚貫通とし、Fig. 14 に示す位置に入れた。Table 7 に COD 試験結果を示す。-170°C では、ボンドから HAZ 側 3mm の位置でポップインが発生した場合もあったが、それは溶接継手内のノッチ先端に位置した局部的な靱性劣化部の破壊であって、溶接継手全体の破壊に至るものではなかった。したがって荷重はポップイン発生後も上昇を続け 0.3mm 以上の COD 値が測定された。

突合せおよび T 継手溶接部に大きな欠陥が存在した場合の脆性破壊発生特性を調べるために、中央切欠付広幅引張試験を実施した。試験片形状を Fig. 15 に示す。試験片は $-170 \pm 5^\circ\text{C}$ に冷却後、8000 トンテストリグを用いて実験に供した。

Table 8 に試験結果を示す。荷重とクリップゲージ開口変位の関係は滑らかな曲線となり、ポップインといった脆性破壊に伴う荷重ドロップは観

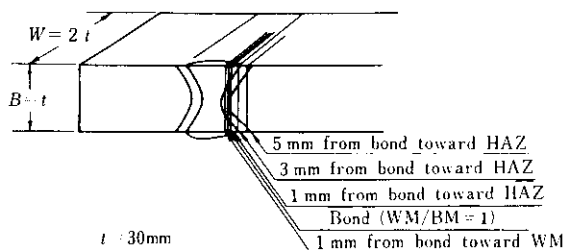
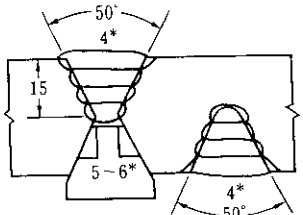
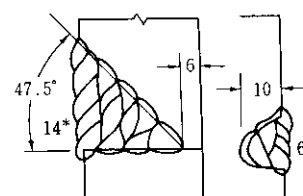


Fig.14 Notch position of a COD specimen in the weld joint

Table 2 Chemical composition and mechanical properties in the direction perpendicular to the rolling direction of a 30mm thick plate tested

Chemical composition (wt.%)						Tensile test at RT				V-notch Charpy test at -196°C		
C	Si	Mn	P	S	Ni	YS (kgf/mm^2)	TS (kgf/mm^2)	El (%)	YR (%)	Absorbed energy ($\text{kgf}\cdot\text{m}$)	Shear area (%)	Lateral expansion (mm)
0.064	0.24	0.57	0.0016	0.0023	9.04	66.1	75.1	31	88	17.6	100	1.93

Table 3 Welding conditions

Thick- ness (mm)	Welding method	Groove dimensions	Welding conditions				
			Wire (mm ϕ)	Current (A)	Voltage (V)	Speed (cm/min.)	Heat input (kJ/cm)
30	Vertical TIG		1.2	220 270	10	3.5 4.0	33.0 46.3 (41.5)**
	Horizontal SAW		2.4	300 350	25	30 65	7.5 17.5 (9.3)**

* Number of layers
** Average

Table 4 Chemical composition of weld metals

(wt. %)

Welding method	C	Si	Mn	Ni	Cr	Mo	W	Fe
Vertical TIG	0.03	0.25	0.28	51.5	12.57	13.40	2.32	19.2
Horizontal SAW	0.03	0.55	0.63	67.3	0.01	18.00	2.62	10.2

Table 5 Tensile test results at RT of weld metals and weld joints

Thickness (mm)	Welding method	Weld metal					Weld joint	
		Specimen dia. (mm ϕ)	YS (kgf/mm ²)	TS (kgf/mm ²)	El (%)	RA (%)	TS (kgf/mm ²)	Failure position
30	Vertical TIG	12.5	48.3	75.1	35.6	43.4	77.6	WM
		12.5	44.8	73.8	37.8	48.1	77.9	WM
	Horizontal SAW	12.5	39.7	74.6	49.4	41.0	77.3	WM+BM
		12.5	39.7	74.6	48.6	42.3	77.2	WM

察されなかった。実断面最大引張応力は 79kgf/mm² 以上あり、公称降伏応力以上であった。ボンド部に位置した切欠先端から発生した破壊は、引張応力軸に直角な溶接金属中央部を伝播して最終破断に至ったが、伝播き裂は延性き裂であった。

4-2 脆性き裂伝播停止特性

9% Ni 鋼板の脆性き裂伝播停止特性を調べるため、標準よりや、大型の混成 ESSO 試験なら

びに超大型の同試験を実施した。試験片形状を、Fig. 16 に示す。試験片は厚さ 30mm の 9% Ni 鋼板に同一厚さの 80kgf/mm² 級調質高張力鋼板を脆性き裂の助走部分として 80kgf/mm² 級調質高張力鋼板用溶接材料を用いて溶接して製作した。

