

UDC 621.772:621.039.53  
669.14.018.292:621.73  
620.172/.178

## 原子炉压力容器用鍛鋼の製造

Manufacture of Forgings for Nuclear Pressure Vessel

和中宏樹\*  
Hiroshige Wanaka

朝生一夫\*\*  
Kazuo Aso

宮田克彦\*\*\*  
Katsuhiko Miyata

加藤龍彦\*\*\*\*  
Tatsuhiko Kato

斎藤達\*\*\*\*\*  
Toru Saito

堀内章\*\*\*\*\*  
Akira Horiuchi

松居進\*\*\*\*\*  
Susumu Matsui

佐藤新吾\*\*\*\*\*  
Shingo Sato

田中康浩\*\*\*\*\*  
Michihiro Tanaka

### Synopsis:

An experimental manufacture has been performed of a top head flange and a mono-block bottom head dome for BWR 800MWe class nuclear pressure vessel. The top head flange was forged from a 165t ingot from a two-heat-mixture of LD-LRF and LD-EF-LRF melts. The bottom head dome was forged from a 115t ingot from LD-LRF process and was press-formed using a spherical upper mold and a ring-shaped lower mold. Deformation of the bottom head dome was performed very uniformly and no scale defects occurred during the forming. In spite of the largeness of the ingots used, both products showed a uniform distribution of chemical composition and mechanical properties both, thus suggesting a suitable application for a nuclear pressure vessel. Examinations have revealed high qualities of these forgings in relation to internal qualities, tensile properties, fracture toughness, fatigue properties and others.

## 1. 緒 言

我が国において実用に供されている発電用原子炉は沸騰水型原子炉(BWR)あるいは加圧水型原子炉(PWR)のいわゆる軽水炉が主体である。軽水炉は、炉心構造、压力容器、格納容器、配管、熱

交換器などから構成されており、そのなかで鍛鋼品の占める割合は、品質および信頼性の観点から増大しつつある。とりわけ圧力容器材については、健全性と信頼性に対する要求がますます厳しくなり、圧力容器の大型化と相まって、素材製造者には、これらの要求に対処できる製造技術の確立とともに厳重な品質保証体制の整備が要求されるよ

\* 水島製鉄所鑄鍛部鑄鍛管理室主査(副部長待遇)

\*\*\* 水島製鉄所鑄鍛部鍛錬課課長

\*\*\*\*\* 水島製鉄所品質保証室長(部長待遇)

\*\*\*\*\* 技術研究所水島研究室主任研究員

[昭和54年12月6日原稿受付]

\*\* 水島製鉄所鑄鍛部鑄鍛管理室主査(掛長待遇)

\*\*\*\* 水島製鉄所企画部設計室主査(掛長待遇)

\*\*\*\*\* 水島製鉄所品質保証室主査(課長待遇)

\*\*\*\*\* 技術研究所厚板研究室主任研究員

うになっている。

当社水島製鉄所における圧力容器用鍛鋼材の製造は、昭和46年ASEA-SKF社から導入した取鍋精錬炉(LRF)設備、西独のHydrolic社から導入した6000t自由鍛造プレスを含む大型鍛造用設備<sup>1-3)</sup>が設置されてから本格化し、524MWeクラスSA508 CL.2トップヘッドフランジおよびノズル材などの試作確性<sup>4)</sup>を行うとともに、さらに品質性能向上のために、種々の検討を続けてきている。一方品質保証体制は、昭和52年3月、厚鋼板ならびに鍛鋼材のASME BOILER AND PRESSURE VESSEL CODE SEC. IIIに従うQuality System Certificateの取得をもって確立された<sup>5)</sup>。

今回このような背景のもとにBWR 800MWeクラスのJIS SFVV3トップヘッドフランジ材と継目無し一体鍛造ドーム(以下ボトムヘッドドームと記す)材の試作、確性試験を実施したので以下に報告する。

## 2. 事前検討

試作確性にあたってまずトップヘッドフランジ材およびボトムヘッドドーム材の目標化学成分ならびにボトムヘッドドーム材については曲げ成形プロセスの検討を行った。

### 2.1 目標化学成分

原子炉圧力容器用鍛鋼品として使用されるJIS SFVV3鋼は、強度の確保とともに優れた靱性を必要とする。JIS SFVV3の規格および一部の目標性能をTable 1に示す。すなわち高温強度は、150°Cおよび200°Cにおいて55kgf/mm<sup>2</sup>以上を確保することとし、関連適合温度(RT<sub>NDT</sub>)は-30°C以下とした。当鋼種の高温強度と常温強度の関係をFig. 1に示す。150°Cおよび200°Cにおいて、55kgf/mm<sup>2</sup>以上を確保するためには、常温強度は62kgf/mm<sup>2</sup>以上必要である。常温強度と靱性に関しては種々報告<sup>6-10)</sup>があるが、化学成分を変動させ得る範囲はせまい。C含有量の増加は強度を効果的に増加させるが、遷移温度をも上昇させる。したがってC含有量は肉厚に応じて必要強度が確保できる最低値にとどめる必要がある。C含有量

Table 1 Required properties for JIS SFVV3 steel

(a) Chemical composition								(wt.%)
C	Si	Mn	P	S	Ni	Mo	V	ΔG*
0.15 ~0.25	0.15 ~0.35	1.20 ~1.50	Max 0.025	Max 0.025	0.40 ~0.80	0.45 ~0.60	Max 0.05	<0

\*ΔG = Cr(%) + 3.3Mo(%) + 8.1V(%) - 2

(b) Mechanical properties

Tensile test at room temperature				Impact test		T.S.** at 150 or 200°C (kgf/mm <sup>2</sup> )
Y.S. (kgf/mm <sup>2</sup> )	T.S. (kgf/mm <sup>2</sup> )	El. (%)	R.A. (%)	√E <sub>44</sub> (kgf/mm <sup>2</sup> )	RT <sub>NDT</sub> (°C)	
Min 35	Min 56	Min 18	Min 38	Av. 4.1min. Min: 3.5min.	Max 30	Min 55

\*\*Preferable properties not specified in JIS SFVV3

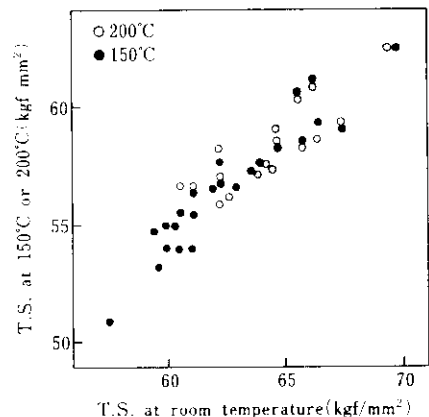


Fig. 1 Comparison of tensile strength at elevated vs. room temperatures

0.18%および0.21%の鋼の強度および靱性に与える冷却速度の影響をFig. 2に示す。トップヘッドフランジ材の熱処理時の肉厚を約400mm、ボトムヘッドドーム材の熱処理時の肉厚を約200mmとすれば、Fig. 2より常温強度62kgf/mm<sup>2</sup>以上を確保するためには、C含有量は厚肉のトップヘッドフランジ材の場合0.21%必要である。ボトムヘッドドーム材は薄肉であることを考慮して0.20%を目標とした。一方靱性に関しては、C含有量0.18~0.21%の範囲では大きく変動しないため、高温強度確保を優先して考えた。目標化学成分を、実績値と合せてTable 2に示す。P, Sなどの不純物元素を極力低くするとともに、再熱割れ感受性指数ΔG(-Cr(%) + 3.3Mo(%) + 8.1V(%) - 2)を負とするように設定した。

