

170 キロ鋼によるロケット・モータ・ケースの試作

森 大吉郎・高木 乙麿*・鈴木 和久**

Application of 170 kg/mm² Strength Steel to Solid Propellant Rocket Motor Case

By

Daikichiro MORI, Otomaru TAKAGI and Kazuhisa SUZUKI

Abstract: Specially heat-treated low-alloy steel with the 150—170 kg/mm² tensile-strength level has been developed recently, and an attempt to apply this steel to solid propellant rocket motor case was undertaken. In this paper are reported some series of fundamental and developmental stage research works on the material properties and on the fabrication techniques. Results of burst test of 450 mm diameter test vessels and pressure test of 1,400 mm diameter test vessel are also shown.

概 要

170 キロ鋼によるロケット・モータ・ケースの試作を計画し、材料および加工法についての一連の基礎的研究と、選定した鋼種で試作したモータ・ケースについての内圧破壊試験とを実施した。

1. ま え が き

東京大学の観測ロケットには 100 キロ鋼, 140 キロ鋼および 200 キロ鋼が用いられてきているが, 140 キロ鋼の延性と靱性を損わないでしかも引張強さを 150 ないし 170 kg/mm² に高めた高張力鋼によるモータ・ケースの試作を計画し, 一連の基礎的研究と試作モータ・ケースの内圧破壊試験を実施した。ここにその概要を報告する。

2. 基 礎 試 験

2.1 試作鋼の諸性質

ロケット・モータ・ケース用超高張力鋼としてすでに開発されて実用に入った 140 キロ鋼の基本的な成分系は 3.75% Ni-Cr-Mo-V であるが, この成分系をベースにし, 延性と靱性の特性を損わないで, 引張強さを 150 ないし 170 kg/mm² に向上させるために 3.5% Ni ないし 7% Ni 系の試作鋼を 12 種類少量溶解した。

* 三菱重工業神戸造船所

** 三菱重工業神戸研究所

表 1 試作鋼の成分系と機械的性質

符号	[1] 溶解法	公称板厚 (mm)	成分系	引張試験				NASA 切欠試験		曲げ試験		一様伸び (%)
				耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	伸び GL=50mm (%)	降伏比	切欠引張強さ (kg/mm ²)	切欠強さ比	曲げ半径 × 180°	状態	
A	AM	1.6	0.23 C-3.5 Ni-1.7 Cr-0.5 Mo-0.1 V	133.1	157.0	7.8	0.85	142.7	0.91	3.5TR	良好	—
B	AM	1.6	0.23 C-3.7 Ni-1.7 Cr-0.5 Mo-0.1 V	139.9	154.7	7.0	0.90	145.4	0.95	3.25TR	—	—
C	AM	1.6	0.17 C-4.8 Ni-1.7 Cr-0.5 Mo-0.1 V	137.3	151.1	7.5	0.91	146.3	0.97	3.5TR	—	—
D	VM	2.0	0.18 C-7 Ni-1.7 Cr-1.5 Mo-0.1 V	135.5	154.2	10.0	0.88	154.7	1.00	3.0TR	—	3.99
E	AM	1.6	0.12 C-6.9 Ni-1.7 Cr-0.5 Mo-0.1 V	143.2	162.9	8.5	0.88	153.8	0.95	3.5TR	—	—
F	VM	2.0	0.22 C 7.2 Ni-1.7 Cr-1.1 Mo-0.1 V	141.0	162.0	9.8	0.87	154.0	0.95	3.0TR	—	3.86
G	VM	2.0	0.24 C-5 Ni-1.7 Cr-1.6 Mo-0.1 V	142.2	161.8	9.3	0.88	150.0	0.93	3.0TR	—	3.85
H	AM	1.6	0.23 C-4.7 Ni-1.8 Cr-0.5 Mo-0.1 V -0.004B	158.9	169.8	6.0	0.94	144.7	0.85	4.5TR	—	3.93
I	AM	1.6	0.23 C-4.8 Ni-1.6 Cr-0.5 Mo-0.1 V	153.3	167.8	7.5	0.92	144.2	0.87	4.0TR	—	—
J	VM	2.0	0.30 C-5 Ni-1.6 Cr-1.1 Mo-0.1 V	159.1	178.4	9.3	0.89	144.7	0.82	3.0TR	—	3.64
K	VM	2.0	0.21 C-7.3 Ni-1.7 Cr-0.5 Mo-0.1 V	150.0	170.2	8.5	0.88	161.3	0.95	3.0TR	—	—
L	VM	2.1	0.22 C-6.9 Ni-1.7 Cr-0.5 Mo-0.1 V	139.4	159.8	9.1	0.87	153.5	0.96	3.0TR	—	4.15

注 [1] AM: 大気溶解, VM: 真空溶解

表1に試作した12種類の鋼材符号, 溶解法, 板厚および成分系を示し, また機械的性質を試験した結果を一括して示す. A~Dは150kg/mm²級, E~Lは160~170kg/mm²級の強度を有する鋼である. 超高張力鋼の主眼である切欠強さはA~Dの引張強さ150kg/mm²級では7%Ni系のDがよく, E~Lの160~170kg/mm²級でも5%Ni系よりも7%Ni系のほうが良好であることがわかる.

図1にNASA切欠引張試験結果を引張強さと切欠強さ比(NTS/TS)との関係に整理した結果を示す. 引張強さが上昇するに従ってNTS/TSも低下するが, 7%Ni-Cr-Mo-V系の真空溶解材では160~170kg/mm²級でNTS/TSが0.95以上の値が得られることがわかる.

次に圧力容器の破壊延性に密接な関係がある一様伸びと引張強さとの関係を図2に示す. 一様伸びは引張強さが上ると低下するが, いずれも約4%程度の値を示し, 一様伸びが大きいことが本鋼種の一つの特長になっていることがわかる.

また, 超高張力鋼の性能上最も重要なものの一つである靱性を示す衝撃値は, 図3に示すように引張強さが上昇するに従って低下するが, 160~170kg/mm²級では4kg・m/cm²以上の値が得られ, 7%Ni-Cr-Mo-V系はかなり高い靱性を有していることがわかる.

図4にC量0.20~0.24%の試作鋼についてNi含有量と0.2%耐力, 引張強さとの関係を示すが7%Ni系の0.2%耐力は135kg/mm²以上で, 同じく引張強さは160~170kg/mm²級が確保できることがわかる.