Fig. 16(a) の標準試験片については、9% Ni 鋼板に 5% の予歪を付加したものとしなかったものの 2 種類を用い、 $-170 \pm 5^\circ\text{C}$ と -196°C に冷却したのち、1 200 トンテストリグを用い、Fig. 16

Table 6 V-notch Charpy test results at -196°C of weld joints of 30mm thick plate

Welding method	Notch position	Absorbed energy (kgf·m)	Shear area (%)	Lateral expansion (mm)
Vertical TIG	Weld metal	10.9	100	1.62
	Bond	13.2	100	1.66
	1mm from bond	11.6	100	1.34
	3mm from bond	13.5	100	1.53
	5mm from bond	14.5	100	1.60
Vertical TIG (5% prestrained plate)	Weld metal	—	—	—
	Bond	11.6	100	1.75
	1mm from bond	12.0	100	1.43
	3mm from bond	17.1	100	1.59
	5mm from bond	12.1	100	1.44
Horizontal SAW	Weld metal	9.2	100	1.20
	Bond	10.1	100	1.27
	1mm from bond	11.2	100	1.21
	3mm from bond	17.4	100	1.88
	5mm from bond	15.4	100	1.56

(b)の超大型試験片は $-170 \pm 5^{\circ}\text{C}$ に冷却し8 000 トンテストリグを用いて試験に供した。

Table 9に混成 ESSO 試験結果をまとめて示す。80kgf/mm² 級調質高張力鋼板内を伝播した脆性き裂は、9%Ni 鋼板内をいずれも伝播しなかった。標準試験片においては、予歪0%、 -173°C の試験温度では、脆性き裂は溶接部開先に沿って停止した。一方、予歪0%で、 -196°C の試験温度および、予歪5%の場合は、板厚中心部で最大長さ30mm、板表面で長さ0の槍の穂先状のき裂が試験板内に侵入したが、いずれの場合もその長さは短く、脆性き裂は停止した。超大型試験片では、80kgf/mm² 級調質高張力鋼板内を伝播した脆性き裂は2筋に枝分れを起したが、すべて、脆性き裂は9%Ni 鋼板に侵入することなく、溶接部の開先形状に沿って停止した。

混成 ESSO 試験は、以上の他に工程材について多数実施したが、いずれの場合も9%Ni 鋼板は、脆性き裂の伝播を停止させることができた。

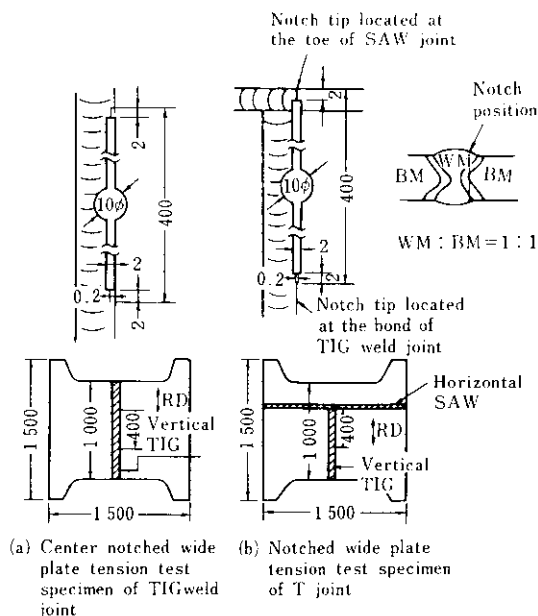


Fig.15 Geometries of wide plate tension test specimen

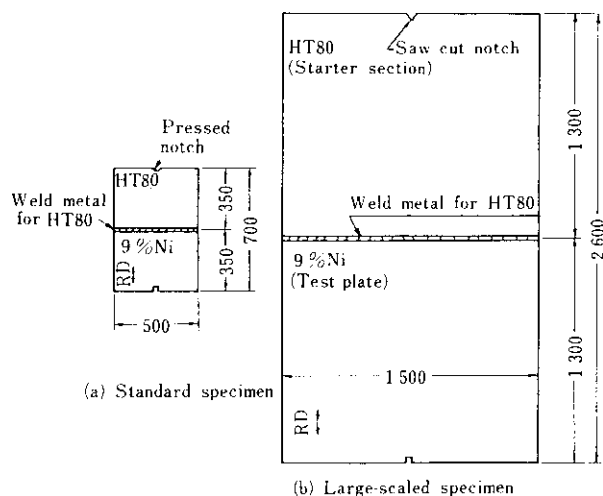


Fig.16 Duplex ESSO specimen geometries

4.3 安全性の検討

供試鋼板およびその溶接継手の -170°C における限界 COD 値 δ_c は、COD 試験では 0.3mm 以上であったのに対し、広幅引張試験で得られた値は 3mm 以上もあり、両試験結果に大きな差があった。これは、母材については切欠先端部での変形