Table 2 Chemical composition of top head flange and bottom head dome

(wt.%)

		C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Al	N	H
Aimed value		0.20 ~0.22	0.15 ~0.30	1.40 ~1.50	Max 0.008	Max 0.003	0.70 ~0.80	0.10 ~0.14	0.50 ~0.54	0.010 ~0.020	0.0080 ~0.0100	Max 1.5(ppm)
Ladle analysis	Flange	0.21	0.26	1.45	0.006	0.002	0.75	0.12	0.52	0.019	—	1.5(ppm)
	Dome	0.21	0.27	1.44	0.004	0.002	0.75	0.14	0.51	0.020	0.0086	1.4(ppm)

		Cu	Nb	V	Co	B	As	Sb	Sn	Ti	$\Delta G^*$
Aimed value		Max 0.02	Max 0.005	Max 0.007	Max 0.005	Max 0.0003	Max 0.004	Max 0.0005	Max 0.002	Max 0.005	<0
Ladle analysis	Flange	0.01	<0.001	0.003	0.005	<0.0001	0.002	0.0003	<0.001	0.001	-0.140
	Dome	0.01	<0.001	0.005	0.0046	<0.0001	0.001	0.0003	<0.001	0.001	-0.137

$$* \Delta G = Cr(\%) + 3.3Mo(\%) + 8.1V(\%) - 2$$

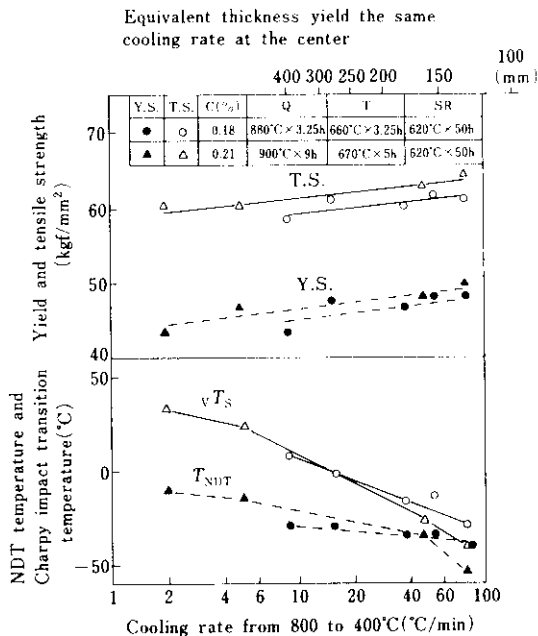


Fig. 2 Effect of cooling rate on strength and toughness of SFV3 steel

## 2.2 曲げ成形プロセス

曲げ成形に関する基礎技術を確立するため1/10および実物大モデルによる実験を行い、製品の均質性と良好な成形性を保証するための最も有効な成形方法を検討した。一般にドーム材成形に使用される上型、下型の組み合わせは、

- (1) 上下部とも一体型
- (2) 上部一体型、下部リング型

(3) 上部部分型、下部一体型

(4) 上下部とも部分型

が考えられこのうち(3)、(4)は部分成形である。曲げ成形に対しては変形が均一で偏肉のないことおよび成形時のスケール疵防止が重要でありこれらの観点より(1)、(2)いずれかを採用することにして検討した。まず1/10モデルの実験結果から製品の成形精度は上型を一体型としたとき最も高くかつ上型形状によって決まることが判明し、(2)の方法を採用することにした。続いて5.2に述べる計算式を用い実体成形に要する成形力を推定し、成形力、成形温度、成形方法などの最適条件を見いだすために実物大モデルによる試験成形を行った。曲げ成形プロセスを Fig. 3、成形力と成形温度の関係を Fig. 4 に示す。6000t プレスによる本法の最大

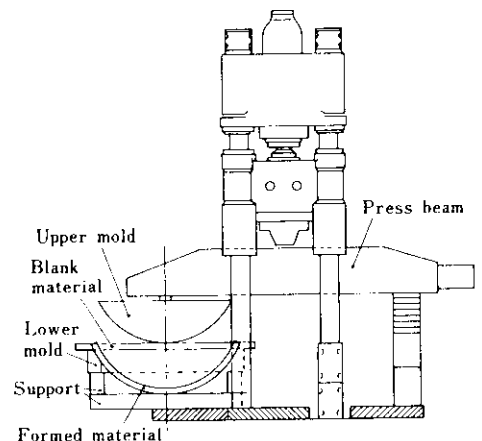


Fig. 3 Forming assembly for bottom head dome

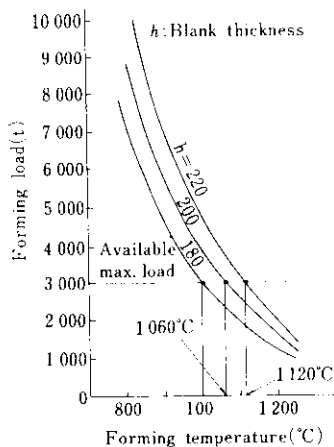


Fig. 4 Required forming load calculated as a function of forming temperatures and blank thickness for a real size model

圧下力 3 000t に対して必要な成形時温度は 1 000～1 150°C である。さらに出し成形プロセスでは、これら成形温度、成形力のはかに肉厚変化量、運搬時の剛性などの問題があり、成形は 3 回に分けて行うこととした。

### 3. トップヘッドフランジおよびボトムヘッドドーム材の製造

#### 3-1 製造工程

原子炉圧力容器に使用される鍛鋼は、優れた機械的性質の確保とならんで均質性が高く内部欠陥のない高度な品質レベルを要求される。鋼材の内部品質の大半は製鋼プロセスで決定するといっても過言でなく、原子炉圧力容器用鍛鋼材の溶製に対し、極めて適している当社独自の転炉-LRF プロセスを採用した。トップヘッドフランジおよびボトムヘッドドーム材の製造工程および管理ポイントを Fig. 5 に示す。また試作確性材の寸法を、Fig. 6 に示す。