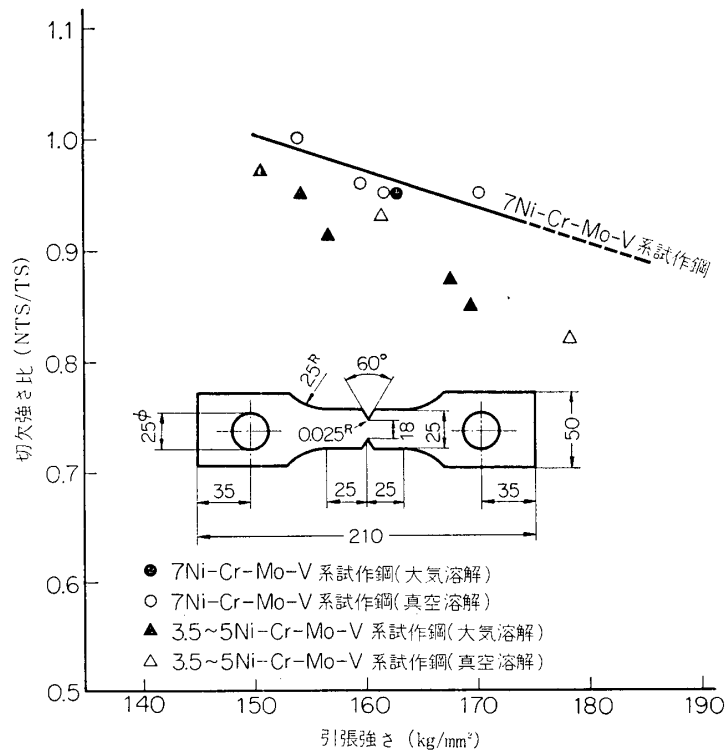


図1 母材の引張強さと切欠強さ比との関係

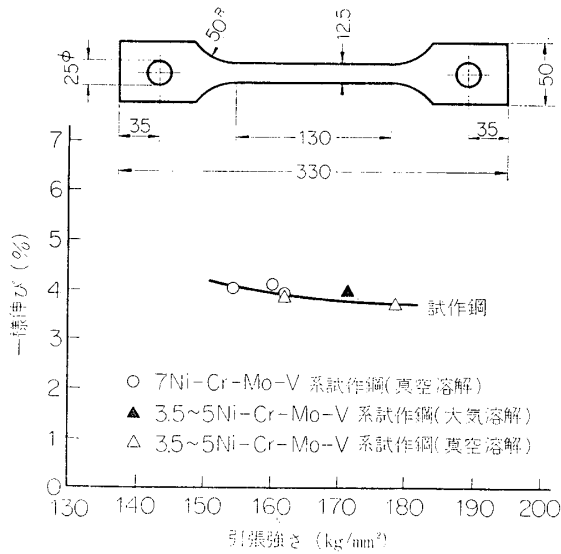


図 2 母材の一樣伸びと引張強さとの関係

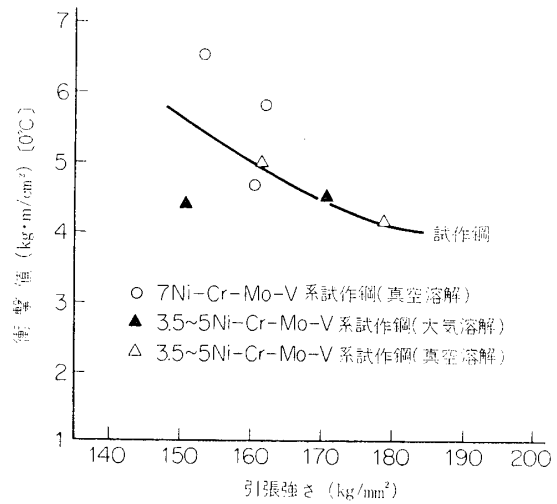


図 3 母材の衝撃値と引張強さとの関係

2.2 試作鋼溶接継手の諸性質

試作鋼の溶接部の諸特性については、TIG 溶接法を適用して溶接後熱処理を行なったものおよび熱処理後溶接を行なった溶接継手について強度と延性、靱性を調べた。表 2 に溶接継手の引張試験、NASA 切欠引張試験および曲げ試験結果を一括して示す。図 5 に表 2 の引張試験結果から母材の引張強さと、溶接継手の引張強さとの関係を求めた結果を示す。こ

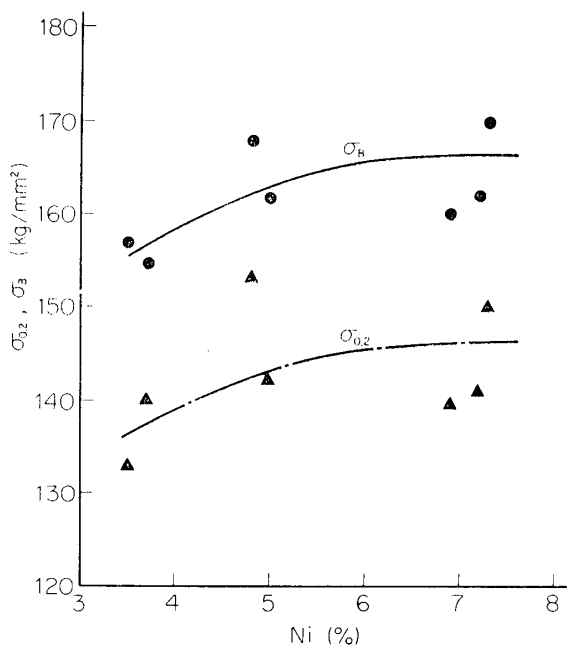


図 4 Ni 量と強度との関係

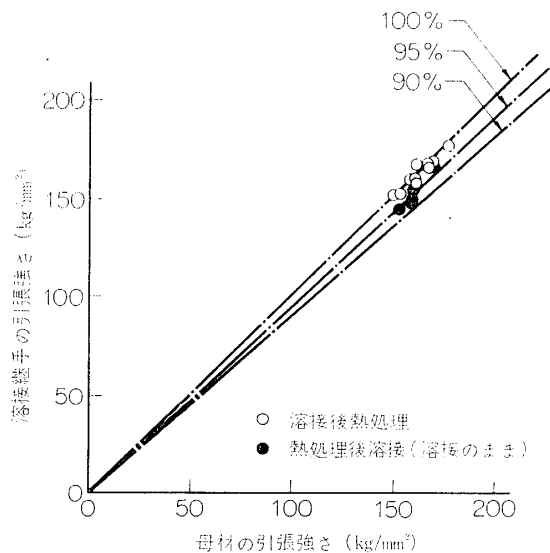


図 5 溶接継手の引張強さとの母材の引張強さとの関係

表 2 溶接継手の機械的性質の一例

試作鋼 符号	公称 板厚 (mm)	溶接法	[I] 熱処理	引張試験		NASA切欠試験		曲げ試験		一様伸び (%)
				引張強さ (kg/ mm ²)	破断 位置	切欠 位置	切欠 引張強さ (kg/ mm ²)	曲げ半径 × 180°	状態	
C	1.6	TIG	H	152.4	母材部	溶接金属 中央	126.8	3.5TR	良好	—
D	2.0	"	H	152.7	"	"	122.1	3.0TR	"	2.60
		"	W	145.6	"	"	145.7	3.0TR	"	—
E	1.6	"	H	158.4	"	"	117.5	3.5TR	"	—
F	2.0	"	H	162.3	溶接部	"	135.3	3.0TR	"	3.15
		"	W	154.3	母材部	"	143.0	3.5TR	"	—
G	2.0	"	H	167.3	"	"	128.3	3.0TR	"	3.16
		"	W	151.7	"	"	140.9	3.5TR	"	—
H	1.6	"	H	167.7	"	"	103.4	4.5TR	"	2.94
I	1.6	"	H	169.2	"	"	119.5	4.5TR	"	—
J	2.0	"	H	179.0	"	"	117.5	3.5TR	"	2.44
K	2.0	"	H	169.8	溶接部	"	149.5	3.5TR	"	2.38
		"	W	164.1	母材部	"	150.4	3.5TR	"	—
L	2.1	"	H	160.9	"	"	144.9	3.5TR	"	2.98
		"	W	150.3	"	"	161.0	3.5TR	"	—

注 [I] H: 溶接後熱処理
W: 熱処理後溶接 (溶接のまま)

の図5から明らかなるように、溶接後熱処理を行なった溶接継手の引張強さは、ほぼ母材の引張強さと同程度であり、継手効率100%の強度が得られている。また熱処理後溶接を行なった溶接継手(溶接のまま)は板厚が薄いために溶接熱により、熱影響部に軟化部が生じ継手の引張強さは溶接後熱処理を行なったものより低く、継手効率は約90~95%となっている。

ついで図6に表2の溶接継手のNASA切欠引張試験結果から溶接継手の引張強さと、NASA切欠引張強さとの関係を求めた結果を示す。この図6から明らかなるように、7% Ni-Cr-Mo-V系が5% Ni-Cr-Mo-V系よりも切欠強度が高く、また溶接後熱処理を行なった溶接継手よりも溶接のままの溶接継手の切欠強さのほうが高い値を示しており、このことから溶接のままの状態でも溶接金属の切欠感受性が低く、たとえ鋭い欠陥が存在しても強度低下が少ないことを示している。

次に図7に溶接後熱処理を行なった溶接部の一様伸びと引張強さとの関係を示すが、母材

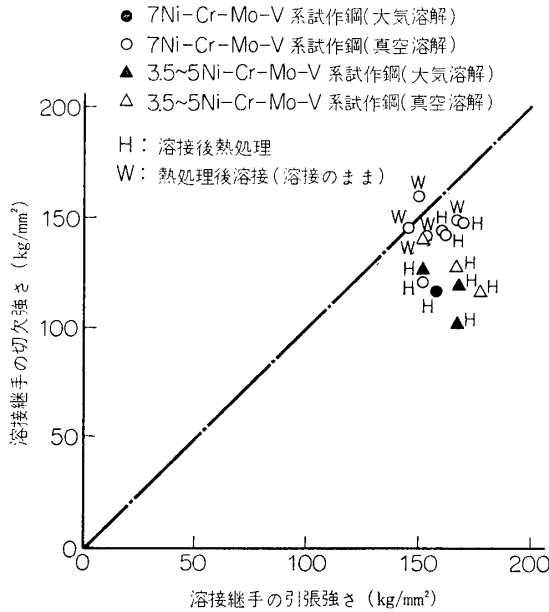


図 6 溶接継手の切欠強さと溶接継手の引張強さとの関係

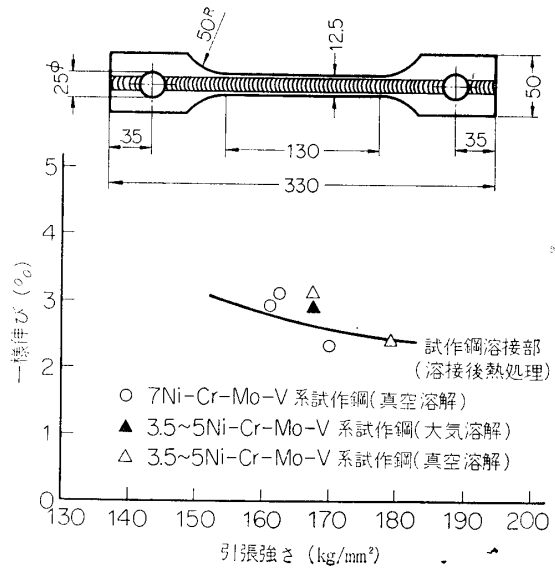


図 7 溶接部の一様伸びと引張強さとの関係

と同様に強度が高くなるに従って一様伸びは低下するがいずれも 2.5% 以上の値を示し、母材および溶接部ともに破壊延性が高く、溶接構造物に適用した場合、構造的な不連続などによって生ずる応力・ひずみの集中による破壊性能の低下が少ない特性を具備していることがわかる。