Table 7 COD test results at -170°C of weld joint of 30mm thick plate

Welding method	Notch position	Fracture load P (kgf)	Plastic component of clip gage displacement V_p (mm)	Critical COD δ_c (mm)
Vertical TIG	1mm from bond toward WM	9 450	1.967	0.528
		10 900	1.766	0.529
	Bond	10 900	2.014	0.593*
		10 950	1.489	0.472*
	1mm from bond toward HAZ	12 000	1.422	0.474
		12 400	1.660	0.550
	3mm from bond toward HAZ	9 650	1.438	0.415
		(10 020) 10 030	(0.722) 1.180	(0.247) 0.362
	5mm from bond toward HAZ	11 050	1.308	0.410*
		11 300	0.945	0.323*
Vertical TIG (5% prestrained plate)	1mm from bond toward WM	11 525	2.978	0.874*
		10 800	1.820	0.554*
	Bond	10 825	1.689	0.514
		11 065	2.618	0.753
	1mm from bond toward HAZ	10 275	2.382	0.653*
		10 875	1.513	0.467*
	3mm from bond toward HAZ	(11 230) 11 425	(0.523) 0.956	(0.212) 0.322
		11 575	0.967	0.337
	5mm from bond toward HAZ	11 700	1.315	0.426*
		11 350	1.022	0.343*
Horizontal SAW	1mm from bond toward WM	13 900	2.000	0.671*
		12 925	1.691	0.579*
	Bond	13 875	1.655	0.578*
		14 000	1.678	0.583*
	1mm from bond toward HAZ	13 500	1.664	0.572*
		13 200	1.573	0.536*
	3mm from bond toward HAZ	13 500	1.445	0.498*
		13 050	1.818	0.597*
	5mm from bond toward HAZ	14 400	1.761	0.612*
		14 600	1.886	0.652*

() : Pop-in * : $\delta_{\max}$

Table 8 Wide plate tension test results

Test	Specimen dimensions(mm)			Prestrain (%)	Test temperature (°C)	Maximum load (t)	Maximum stress (kgf/mm ²)		K_{IC} (kgf√mm/mm ²)	Clip gage opening displacement V_p (mm)			Critical COD, δ_c (mm)		
	Thickness	Width	Notch length 2C				σ_{gross}	σ_{net}		1	2	Ave.	1	2	Ave.
Center notched wide plate tension test of TIG weld joint	30.83	1 000	400	0	-173	1 475	47.84	79.73	1 290	3.96	3.69	3.83	3.46	3.23	3.35
	30.85	1 000	400	5	-168	1 510	48.95	81.58	1 319	4.63	4.58	4.61	4.04	4.00	4.02
Notched wide plate tension test of T joint	30.70	1 000	400	0	-170	1 565	50.98	84.96	1 374	5.20	4.41	4.81	4.36	3.70	4.02

に対する拘束度の違いにより、溶接継手については拘束条件の違いの他に、母材に比較して軟い溶接金属が δ_c に大きく寄与していることによると考えられる。したがって、COD試験で得られる δ_c 値は現実の9%Ni鋼板および溶接継手の使用条件を考えると、安全側の値として得られていることがわかる。

限界COD値を構造物の安全性評価に適用する方法として、日本溶接協会規格WES 2805がある。ここでは板厚30mmの溶接継手について次のような条件を仮定して安全性評価を行なう。

- (1) 角変形量：10mm/1000mm
- (2) 目違い量：2mm
- (3) 溶接ビード幅：26mm
- (4) 設計応力：16.7kgf/mm² (ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. III, Rules for Construction of Pressure Vessels, Div. 1)

以上の条件より、構造部材に生ずるひずみ e は、 4.14×10^{-3} と求めることができる。

WES 2805によると、欠陥特性寸法 $\bar{a}$ と欠陥に作用するひずみ e および限界COD値 δ_c の間に次の関係がある。

$$\delta_c = 3.5e\bar{a}$$

上式に $e = 4.14 \times 10^{-3}$ 、 $\delta_c = 0.3\text{mm}$ を代入すると、 $\bar{a} = 20.7\text{mm}$ が得られる。 $\bar{a}$ は板厚貫通欠陥の場合は欠陥長さの $1/2$ となる。