#### 3-2 製 鋼

トップヘッドフランジ材は転炉-LRF (Ladle Refining Furnace), 転炉-電弧炉-LRF プロセスによる溶鋼を合わせ下つぎ注入により 165t 菊型鋼塊に、ボトムヘッドドーム材は転炉-LRF プロセスに

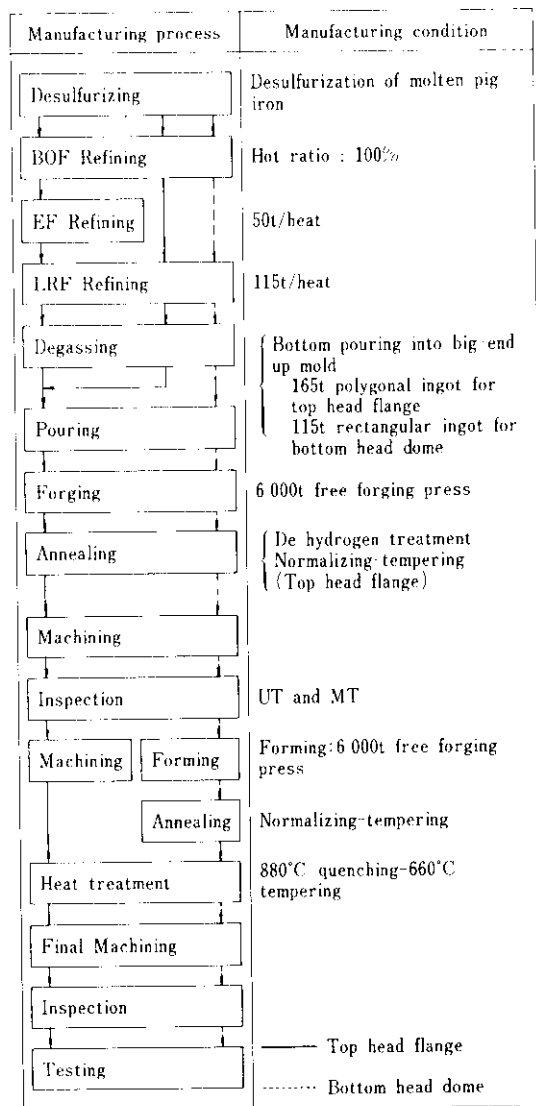


Fig. 5 Manufacturing process of top head flange and bottom head dome

よる溶鋼を 115t 上広偏平鋼塊に、下つぎ造塊した。おのおのの溶鋼分析値は、すでに Table 2 に示したが、靱性向上対策として P, S の低減、中性子照射ぜい化対策として Cu, V, Nb および Ti の低減をほかり、スクラップを使用しない 100% 溶銑操業の実施により、これら不純物を極めて低くできた。

#### 3-3 鍛 錬

6 000t プレスにより鍛錬を行った。概略の鍛錬プロセスを Fig. 7, 8 に、またトップヘッドフラン

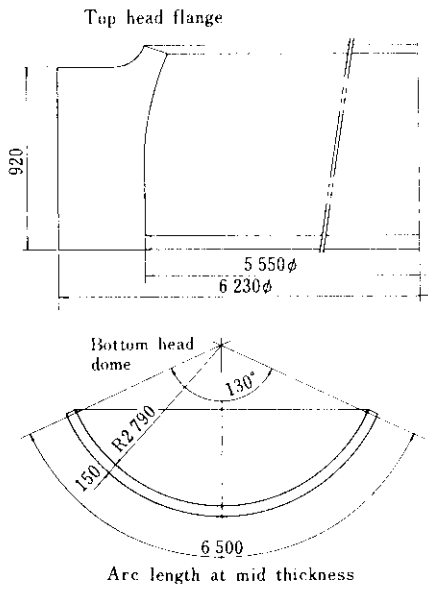


Fig. 6 Dimension of trial forging for 800MWe class flange and dome

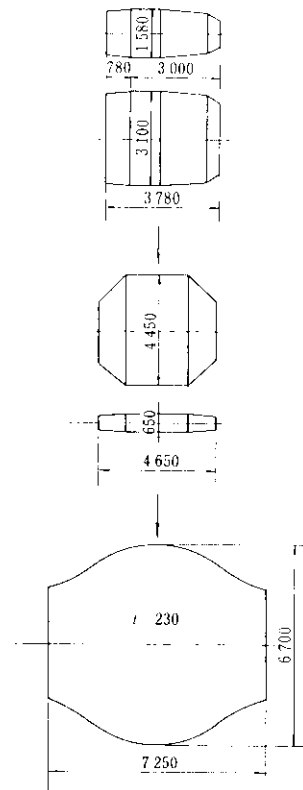


Fig. 8 Forging process of bottom head dome

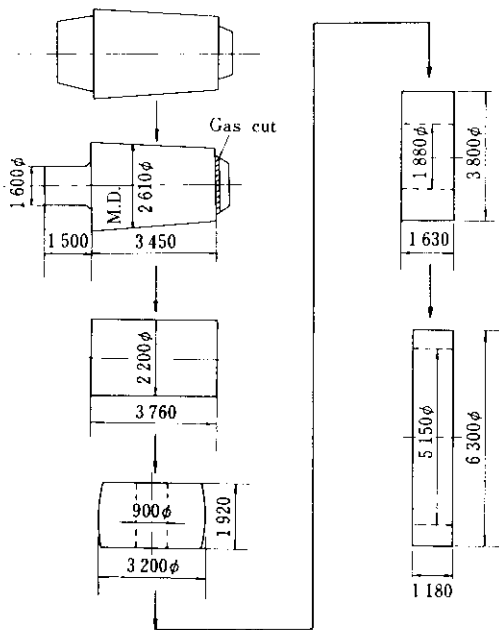


Fig. 7 Forging process of top head flange

シ材の鍛錬状況を Photo. 1 に示す。

3・4 曲げ成形

ボトムヘッドドーム材の曲げ成形は、事前検討で述べたように、3回に分けて行った。曲げ成形

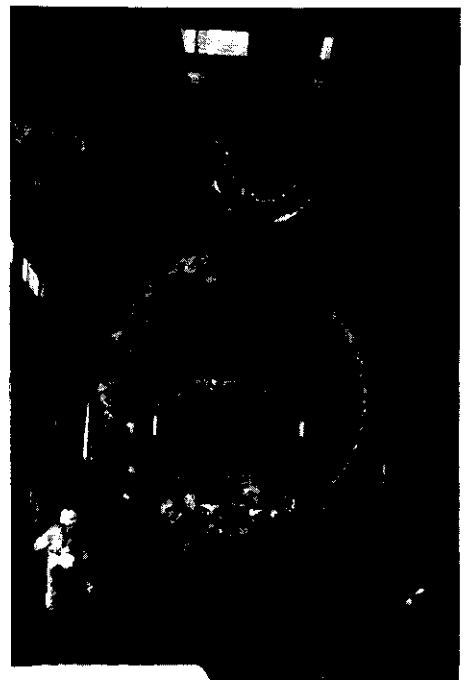


Photo. 1 Forging of top head flange

および熱処理後の寸法測定結果の一例を Fig. 9 に示すが、同一円周上では肉厚変化が均一であり成形がスムーズに行われている。また各段階での成形が短時間で終了したため、スケールの発生が少なかった。