母材と同様に溶接継手についても、2 mmV ノッチシャルピー衝撃試験を行なった。図 8 に溶接金属部の 0°C における V ノッチシャルピー衝撃値と引張強さとの関係を示すが、一般に母材よりも衝撃値が低い、また、NASA 切欠引張強さと同様に、溶接後熱処理を行なった溶接金属よりも熱処理後溶接を行なった溶接金属、すなわち溶接のままの溶接金属のほうが高い衝撃値を示し、靱性が高いことがわかる。このことから溶接のままの溶接金属についても、靱性の点では問題ないことがわかる。

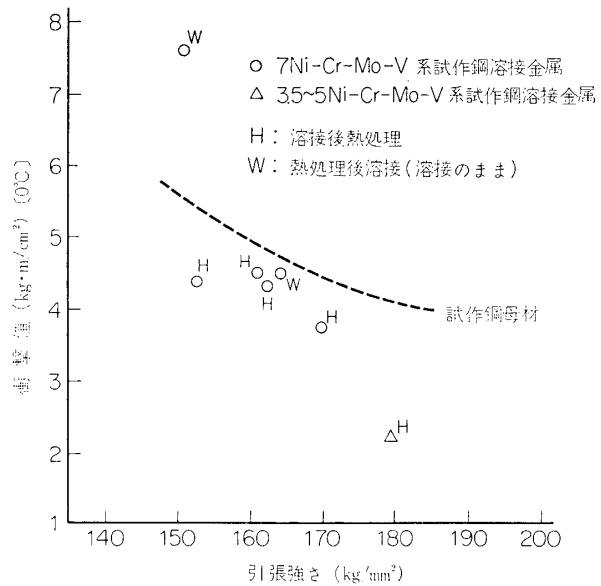


図 8 溶接金属部の衝撃値と引張強さとの関係

2.3 小形モデル・ケースの破壊試験による性能の確認

試作鋼およびその溶接部の諸性質を調べた基礎試験の結果、強度・延性・靱性いずれの点からも 7% Ni-Cr-Mo-V 系が 170 kg/mm² 級超高張力鋼の成分系として適している見通し

表 3 小形モデル・ケースの破壊試験結果

モデル No.	試作鋼 符号	[1] 工作法	内 径 D (mm)	板 厚 t_0 (mm)	破壊圧力 P_f (kg/cm ²)	[2] 破壊強度 σ_f (kg/mm ²)	破 壊 位 置
1	K	H	450.9	1.94	161.5	187.7	溶接部
2	K	H	733.1	1.95	91	171.1	同上
3	K	W	450.9	1.95	129	149.1	同上
4	K	W	450.9	1.92	132	155.0	同上

注 [1] H: 長手継手溶接後熱処理
W: 熱処理後溶接 (溶接のまま)

$$[2] \quad \sigma_f = \frac{P_f \cdot D}{2t_0}$$

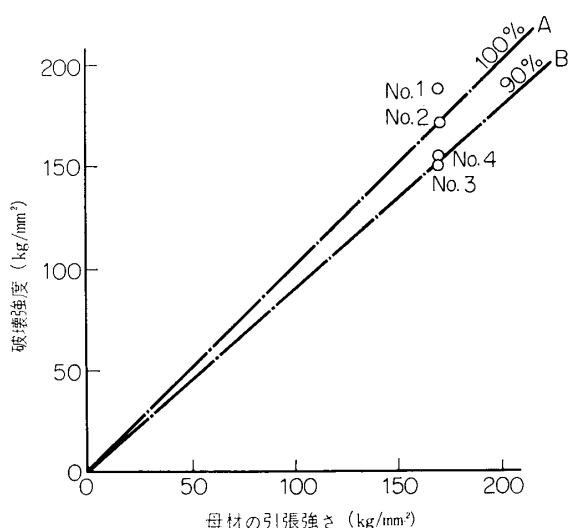


図 9 母材の引張強さと小形モデルケースの破壊強度との関係

ことがわかる。また、長手継手が溶接のままの No. 3, No. 4 のモデルの破壊強度はそれぞれ 149 kg/mm² および 155 kg/mm² を示し、熱影響部の軟化部から破壊している。

図 9 に母材の引張強さと小形モデル・ケースの破壊強度との関係を示すが、溶接後熱処理を行なったモデル No. 1, No. 2 は母材の強度に相当する破壊性能が得られており、また、溶接のままのモデル No. 3, No. 4 でも継手効率約 90% の破壊性能が確保されていることがわかる。なおモータ・ケースの円周継手に対しては軸方向応力は円周方向の 1/2 であるから、溶接のままでも強度には余裕がある。

以上の結果から、7% Ni-Cr-Mo-V 系の試作鋼は引張強さ 170 kg/mm² 級の超高張力鋼としてロケット・モータ・ケースに適用して低応力で破壊を生ずることなく、材料強度に相当する性能が十分得られることが確認できた。

が得られたが、小形試験片による母材および溶接部の性能だけではロケット・モータ・ケースに直ちに適用できるかどうかを判定することは不十分であるので 7% Ni-Cr-Mo-V 系試作鋼 K によりモータ・ケースの小形モデル (内径 450 mm, 735 mm) を製作し工作法の影響と潜在欠陥の影響とをも含めた破壊性能を内圧による破壊試験によって調べた。

表 3 に小形モデル・ケースの破壊試験結果を示すが、溶接後熱処理を行なった No. 1, No. 2 のモデルの破壊強度はそれぞれ 187.7 kg/mm² および 171.1 kg/mm² を示し、170 kg/mm² 級の性能が得られている

3. モータ・ケースへの応用に関する試験

基礎研究の結果、引張強さ 170 kg/mm² 級超高張力鋼の成分系として 7% Ni-Cr-Mo-V 系が適していることが確認できたので、0.2% C-7% Ni-1.5% Cr-0.5% Mo-0.1% V を基本成分として、実用鋼板と同一条件で 10 ton のコンセルアーク溶解炉により真空溶解し、圧延した大形試作鋼 HT-170 (公称板厚 4.5 mm) を製造し、各種の性能試験を行なってモータ・ケースへの応用化を検討した。

3.1 供試鋼

1) 化学成分

表 4 に大形試作鋼 HT-170 (公称板厚 4.5 mm) の化学成分を示すように基本成分は 0.2% C-7% Ni-1.5% Cr-0.5% Mo-0.1% V である。

2) 冶金学的性質

HT-170 の変態点は A_{c1} 600~640°C, A_{c3} 730°C~780°C, M_s 点は 260°C~300°C である。

図 10 に母材の顕微鏡組織を示す。組織は微細化した下部ペーナイト組織を呈している。

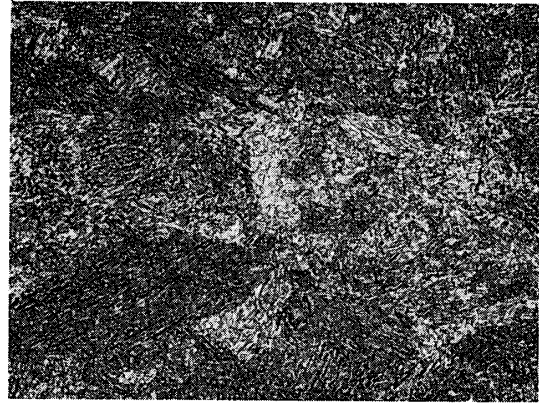


図 10 顕微鏡組織(×500)

3.2 母材の諸性質

3.2.1 強度と延性 表 5 に HT-170 母

表 4 大形試作鋼の化学成分

鋼種	公称板厚 (mm)	化 学 成 分 (%)										
		C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Cu	Al	V
HT-170	4.5	0.22	1.51	0.72	0.008	0.003	6.75	1.55	0.44	0.06	0.039	0.080

表 5 母材の機械的性質

鋼種	公称板厚 (mm)	採取方向	引張試験				NASA切欠試験		曲げ試験		シャルピ 衝撃値 vE_0 (kgm/cm ²)	一様伸 び (%)
			耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	伸び GL=50 mm(%)	降伏比	切欠引張強さ (kg/mm ²)	切欠強さ比	曲げ半径 × 180°	状態		
HT-170	4.5	L	143.7	161.1	13.0	0.90	135.8	0.84	4.0 ^{TR}	良好	4.6	3.55
			143.4	160.6	12.8	0.90	139.2	0.86	3.0 ^{TR}	良好	4.3	2.86
		C	146.8	162.3	12.0	0.90	148.1	0.91	—	—	4.6	2.16
			144.0	162.6	12.8	0.89	140.6	0.86	—	—	4.2	2.78

材の平滑引張試験, NASA 切欠引張試験, 2mmV ノッチシャルピー衝撃試験結果および一様伸びを一括して示す. この試験結果から引張強さは 160~163 kg/mm² で, 切欠強さ比 (NTS/TS) は約 0.85~0.90 である. また曲げ延性も良好であり, 圧力容器の破壊延性を示す一様伸びは約 3% 程度の値を示した.