次に、板厚貫通欠陥を考えた場合に、繰返し応

力の作用による欠陥の成長を考慮したときの許容される初期欠陥の大きさを検討する。今、初期貫通欠陥の半長を a_0 、 N 回の応力繰返し後の欠陥の半長を a_N とすると、 a_N と a_0 の間に次の関係がある。

$$a_N = \frac{a_0}{1 - 5.46 \times 10^{-12} (\Delta\sigma_{\text{eff}} \sqrt{\pi a_0})^4 N / a_0}$$

$$\Delta\sigma_{\text{eff}} = \Delta\sigma_t + 0.5 \Delta\sigma_b$$

応力繰返し数として2000、 $\Delta\sigma_t$ として引張応力16.7kgf/mm²、 $\Delta\sigma_b$ として曲げ応力18.4kgf/mm²を考えると、 $a_N = \bar{a} = 20.7\text{mm}$ とおくことにより、 $a_0 = 10.4\text{mm}$ が得られる。すなわち、疲労による欠陥の成長を考慮に入れた場合の許容初期欠陥寸法 $2a_0$ として20.8mmが得られる。この大きさの板厚貫通き裂は、たとえ存在したとしても見過されるものではないと考えられる。

COD試験では一部ポップインが発生した試験片があった。しかしながら、切欠付広幅引張試験ではポップイン現象は荷重-クリップゲージ開口変位曲線上ではまったく見られなかった。また、溶接継手ボンド部に入れた切欠の先端から発生したき裂は、すべて軟らかい溶接金属内部を伝播する延性き裂であった。したがって、供試鋼板の溶接継手については脆性破壊の発生および伝播の可能性はきわめて低いといえる。

一方、混成ESSO試験では -170°C および、 -196°C とも供試鋼板内での脆性き裂の伝播は生

Table 9 Duplex ESSO test results

Specimen No.	Specimen dimensions(mm)		1) Prestrain (σ_0)	1) Test temperature ($^\circ\text{C}$)	Impact energy (kgf·m)	Load (t)	σ_{gross} (kgf/mm ²)	2) Arrested crack length (mm)	3) K_{I0} (kgf·√mm/mm ²)	Go/NoGo
	Thickness	Width								
C-1	30.78	670	0	-173	60	619	30.0	365	1 098	No Go
C-2	30.84	700	0	-196	60	647	30.0	391	1 123	No Go
H-1	30.77	700	4.7	-178	60	646	30.0	408	1 123	No Go
H-2	30.82	700	6.9	-172	0	320	14.8	406	554	No Go
B	31.91	2 600	0	-170	150	2 500	30.1	1 324	2 202	No Go

Notes :

1) Measured at the position where the brittle crack hit the 9%Ni steel plate

2) Maximum arrested crack length

$$3) K_{I0} = \sigma_{\text{gross}} \sqrt{4b \tan \frac{\pi c_0}{4b}}$$

$2b$: Specimen width

c_0 : Crack length in the starter section

じず、たとえ何らかの原因で長大き裂が発生したと仮定しても、供試鋼板は十分大きな、脆性き裂伝播停止特性を有しているといえる。

5. 結 言

LNG タンクに使用される 9% Ni 鋼に対しては優れた低温靱性が要求される。当社では以前より 9% Ni 鋼の品質向上に努めてきたが、知多 LNG 基地の 80 000kl, LNG タンク用鋼板、約 3 000 トンを製造するに当り、P, S の含有量を極力下げ各製造工程の管理を厳重に実施した結果、品質が安定し特性の優れた 9% Ni 鋼板を製造、納入すること

ができた。また、この鋼板について各種の溶接継手性能試験、破壊靱性試験を実施し、LNG タンク用材として適用可能であることを確認した。

今後、9% Ni 鋼板の使用量は増大を続けると思われるが、当社の鋼板はその優れた特性により十分需要家各位の御要望にお応えできるものと確信している。

終わりに、本報告にある溶接継手性能試験、破壊靱性試験は川崎重工業株式会社播磨工場殿との共同研究の一環として実施したものである。発表の御許可をいただいたことに対し、深く謝意を表する次第である。

参 考 文 献

- 1) 石油代替エネルギー法, 1980. 5. 30通産省制定
- 2) 有村, 安田, 奥村: 川崎製鉄技報, 3 (1971) 2, 82
- 3) Y.Nakano, S.Suzuki, A.Kamada, K.Hirose: Crack Initiation and Arrest Characteristics of 9% Ni Steels with Various Charpy V-Notch Values (ICMC 1981)
- 4) 中西, 加藤, 鈴木, 香月: 鉄と鋼, 64 (1978) 4, S169
- 5) 山田, 川原田, 森下, 柿元, 谷川: 鉄と鋼, 66 (1980) 11, S733