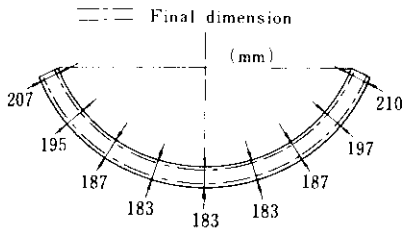


Fig. 9 Dimension of bottom head dome formed and quench tempered

3・5 熱処理

強度および靱性を確保するために調質を行った。焼入れ温度を 880°C、焼もどし温度を 660°C、保持時間を 0.5h/in 以上とした。調質時の最も重要な管理項目である温度、冷却速度の均一性を確認するために、種々の部位に熱電対をとりつけ、温度分布およびその変化を測定した。代表例としてボトムヘッドドーム材の冷却速度測定部位および冷却速度を Table 3 に示す。冷却速度の部位による

Table 3 Cooling rate from 800 to 400°C within bottom head dome (°C/min)

T.C. No.	Through-thickness location			Position and No. of T.C.(Thermo Couple)
	1/4 t	1/2 t	3/4 t	
①	51	31	39	
⑥	51	37	-	
②	56	31	40	
③	43	32	32	
④	61	33	47	

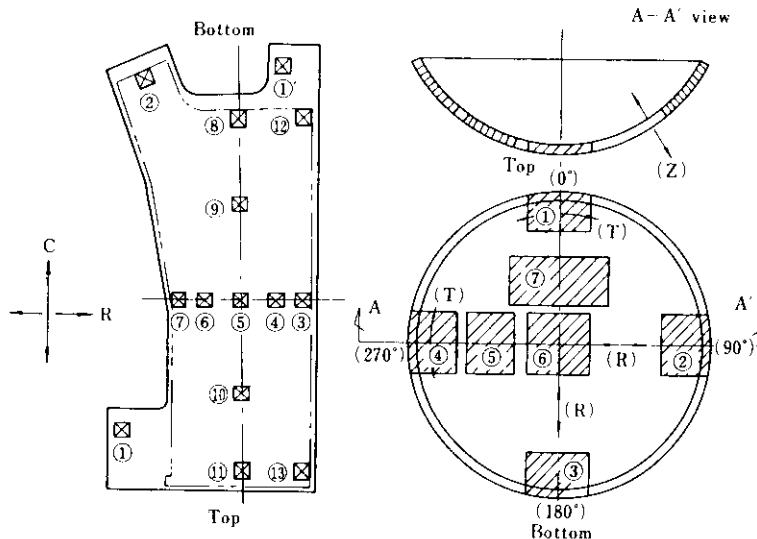
差は小さく均一に熱処理されたと判断できる。

3・6 完成検査

寸法外観、超音波探傷および磁粉探傷の各試験を実施した。トップヘッドフランジおよびボトムヘッドドーム材とも無欠陥であった。

4. 確性試験結果

母材基礎試験、破壊靱性試験および疲労試験を実施した。供試材の採取部位をトップヘッドフランジボトムヘッドドーム材につき Fig. 10 に示す。トップヘッドフランジ材は円周 8 箇所について調査した。



(a) Top head flange

(b) Bottom head dome

Fig. 10 Sampling positions from forged products

4-1 製品化学分析

JIS G 3212による主要成分(C, Mn, P, S)の製品分析結果を Fig. 11, 12 に示す。各部位における偏析は極めて小さく均一である。また Table 2 に示した溶鋼分析値ともよく一致している。

4-2 内部性状

大型鋼塊における鍛鋼の内部性状を評価するために清浄度、オーステナイト結晶粒度、サルファープリント、マクロ組織およびマイクロ組織の各試験を行った。JIS G 0555により測定したトップヘッドフランジ材の清浄度の一例を Table 4 に示す。非金属介在物は極めて少なく、わずかにA系

Table 4 Cleanliness,  $d$  60×400 by JIS G 0555, of top head flange (%)

Position*	dA	dB	dC	d
①	0.017	0.000	0.000	0.017
②	0.017	0.000	0.000	0.017
③	0.021	0.000	0.000	0.021
④	0.013	0.000	0.000	0.013
⑤	0.021	0.000	0.000	0.021
⑥	0.013	0.000	0.000	0.013
⑦	0.013	0.000	0.000	0.013
⑧	0.017	0.000	0.000	0.017
⑨	0.021	0.000	0.000	0.021
⑩	0.008	0.000	0.000	0.008
⑪	0.017	0.000	0.000	0.017
⑫	0.021	0.000	0.000	0.021
⑬	0.021	0.000	0.000	0.021

\*Refer to Fig. 10(a) for sampling positions

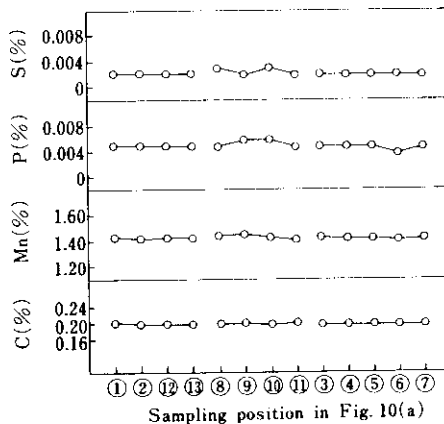


Fig. 11 Distribution of chemical composition in top head flange

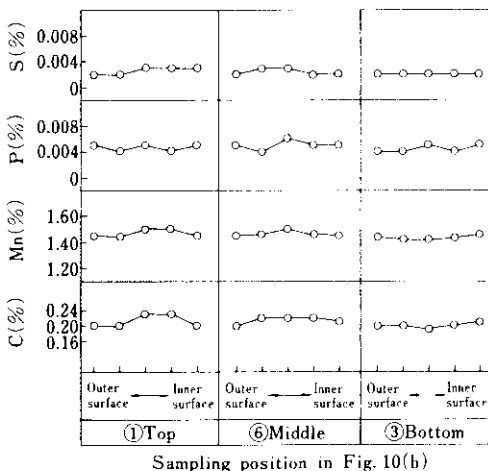


Fig. 12 Through thickness distribution of chemical composition in bottom head dome