図 11 は一様伸びを調べるために行なった延性試験結果を示した.

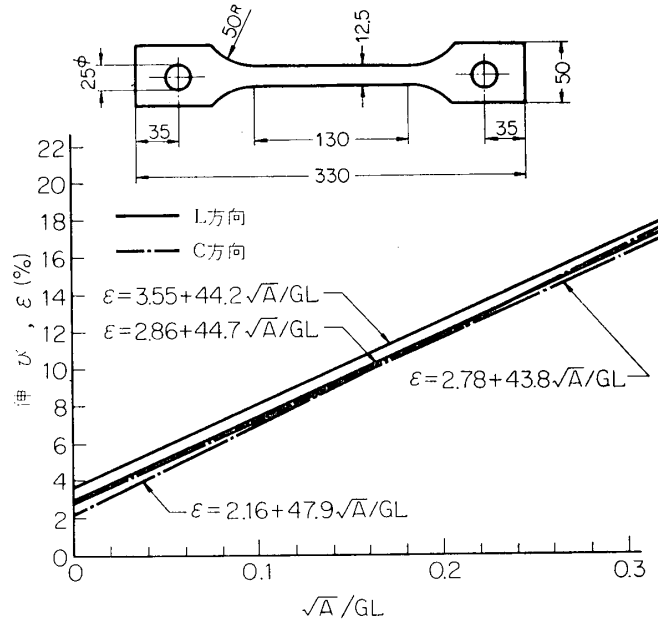


図 11 母材の $\epsilon - \sqrt{A}/GL$

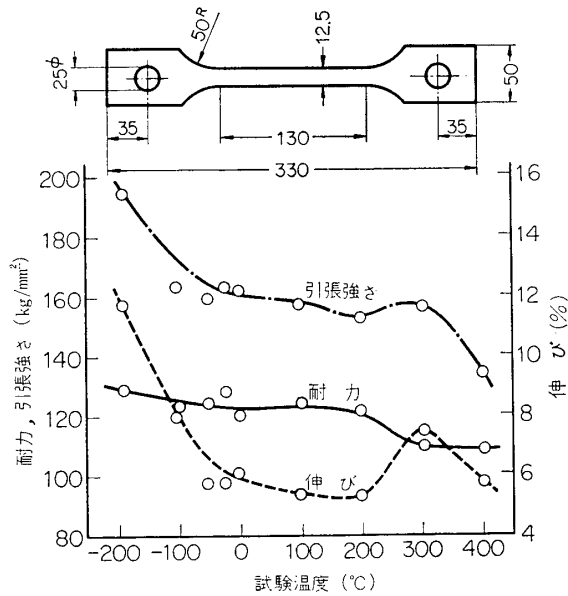


図 12 母材の高温引張試験結果

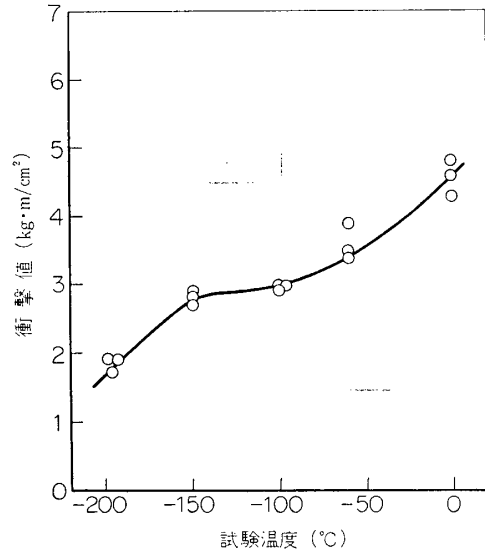


図 13 母材の 2mmV ノッチシャルピー遷移曲線

図 12 に 400~-196°C における高低温引張試験を示すが、300°C まで 160 kg/mm² 以上の引張強さを維持でき、かつ低温になっても伸びが低下していない。

3.2.2 靱性 HT-170 の靱性について 2mmV ノッチシャルピー衝撃試験、ASTM 切欠引張試験および表面切欠引張試験を行なって調べた。

表 6 母材の ASTM 切欠引張試験結果

鋼種	採取方向	試験片寸法 (mm)			せん断 破面率 <i>P</i>	破壊荷重 (kg)		破壊応力 (kg/mm ²)			(2) <i>K_c</i> (kg/mm ² √mm)	(3) <i>K_{1c}</i> (kg/mm ² √mm)
		板厚 <i>t</i>	幅 <i>W</i>	(1) 初期 クラック 長さ <i>2a₀</i>		pop-in 荷重 <i>P_p</i>	破断 荷重 <i>P_c</i>	pop-in 応力 <i>σ_p</i>	一様断面 応力 <i>σ_G</i>	切欠断面 応力 <i>σ_N</i>		
HT-170	L	5.04	99.97	40.8	0.70	26700	30000	53.0	59.5	100.6	749.5	493.7
	C	5.06	99.93	38.0	0.80	21800	30800	43.1	60.9	98.3	709.1	380.7

注 (1) 初期クラックは機械加工後疲労クラックを入れた。

(2) $K_c = \sigma_G \sqrt{Wq}$

ただし
$$\begin{cases} 2 \tan^{-1} q - \frac{q}{1+q^2} = 2 \left(\frac{\pi a_0}{W} + c \right) + \frac{1}{2} \left(\frac{\sigma_G}{\sigma_y} \right) q \\ c = 4.7(P - 0.43) \frac{t}{W} \end{cases}$$

(3) $K_{1c} = \sigma_p \sqrt{\frac{W}{1-\nu^2} \tan \frac{\pi a}{W}}$

ただし $a = a_0 + \frac{(1-\nu^2)K_{1c}^2}{6\pi\sigma_y^2}$ ν : ポアソン比=0.3

表 7 母材の表面切欠引張試験結果

鋼種	採取方向	試験片寸法 (mm)				破断荷重 <i>P</i> (kg)	破壊応力 (kg/mm ²)		(2) <i>K_{1c}</i> (kg/mm ² √mm)
		板厚 <i>t</i>	幅 <i>W</i>	(1) 切欠長さ <i>2a</i>	切欠深さ <i>b</i>		一様断面 応力 <i>σ_G</i>	切欠断面 応力 <i>σ_N</i>	
HT-170	L	4.88	24.98	5.5	1.6	17600	144.3	153.1	305.9
		4.86	25.00	8.0	2.0	15300	125.9	140.4	305.7
	C	4.96	25.00	8.6	2.2	15750	127.0	144.3	319.7
		4.93	24.99	7.0	2.0	16850	136.0	150.2	320.3

注 (1) 切欠は機械加工後疲労クラックを入れた。

(2)
$$K_{1c}^2 = \frac{1.2\pi\sigma_G^2 b}{\phi^2 - 0.212 \left(\frac{\sigma_G}{\sigma_y} \right)^2}$$

$$\phi = \int_0^{\frac{\pi}{2}} \sqrt{1 - \left(\frac{a^2 - b^2}{a^2} \right) \sin^2 \theta} d\theta$$

まず図 13 に 2mmV ノッチシャルピー遷移曲線を示した。衝撃値は 0°C で 4.6 kgm/cm² である、次に破壊靱性を求めるために行なった ASTM 切欠引張試験結果を表 6 に、表面切欠引張試験結果を表 7 に示した。

3.3 溶接継手の諸性質

HT-170 の溶接部について強度と延性、靱性および冶金学的性質を調べた。溶接法は共金系の試作ワイヤを用いて TIG 溶接を行ない、溶接後熱処理を行なったものおよび熱処理後溶接を行なった溶接継手について諸性質を調べた。

3.3.1 強度と延性 表 8 に HT-170 溶接継手の引張試験、NASA 切欠引張試験、2 mmV ノッチシャルピー衝撃試験結果および一様伸びを一括して示す。

引張試験結果から溶接後熱処理を行なった溶接継手の引張強さは、ほぼ母材の引張強さと同程度であり、継手効率約 100% の強度が得られている。また、熱処理後溶接を行なった溶接継手（溶接のまま）は熱影響部に軟化部が生じるため引張強さがやや低く、継手効率は約 97% である。

次に NASA 切欠引張試験結果から溶接後熱処理を行なった溶接継手と溶接のままの溶接継手との切欠強さの差はほとんどなく、しかも母材以上である。このことから溶接部の切欠感受性は低いことがわかる。次に溶接継手の曲げ延性は良好であり、破壊延性を示す一様伸びは母材と同じく約 3% の値を示した。図 14 に延性試験結果を示す。次に図 15 は溶接後熱処理を行なった溶接継手の 400～-196°C までの高低温引張結果を示したものであるが、母材の場合と同様に温度 300°C まで約 160 kg/mm² 以上の引張強さを十分に維持でき、かつ低温における伸びの低下もほとんどない。

3.3.2 靱性 図 16 に 2mmV ノッチシャルピー衝撃試験の結果から求めた溶接金属の遷移曲線を示す。溶接金属の衝撃値は溶接後熱処理した場合母材よりもやや低いが、

表 8 溶接継手の機械的性質

鋼種	公称板厚 (mm)	溶接法	熱処理	引張試験		NASA切欠試験		曲げ試験		シャルピー衝撃値		一様伸び (%)
				引張強さ (kg/mm ²)	破断位置	切欠位置	切欠引張強さ (kg/mm ²)	曲げ半径 × 180°	状態	ノッチ位置	vE ₀ (kgm/cm ²)	
HT-170	4.5	TIG 溶接	溶接後 熱処理	159.5	母材	溶接 金属	150.5 163.8	4.0 ^{TR}	良好	溶接 金属	4.0 3.4 2.8	2.28
				160.9	母材	境界	156.0 167.0			3.0 ^{TR}	良好	
			熱処理後 溶接	155.4	母材	溶接 金属	158.1 158.8	7.0 ^{TR}	良好	溶接 金属	8.3 8.1 8.2	3.92
				157.8	母材	境界	149.9 145.1			4.5 ^{TR}	良好	

0°C で 3.4 kg・m/cm² の値を示した. 次に表 9, 表 10 に溶接部の破壊靱性を求めるために ASTM 切欠引張試験および表面切欠引張試験を行なった結果を示す.

この結果から明らかなように, 溶接金属部の K_{IC} 値は $\sigma_N > 0.8 \sigma_y$ となり正確には求めら

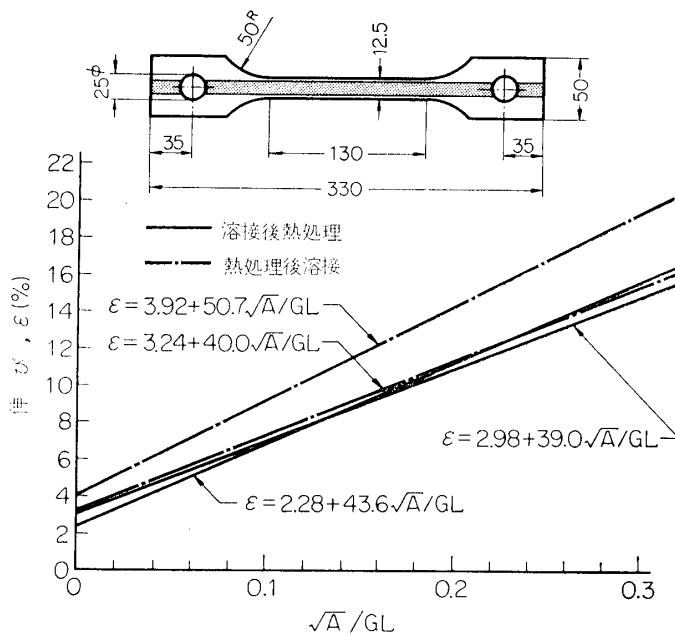


図 14 溶接継手の $\epsilon - \sqrt{A}/GL$

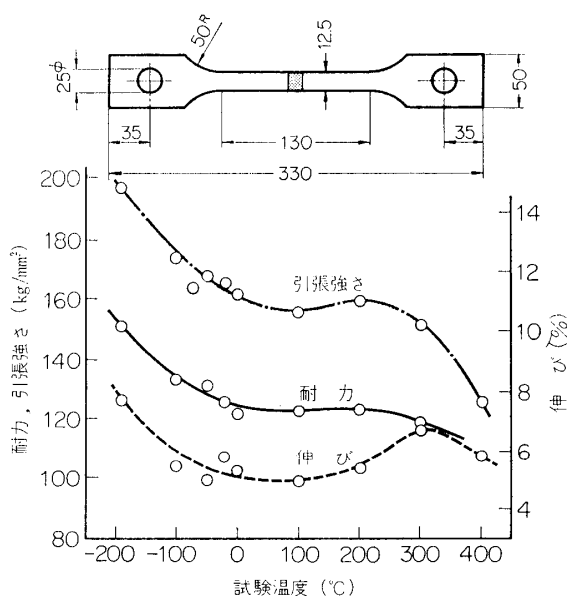


図 15 溶接継手の高低温引張試験結果

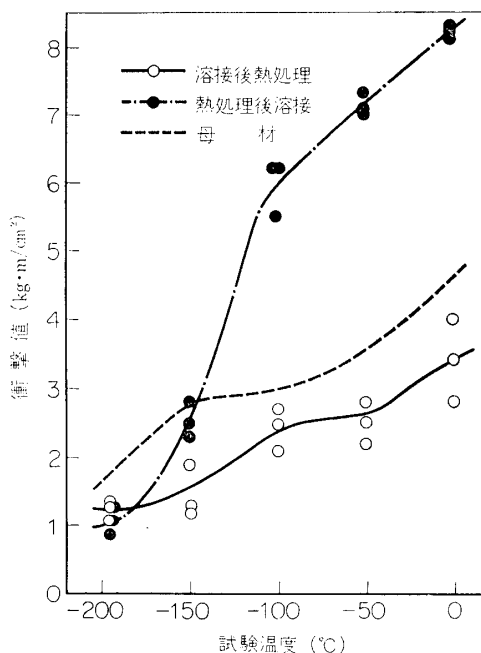


図 16 溶接金属の 2 mmV ノッチ シャルピー遷移曲線

表 9 溶接継手の ASTM 切欠引張試験結果

鋼種	熱処理	試験片	切欠位置	試験片寸法 (mm)			せん断 破面率 P	破断 荷重 $P_c(\text{kg})$	破壊応力 (kg/mm^2)		K_{Ic} (kg/mm^2 $\sqrt{\text{mm}}$)
				板厚 t	幅 W	初期 クラック 長さ $2a_0$			一様断面 応力 σ_G	切欠断面 応力 σ_N	
HT-170	溶接後 熱処理	中央切欠	溶接 金属	4.97	100.10	40.7	1.00	38300	77.0	129.7	(1) (1129.4)
	熱処理 後溶接	両側切欠	溶接 金属	4.88	99.99	37.5	0.80	33350	68.3	109.4	847.5

注 (1) $\sigma_N > 0.8\sigma_y$ であるため参考値を示す。

表 10 溶接継手の表面切欠引張試験結果

鋼種	熱処理	切欠位置	試験片寸法 (mm)				破断 荷重 P (kg)	破壊応力 (kg/mm^2)		K_{Ic} (kg/mm^2 $\sqrt{\text{mm}}$)
			板厚 t	幅 W	切欠長さ $2a$	切欠深さ b		一様断面 応力 σ_G	切欠断面 応力 σ_N	
HT-170	溶接後 熱処理	溶接 金属	4.84	25.03	8.7	2.2	16100	132.9	151.2	341.2
	熱処理 後溶接	溶接 金属	4.93	24.98	5.9	1.8	18200	147.7	158.8	326.2

れないが、表面切欠引張試験より求めた平面ひずみ状態における破壊靱性 K_{Ic} 値は母材よりも若干高い値を示した。

3.3.3 冶金的性質 HT-170 の溶接後熱処理を行なった溶接継手と熱処理後溶接を行なった溶接継手のマクロ組織と溶接部の顕微鏡組織を図 17 に示す。この顕微鏡組織から溶接後熱処理をすることにより、下部ベーナイト状組織を呈していることがわかる。

図 18 に HT-170 の溶接後熱処理を行なった溶接継手と溶接のままの溶接継手のかたさ分布を示すが、溶接後熱処理を行なった溶接部はほぼ均一のかたさ分布を呈しているが、TIG 溶接を行なったままの溶接部では熱影響部に軟化域を生じている。この軟化域の存在により溶接のままの溶接継手の強度が若干低下し、継手効率は 97% となっている。

3.4 小形モデル・ケースの破壊性能

大形試作鋼 HT-170 (公称板厚 4.5 mm) の母材および溶接継手の強度、延性、靱性の諸性能について調べた結果、約 $160 \text{ kg}/\text{mm}^2$ 以上の引張強さを有し、延性、靱性もすぐれた超高張力鋼であることが確認できたが、モータ・ケースの適用の第一歩として小形モデル・ケース (内径 450 mm) を製作し、内圧による破壊試験を行なってその破壊性能を調査した。