介在物がぼつぼつと観察される程度である。JIS G 0551により測定したオーステナイト結晶粒度は、トップヘッドフランジおよびボトムヘッドドームのすべての部位において粒度番号8の細粒であった。マイクロ組織は、いずれの部位とも微細な焼もどしベイナイト組織である。代表的な部位でのオーステナイト粒度、マイクロ組織を Photo. 2, 3 に示す。サルファープリント試験は、JIS G 0560に従って実施し、いずれの部位においても WES 1級以上の性状を示した。また JIS G 0553により実施したマクロ組織試験においても異常な偏析はみられなかった。一例としてトップヘッドフランジのマクロ組織を Photo. 4 に示す。このように各試験において、優れた内部性状を示し、転がり LRF 工程材の優秀性が確認された。

4-3 引張試験

トップヘッドフランジ材とボトムヘッドドーム材の常温引張試験結果の一例を Fig. 13, 14 に示す。表層部、中心部での強度差もほとんどなくかつ中心部においても当初の目標である 62kgf/mm<sup>2</sup>以上を確保することができた。またボトムヘッドドーム材での低温および、高温引張試験結果の一例を

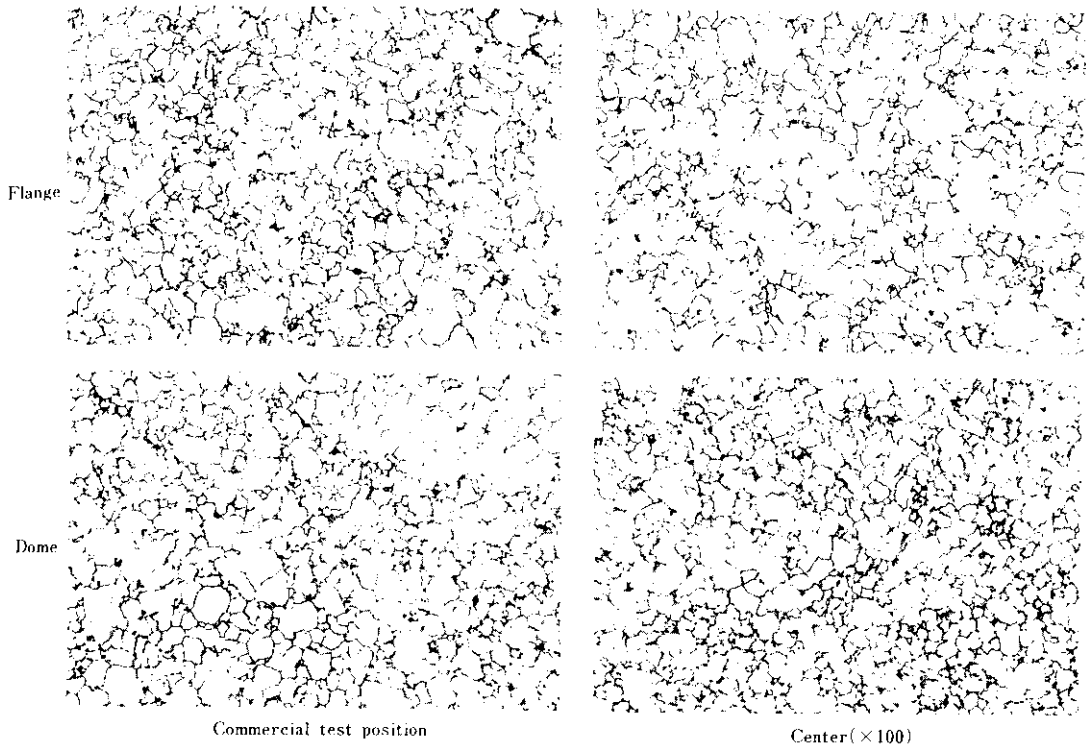


Photo. 2 Typical austenite grain structures of top head flange and bottom head dome