3.4.1 モデルの寸法および製作要領 図 19 に製作した小形モデル・ケースの形状・寸法の概要を示す。モデルの製作は HT-170 を軟化焼なましの状態で、所定の寸法の円筒状

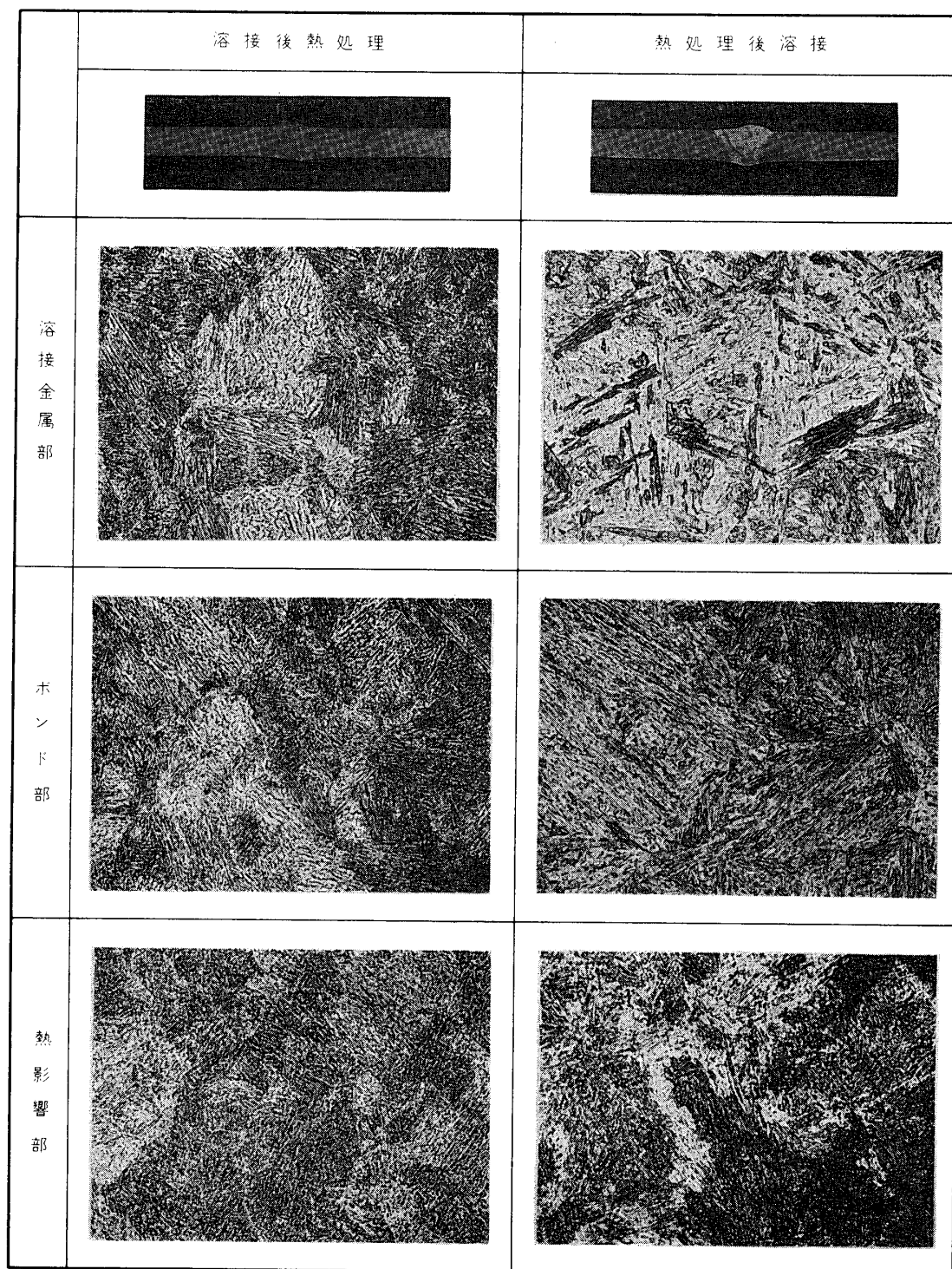


図 17 溶接継手部のマクロ組織および顕微鏡組織 (×500)

にロール曲げ加工後、長手継手を TIG 溶接して胴部を完成し、熱処理の後、両端部の円周開先加工を行なって緩衝材および鏡板との TIG 溶接（溶接のまま）を行なった。

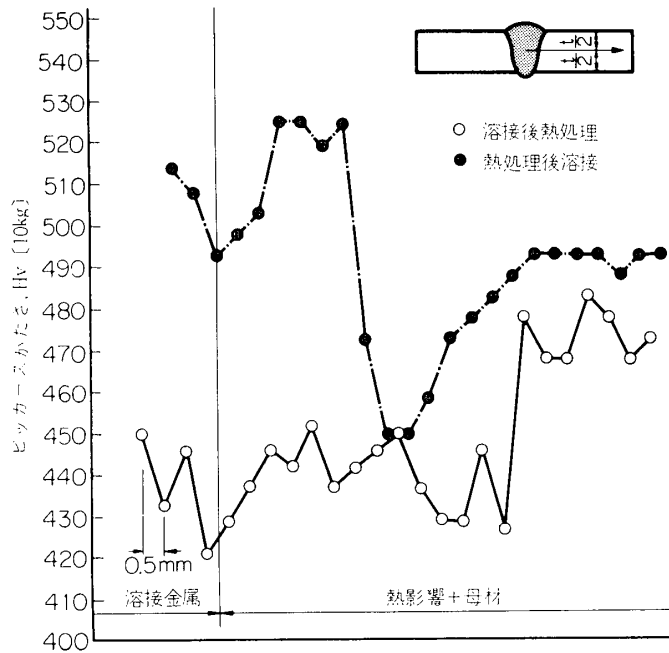


図 18 溶接継手部のかたさ分布

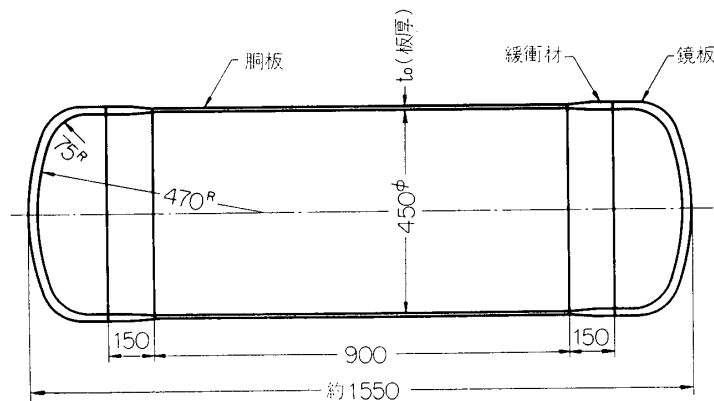


図 19 小形モデル・ケースの形状・寸法

3.4.2 破壊試験要領 水圧による加圧は、最初 10 kg/cm^2 でひずみゲージの調整を行なってから破壊まで段階的にひずみゲージにより各部のひずみ量を測定しながら加圧した。なお、ひずみゲージによりひずみを測定した位置は母材部および溶接部であり、また、破壊試験の前に胴部の板厚・周長をそれぞれ測定した。

3.4.3 破壊試験結果と考察 表 11 に破壊試験結果を示すとおり、溶接後熱処理を行ったモデルの破壊強度は 158 kg/mm^2 、 174 kg/mm^2 を示し、約 160 kg/mm^2 級の破壊性能が確保されていることが確認できた。

また、これらのモデルの破壊はよく伸びて破壊しており、破面はすべて延性破面であった。図 20 に破壊状況を示す。また図 21、図 22 にそれぞれモデルの加圧時におけるモデル各

部の測定ひずみ量と圧力および円周方向応力との関係を示すが、いずれも降伏後破壊し、しかも破壊まできわめてよく伸びている。

図 23 に母材の引張強さと小形モデル・ケースの破壊強度との関係を示す。母材の強度に

表 11 モデル・ケースの破壊試験結果

モデル No.	(1) 工作法	内径 D (mm)	板厚 t_0 (mm)	破壊圧力 P_f (kg/cm ²)	(2) 破壊強度 σ_f (kg/mm ²)	破壊位置
1	H	451.5	4.60	322	158.0	母材
2	H	450.85	4.75	367.5	174.4	母材

注 (1) H: 長手継手溶接後熱処理

$$(2) \sigma_f = \frac{P_f \cdot D}{2t_0}$$

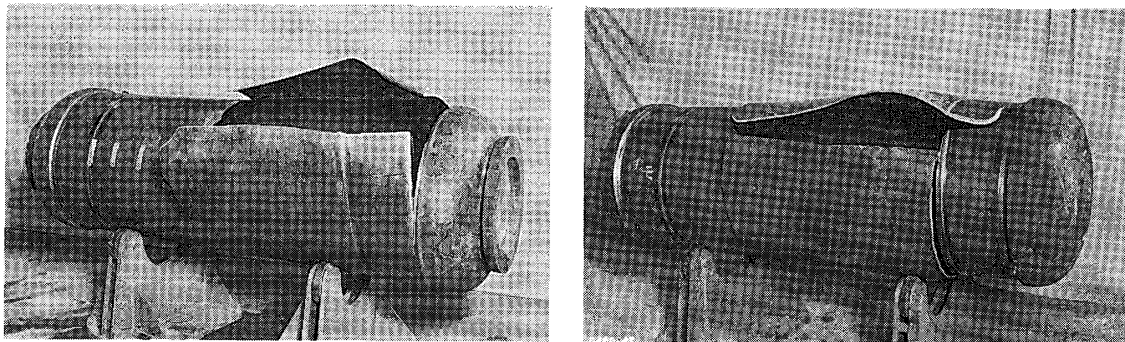


図 20 小形モデル・ケースの破壊状況

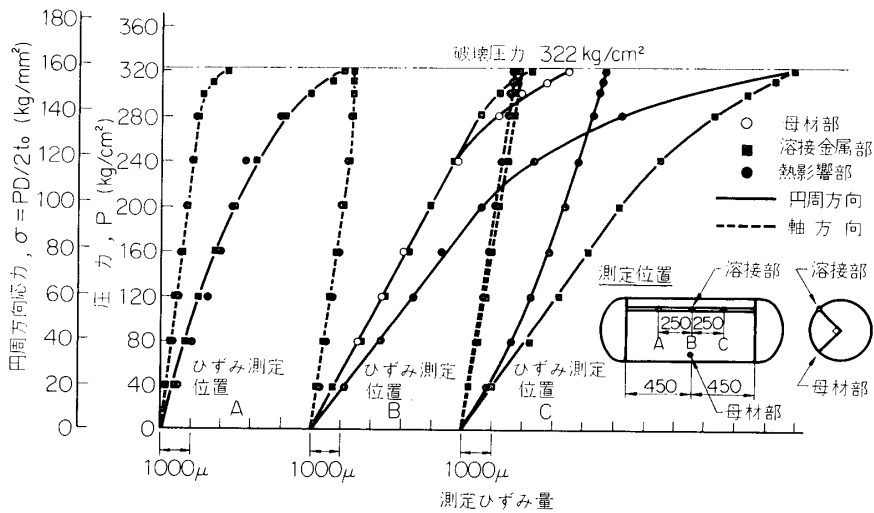


図 21 No. 1 モデル・ケースのひずみゲージによる測定ひずみと内圧との関係

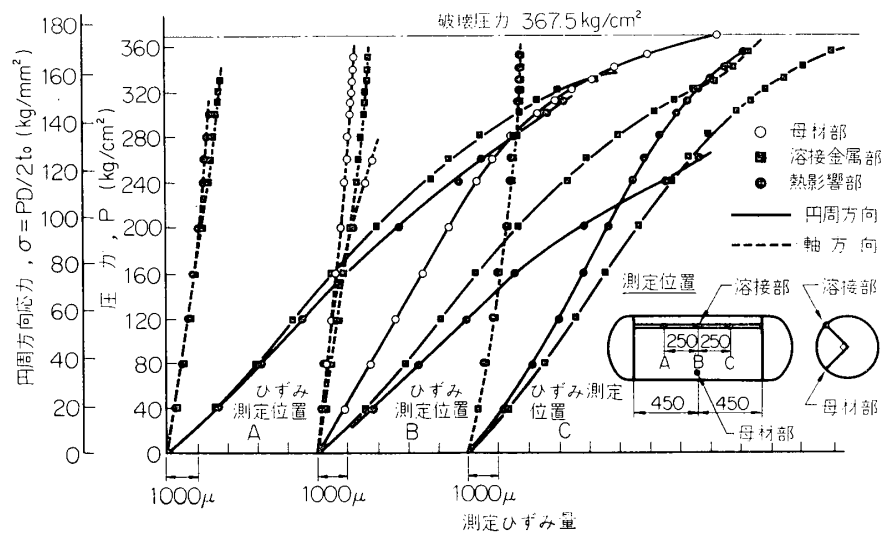


図 22 No. 2 モデル・ケースのひずみゲージによる測定ひずみと内圧との関係

相当する破壊性能が得られていることが明らかである。

3.5 大形・モデル・ケース (1,400 mmφ) の試作と水圧試験

大形試作鋼 HT-170 (公称板厚 4.5 mm) は母材および溶接継手の諸性能試験および小形モデルケースの破壊性能試験の結果から、ロケット・モータ・ケースに十分応用できる性能を有していることが確認できたので、ミューロケット用ケースと同一寸法の内径 1,400 mm の大形モデルチャンバを製作し、実機に実用化するための工作法の検討と圧力 60 kg/cm² におけるケースの応力分布状態を調べた。

3.5.1 モデルの寸法および製作要領

図 24 に製作した大形モデル・ケースの形状・寸法

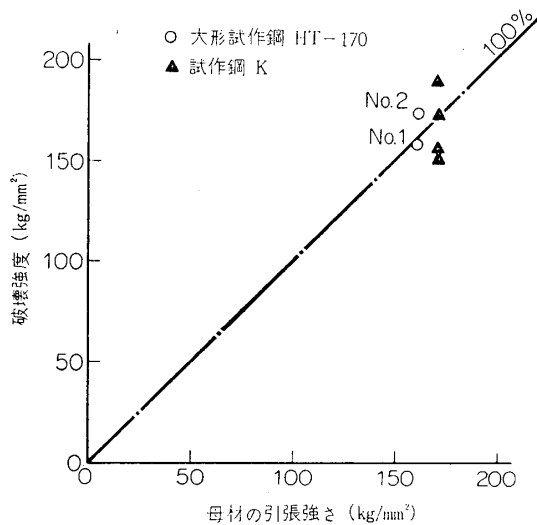


図 23 母材の引張強さと小形モデル・ケースの破壊強度との関係

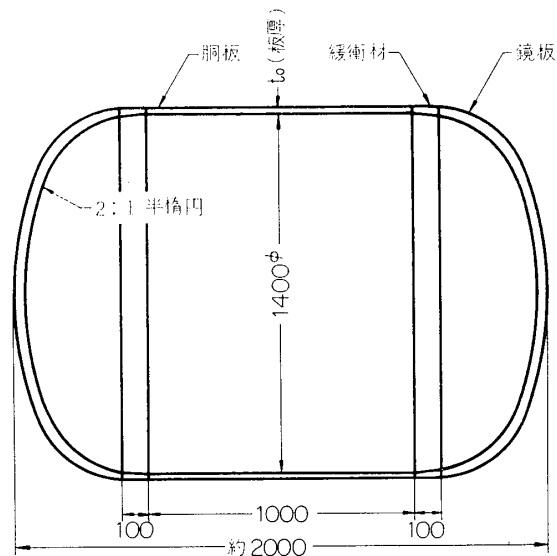


図 24 大形モデル・ケースの形状・寸法

法の概要を示す。モデルの製作は HT-170 を軟化焼なましの状態で半円筒状に曲げ加工し、2 か所の長手継手を共金系の試作ワイヤを用いて TIG 溶接して円筒状の胴部を完成し、熱処理の後、両端部の円周開先加工を行なって緩衝材および鏡板との TIG 溶接を行なった。

図 25 に製作手順の概要を示す。加工性および溶接性は良好で、工作には特に難点はなかった。

3.5.2 水圧試験要領 水圧による加圧は 60 kg/cm^2 まで 10 kg/cm^2 ピッチで段階的に上げて、ひずみゲージにより各部のひずみ量を測定した。ひずみを測定した位置は母材部および長手継手の溶接金属部、熱影響部である。

3.5.3 試験結果 図 26 に加圧時における母材部、溶接金属部および熱影響部のひずみゲージによる測定ひずみ量と圧力および円周方向応力との関係を示すが、母材部は圧力 60 kg/cm^2 まででは降伏を起こしていない。また溶接金属部および熱影響部は溶接金属を中心に曲げ応力が発生したために、表面では圧縮のひずみが計測された。

表 12 に圧力 60 kg/cm^2 におけるモデル各部の測定ひずみ量から計算した応力を示す。その場合の応力は次の (1), (2) 式を用いて測定したひずみ量から計算した。