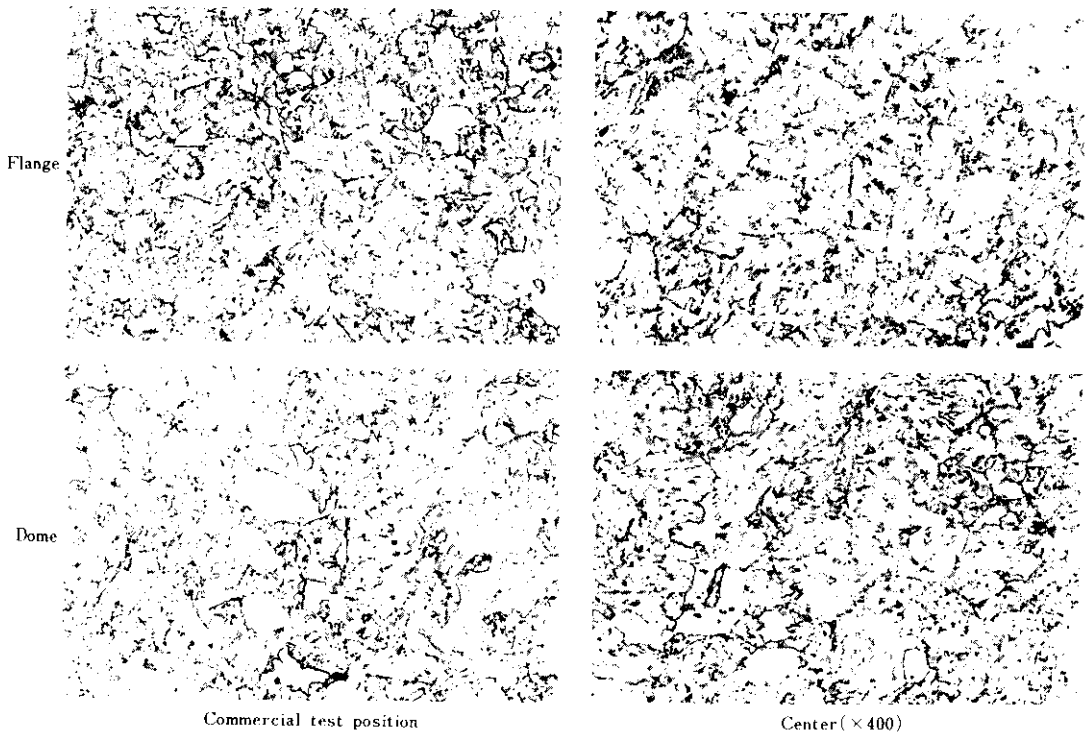


Photo. 3 Typical microstructures of top head flange and bottom head dome

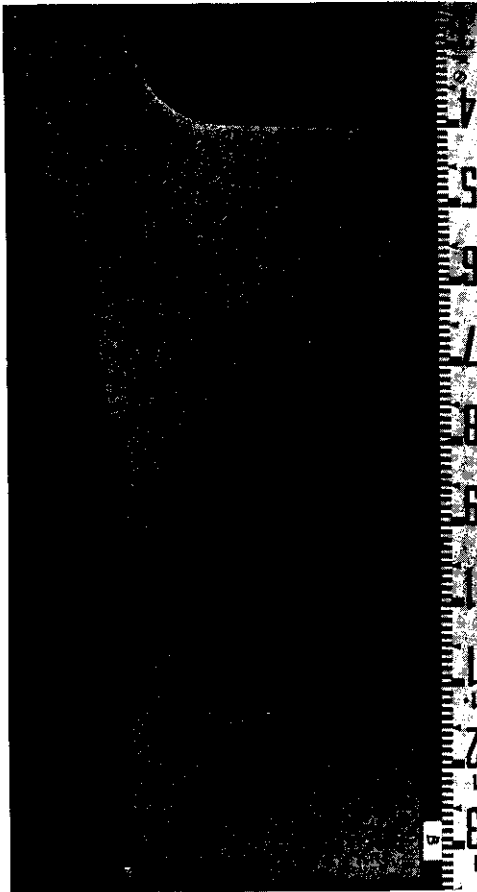


Photo. 4 Typical macro structure of top head flange

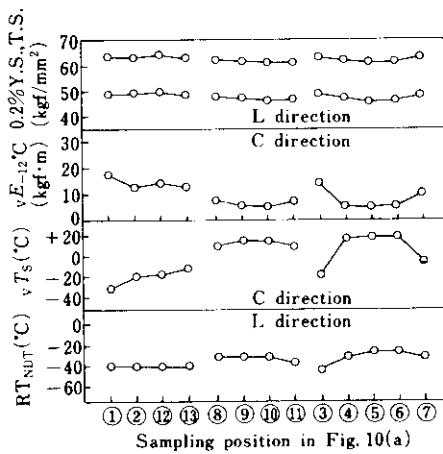


Fig. 13 Distribution of strength and toughness in top head flange

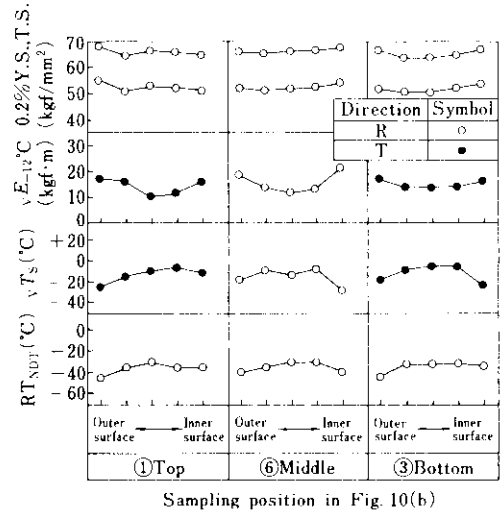


Fig. 14 Distribution of strength and toughness in bottom head dome

Fig. 15 に示す。常温引張強度を 62kgf/mm<sup>2</sup> 以上に設定したため、150°C および 200°C において、55kgf/mm<sup>2</sup> を確保することができた。

4.4 衝撃および落重特性

2mm V ノッチシャルピーによる衝撃試験結果の一例を Fig. 13, 14 に示した。トップヘッドフランジ材は熱処理時肉厚が約 400mm と厚肉のため質量

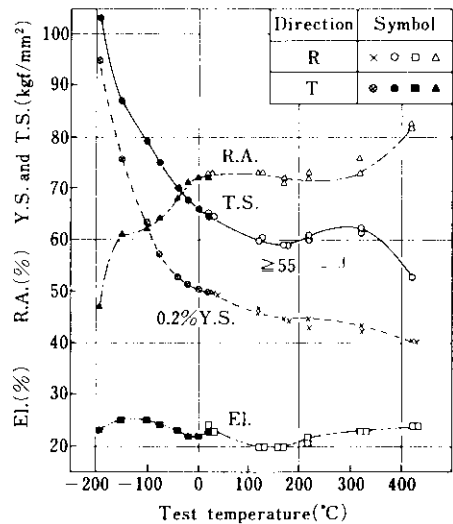


Fig. 15 Influence of test temperature on tensile properties at a quarter thickness of bottom head dome

効果がみられるが円周方向分布は均一である。ボトムヘッドドーム材も円周方向分布が均一であり両製品とも熱処理が均一に行われたことを示している。またトップヘッドフランジおよびボトムヘッドドーム材の商用部における遷移曲線の一例を Fig. 16, 17 に示す。上部棚エネルギーは、16kgf・m 以上を示し、米国 NRC の 10CFR 50 APP. G の要求値である 10.4kgf・m を十分上まわっている。

落重特性は、ASTM E 208 P-3 タイプ試験片を用いて調査した。試験結果の一例を Fig. 13, 14 に示した。トップヘッドフランジ材中心部での  $T_{NDT}$  は  $-25^{\circ}\text{C}$ 、ボトムヘッドドーム材は  $-30^{\circ}\text{C}$  であった。両者の差は焼入れ冷却速度の差に起因すると考えられる。 $T_{NDT} + 33^{\circ}\text{C}$  でのシャルピー衝撃試験値および横膨出量は、いずれの部位も 6.9kgf・m 以上かつ 0.89mm 以上であり、今回求めた両製品の  $T_{NDT}$  はそのまま関連適合温度 ( $RT_{NDT}$ ) であると決定された。

4.5 破壊靱性

トップヘッドフランジ材とボトムヘッドドーム

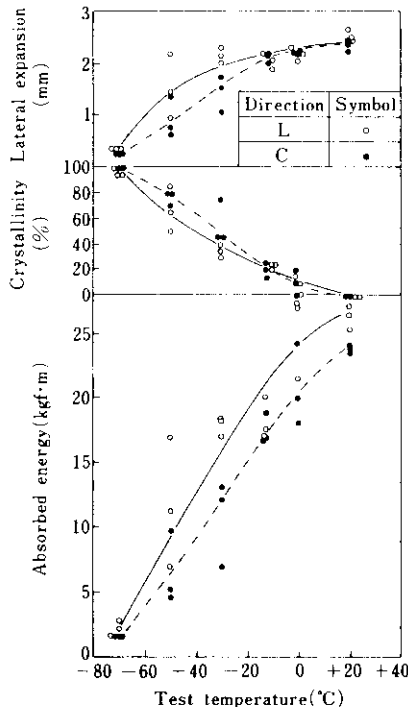


Fig. 16 Charpy transition curve of top head flange at the commercial test position