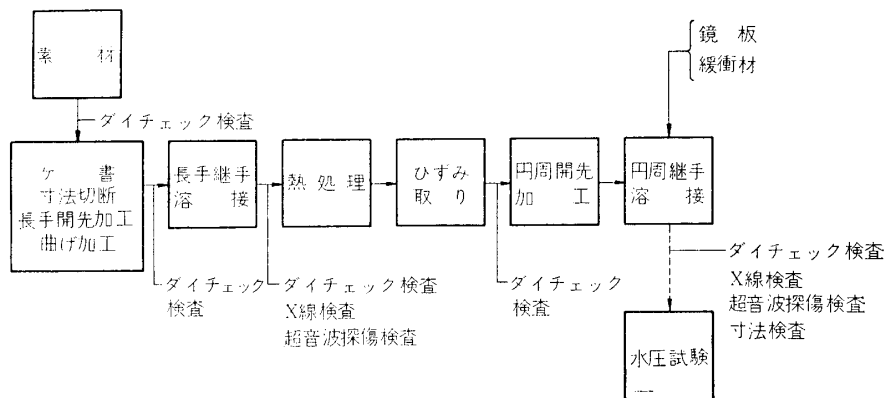


図 25 モデル・ケースの製作手順

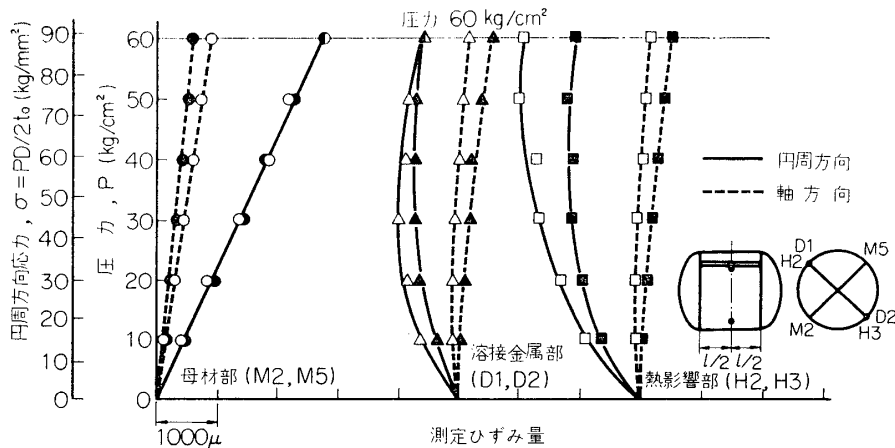
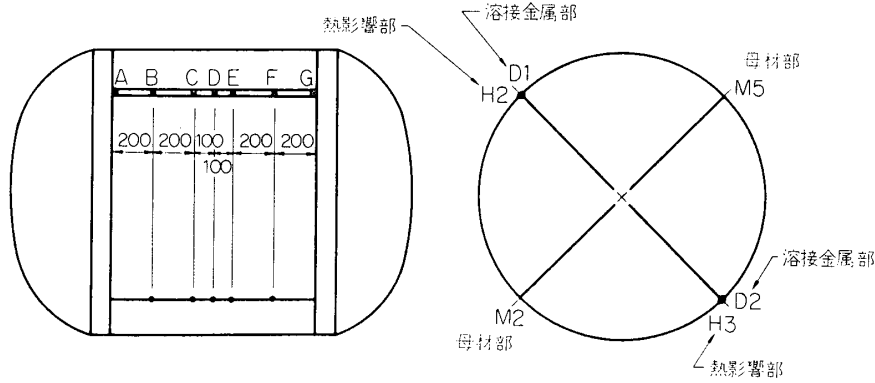


図 26 大形モデル・ケースの母材および溶接部の測定ひずみ量と内圧の関係

表 12 応力測定結果



	A		B		C		D		E		F		G		
	測定ひずみ ϵ ($\times 10^{-6}$)	応力 σ (kg/mm ²)	測定ひずみ ϵ ($\times 10^{-6}$)	応力 σ (kg/mm ²)	測定ひずみ ϵ ($\times 10^{-6}$)	応力 σ (kg/mm ²)	測定ひずみ ϵ ($\times 10^{-6}$)	応力 σ (kg/mm ²)	測定ひずみ ϵ ($\times 10^{-6}$)	応力 σ (kg/mm ²)	測定ひずみ ϵ ($\times 10^{-6}$)	応力 σ (kg/mm ²)	測定ひずみ ϵ ($\times 10^{-6}$)	応力 σ (kg/mm ²)	
D ₁	x	-170	7.9	-165	-1.5	580	20.1	200	0.8	595	17.9	820	29.9	-40	7.9
	y	1195	26.4	340	6.7	965	23.1	-555	-11.4	595	17.9	1585	43.3	1270	28.4
H ₂	x	65	10.0	-160	-7.1	525	-7.2	190	-8.9	580	19.7	815	32.3	100	13.6
	y	1235	28.9	-490	-12.4	-2790	-60.8	-1910	-42.9	910	25.1	1940	50.6	1630	38.4
M ₂	x	310	20.9	20	20.5	600	30.3	910	40.5	715	35.6	745	37.0	420	21.6
	y	1985	48.1	2900	67.2	2370	58.8	2820	71.4	2790	69.4	2855	71.2	1715	42.5
H ₃	x	-70	3.2	780	31.9	620	12.6	555	5.5	735	16.0	805	34.8	215	19.4
	y	700	15.7	2005	51.7	-245	-1.4	-1060	-20.7	-175	1.1	2340	59.6	2080	49.5
D ₂	x	-65	5.4	705	21.9	570	11.8	610	10.1	800	20.6	770	32.5	230	20.6
	y	990	22.4	810	23.6	-185	-0.2	-580	-9.2	310	12.7	2115	54.2	2200	52.4
M ₅	x	-410	4.0	725	36.9	590	32.7	610	33.5	610	32.6	635	34.4	680	31.8
	y	1940	41.9	2900	71.9	2750	67.6	2800	68.9	2820	69.3	2820	69.3	2280	58.3

注 x : 軸方向
y : 円周方向

軸方向の応力 σ_x は

$$\sigma_x = \frac{E}{1-\nu^2}(\epsilon_x + \nu\epsilon_y) \quad (1)$$

円周方向の応力 σ_y は

$$\sigma_y = \frac{E}{1-\nu^2}(\epsilon_y + \nu\epsilon_x) \quad (2)$$

E : ヤング率 ($2.05 \times 10^4 \text{kg/mm}^2$),

ϵ_x : 軸方向のひずみ

ν : ポアソン比 (0.3)

ϵ_y : 円周方向のひずみ

以上大形モデル・ケースの製作および水圧試験の結果から HT-170 を大形ロケット・モータ・ケースに効率良く応用できることが確認できた。

4. む す び

ロケット・モータ・ケースの一層の軽量化を図るために 140 キロ鋼に改良を加えてその延性と靱性をそこなわないで、しかも引張強さを $150 \sim 170 \text{kg/mm}^2$ 級に向上させた超高張力鋼の開発に関する基礎研究の概要とその研究結果から選出した成分系で製造した大形試作鋼 HT-170 のモータ・ケースへの応用化の研究結果を述べた。

その結果、鋼種としては 7%Ni-Cr-Mo-V 系の試作鋼が強度、延性、靱性の点からすぐれていることが確認でき、この成分系で製造した大形試作鋼 HT-170 は 160kg/mm^2 以上の引張強さを有し、延性、靱性もすぐれた超高張力鋼であることが確認でき、また、小形モデル・ケースの内圧破壊試験と大形モデルの製作と内圧試験によりモータ・ケースに十分実用できることが確認できた。

これにより 100 キロ、140 キロ、200 キロ鋼を実用に供しているのに加えて 170 キロ鋼の実用化の目算がついたので、今後はロケットの機種に応じ、上記各鋼種の工作・工期・強度・価格などを考慮した選択使用を行なう自由度が増加したことになり、機体の性能向上への期待が大きい。本研究は昭和 42 年より 44 年にわたって行なわれたもので、ご協力をいただいた東大工学部安藤良夫教授に厚く感謝と敬意をささげる次第である [5][6][7]。

1970 年 5 月 15 日 宇宙工学

参 考 文 献

- [1] 鈴木和久：新しい超高張力鋼 MB-130 の開発とその溶接性の研究，三菱重工技報，Vol. 3, No. 3 (1966)
- [2] 岡村健二，鈴木和久：MB 鋼 (MBHT)，金属材料，Vol. 18, No. 1 (1968)
- [3] 鈴木和久：MB 130 製圧力容器の破壊試験，三菱重工技報，Vol. 5, No. 3 (1968)
- [4] Fracture Testing of High Strength Steel Materials: A Report of a Special ASTM Committee, ASTM Bulletin. (1960—1)
- [5] 森大吉郎・安藤良夫・中野旭：鋼溶接チャンバの開発，宇宙航空研究所報告，Vol. 3, No. 1 (B). (1967), p. 201.
- [6] 森大吉郎・安藤良夫・中野旭：ロケット用溶接チャンバの開発，機械学会誌，Vol. 72, No. 606. (1969), p. 915.
- [7] 安藤良夫：ロケット材料の問題点，機械学会誌，Vol. 70, No. 582. (1967), p. 968.