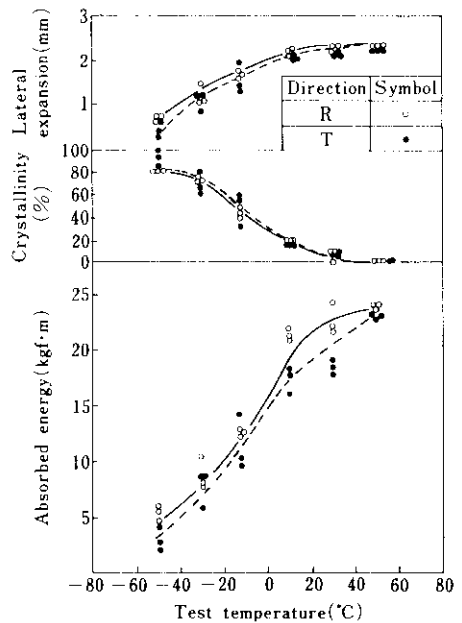


Fig. 17 Charpy transition curve of bottom head dome at  $\frac{3}{4}$  thickness

材の破壊靱性を調査するために、静的3点曲げ試験 ( $K_{Ic}$ )、計装化シャルピー試験 ( $K_{Id}$ )、コンパクト試験 ( $K_{Ia}$ ) を実施した。ASME BOILER AND PRESSURE VESSEL CODE Sec. III の  $K_{IR}$  カーブと対比して、試験結果を Fig. 18 に示す。すべての値が  $K_{IR}$  カーブを上まわっており、不安定破壊に対しても、両製品とも優れた特性を有し

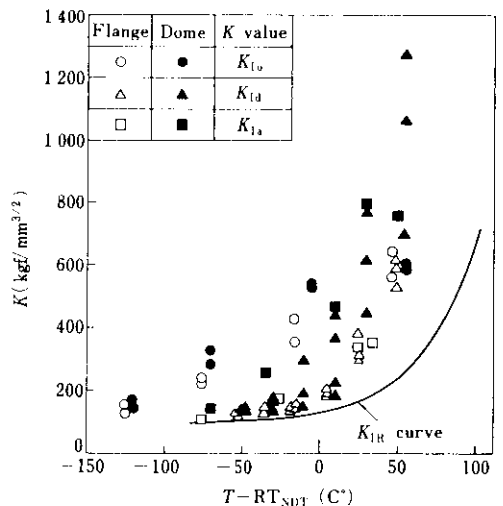


Fig. 18 Temperature dependence of  $K_{Ic}$ ,  $K_{Id}$  and  $K_{Ia}$  for top head flange and bottom head dome

ていることが確認された。

#### 4-6 疲労特性

常温および高温(286°C)低サイクル疲労試験結果を ASME BOILER AND PRESSURE VESSEL CODE Sec. III に示されている設計疲労曲線と対比し、ボトムヘッドドーム材について Fig. 19 に示す。また WOL 型室温片振引張試験による疲労き裂伝播試験結果を ASME BOILER AND PRESSURE VESSEL CODE Sec. XI に与えられている基準値と対比し、ボトムヘッドドーム材について Fig. 20 に示す。低サイクル疲労試験結果では、286°C の値は室温での値よりやや低寿命側にあるが、いずれも best fit curve とほぼ同一の特性を示し、design curve より十分長寿命側にある。また疲労き裂伝播特性についても、基準値の下側にあり、Sec. XI を用いた解析が行われる場合にも、十分安全である。

### 5. 考 察

#### 5-1 機械的性質

引張、衝撃および落重試験とも当初目標とした値を確保することができた。これらの特性を冷却

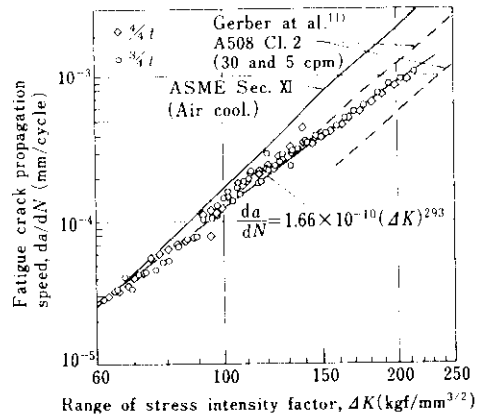


Fig. 20 Relation between fatigue crack propagation speed and range of stress intensity factor of bottom head dome

速度で整理して Fig. 21 に示す。特に衝撃および落重特性は、冷却速度依存性が大きいことがわかる。このように、衝撃および落重特性は熱処理時肉厚によりほとんど決定される。今回は高温強度を重視した品質設計を行ったが、衝撃および落重特性をさらに向上させるための一つの対策として、C 量を低下させることが考えられる。しかしこの場合常温引張強度および高温引張強度の保証が問題となることもあり、このため強度と靱性のバランスを見極め、両特性の優先順位を検討する必要がある。

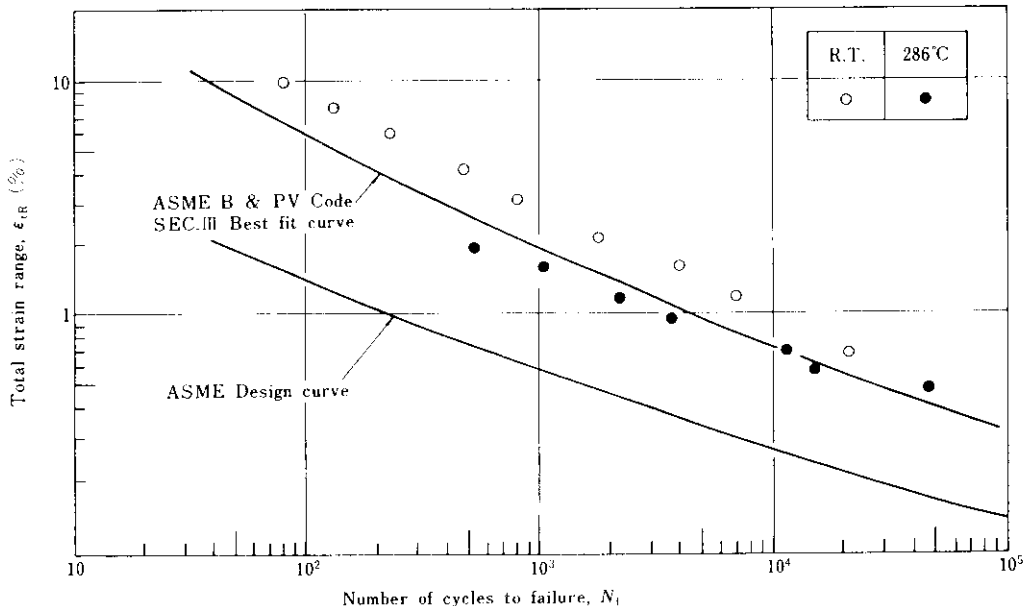


Fig. 19 Results of low cycle fatigue test of bottom head dome at room temperature and at 286°C

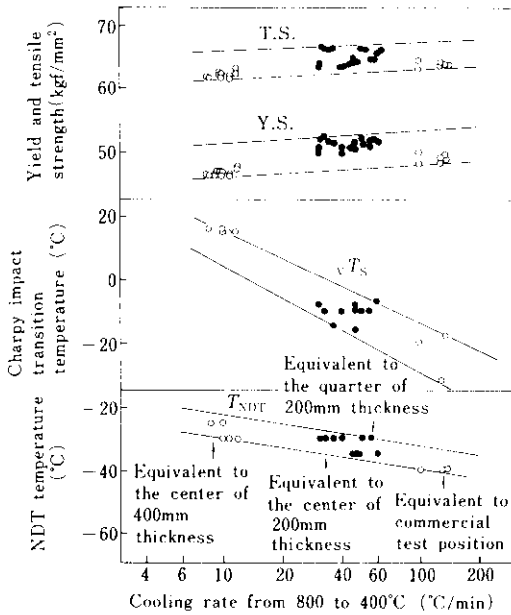


Fig. 21 Effect of cooling rate on tensile properties and toughness of SFVV3 steel

5.2 曲げ成形力

曲げ成形力  $P$  は素材周辺部を絞り変形するための力  $P_1$ 、素材を降伏曲げ成形するための力  $P_2$ 、および摩擦力  $P_3$  の和として求められる。計算のための諸記号を Fig. 22 に示す。計算に際し、①素材の板厚は加工中変化しない ②素材は剛完全塑性体である、と仮定すれば曲げ成形力は次式で与えられる。

$$P_1 = \frac{2.2\pi r_k t \sigma_s \sin\varphi}{1 - \cos\varphi} \left\{ 1 - \left( \frac{r_0}{r_k} \right)^{1/\sin\varphi} \right\}$$

$$P_2 = \frac{\pi r_k t^2 \sigma_s \cos^2\varphi}{2 \{ r_d - (\rho_p + \rho_d + t) \sin\varphi \}}$$

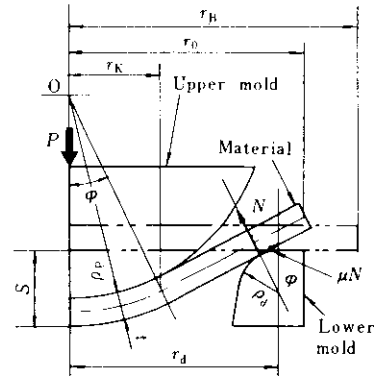
$$P = C(P_1 + P_2)$$

$$P_3 = P - (P_1 + P_2) = (C - 1)(P_1 + P_2)$$

ただし  $C =$

$$\left[ 1 - \frac{\mu \rho_d \cos\varphi}{(1 + \mu \tan\varphi) \{ r_d - (\rho_p + \rho_d + t) \sin\varphi \}} \right]^{-1}$$

この式により計算した実物大モデルの成形力はすでに Fig. 4 に示したとおりである。成形力に対する主な影響因子としては変形抵抗、素材の板厚、素材径、型寸法および素材と型との接触部の摩擦



- $P$ : Forming load
- $\mu$ : Friction factor between material and mold
- $t$ : Plate thickness
- $\rho_p$ : Spherical radius of upper mold
- $r_B$ : Radius of blank material
- $\varphi$ : Contact angle of upper mold corresponding to penetration  $S$
- $N$ : Normal reaction of lower mold surface
- $S$ : Penetration of upper mold
- $\rho_d$ : Inside radius of corner area of lower mold
- $r_d$ : Radius of lower mold
- $\sigma_s$ : Deformation resistance

Fig. 22 Explanation of symbols for calculation

係数があげられる。成形温度の影響は変形抵抗や摩擦係数の温度変化の形で配慮すれば直接考えなくて良い。  $P_1$ 、 $P_2$  および  $P_3$  の構成要素別に成形力と押込量の関係を Fig. 23 に示す。  $P$  の極大点は絞り変形力  $P_1$  によるものであり、成形完了点の最大値は曲げ変形力  $P_2$  によるものである。  $P_2$  は成形完了点のごく近傍で急激に増大するので、下型径を設計値より少し大きく設定することにより、

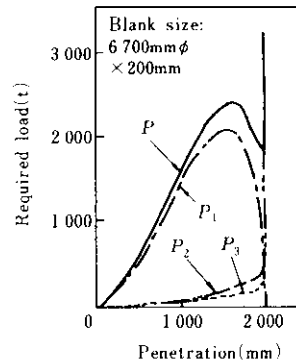


Fig. 23 Calculated change of required forming load and its constituents at 1000°C with the progress of penetration

計算値より小さい成形力で容易に成形を完了することができる。つぎに成形力と板厚およびブランク径の関係を計算した。実績補正を行った計算結果を Fig. 24 に示す。成形力と板厚の関係は、ほぼ比例関係にあり  $P/P_0 \propto 1.02(t/t_0)$  の関係を見いだした。これらを総合すると、現有設備により、

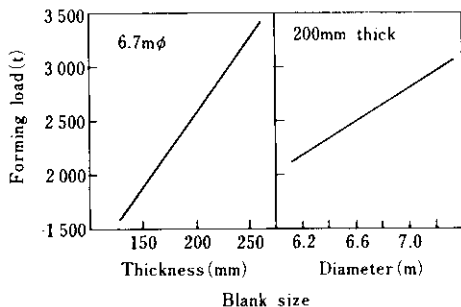


Fig. 24 Required forming load at 1000°C as a function of blank size

1100MWe クラスのボトムヘッドドームの曲げ成形も可能である。

## 6. まとめ

原子炉圧力容器用トップヘッドフランジおよびボトムヘッドドームを試作し確性試験を行った。ボトムヘッドドームの曲げ成形は上部は一体型、下部はリング型を用いて実施した結果、変形が均一で偏肉がなくかつ成形時のスケール疵のないドームを製造することができた。確性試験では、フランジ、ドームとも、内部性状、機械試験、破壊靱性および疲労特性のすべてに満足すべき値が得られた。これらの試作確性により原子炉圧力容器用鍛鋼材の安定製造が可能であり、容器製造者の要求に十分こたえ得るものと確信する。

## 参考文献

- 1) 江本, 宮田, 高橋, 鈴木, 関根: 川崎製鉄技報, 6 (1974) 2, 153
- 2) 西岡, 江本: 川崎製鉄技報, 4 (1972) 1, 12
- 3) 西岡, 江本: 鉄と鋼, 60 (1974) 2, 1662
- 4) 和中, 堀内, 灘, 松居, 早川: 川崎製鉄技報, 8 (1974) 1, 15
- 5) 齋藤: 川崎製鉄技報, 9 (1977) 3-4, 100
- 6) 佐藤, 榎並, 楠原, 林: 川崎製鉄技報, 4 (1972) 3, 25
- 7) 榎並, 佐藤, 田中, 船越: 川崎製鉄技報, 6 (1974) 2, 15
- 8) 榎並, 波戸村, 田中, 船越: 川崎製鉄技報, 6 (1974) 2, 32
- 9) 楠原, 吉村, 荻野, 榎並, 船越, 林: 川崎製鉄技報, 6 (1974) 2, 44
- 10) 広, 西山, 坪井, 岡部, 森: 川崎製鉄技報, 6 (1974) 2, 69
- 11) T. L. Gerber, J. D. Heald, and E. Kiss: J. Eng. Mat. Technol., Trans. ASME; (1974) 255