
使用済核燃料輸送容器キャスク用鍛鋼品の製造

Manufacturing of Cask Forgings to Transport Nuclear Reactor Spent Fuel

狩野 征明(Seimei Karino) 内田 清(Kiyoshi Uchida) 中野 善文(Yoshifumi Nakano) 戸部 俊一(Toshikazu Tobe) 宮田 克彦(Katsuhiko Miyata) 児玉 亮二(Ryoji Kodama)

要旨：

使用済核燃料の輸送容器素材となるキャスク用鍛鋼の試作を行った。乾式キャスク TN12/12 タイプを対象に、単層胴 300 mm 肉厚の中心部で、引張強さ 45 kgf/mm² 以上および落重特性 TNDT が -40℃ 以下を満足する成分検討を行い、0.1% C-1.2% Mn-1.5% Ni 系を得た。この成分系にもとづき、当社独自に開発した中空鋼塊技術により 100 t 鋼塊を製造し、キャスク本体に適用したところ目標特性を十分満足する結果を得た。さらに低コストを図った 2% Mn 系、あるいは寒冷地向けとしては、低 C-1.3 Mn-2.25Ni 系が推奨され、また動的破壊じん性値に対しては ASME Code で規制される K1R 曲線にて評価できることなどが明らかとなった。

Synopsis：

Alloying design and manufacturing results of "Cask Forging" to transport nuclear reactor spent fuel are described. As a result of investigating chemical composition to satisfy appropriate properties such as TS ≥45 kgf/mm² and TNDT ≤ -40℃ through the 300 mm wall thickness of a dry-type TN 12/12 cask, 0.1%C-1.2%Mn-1.5%Ni steel was developed. Forging products, based on this alloy design and adoption of 100 t ingots by using our newly developed "Hollow Ingot Technique", showed sufficient mechanical properties as desired. The product was acceptable for materials specified by K1R curve in ASME Code. Another alloying steels can be produced; Ni-less 2% Mn steel for alternative use, and low C-1.3% Mn-2.25% Ni steel for arctic service.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

本文は次のページから閲覧できます。

狩野 征明^{*2} 内田 清^{*3} 中野 善文^{*4} 戸部 俊一^{*5} 宮田 克彦^{*6} 児玉 亮二^{*7}

Manufacturing of Cask Forgings to Transport Nuclear Reactor Spent Fuel

Seimei Karino, Kiyoshi Uchida, Yoshifumi Nakano, Toshikazu Tobe, Katsuhiko Miyata, Ryoji Kodama

要旨

使用済核燃料の輸送容器素材となるキャスク用鍛鋼の試作を行った。乾式キャスク TN12/12 タイプを対象に、単層胴 300 mm 肉厚の中心部で、引張強さ 45 kgf/mm² 以上および落重特性 T_{NDT} が -40°C 以下を満足する成分検討を行い、0.1% C-1.2% Mn-1.5% Ni 系を得た。この成分系にもとづき、当社独自に開発した中空鋼塊技術により 100 t 鋼塊を製造し、キャスク本体に適用したところ目標特性を十分満足する結果を得た。さらに低コストを図った 2% Mn 系、あるいは寒冷地向けとしては、低 C-1.3 Mn-2.25 Ni 系が推奨され、また動的破壊じん性値に対しては ASME Code で規制される K_{IR} 曲線にて評価できることなどが明らかとなった。

Synopsis:

Alloying design and manufacturing results of "Cask Forging" to transport nuclear reactor spent fuel are described.

As a result of investigating chemical composition to satisfy appropriate properties such as $TS \geq 45 \text{ kgf/mm}^2$ and $T_{NDT} \leq -40^{\circ}\text{C}$ through the 300 mm wall thickness of a dry-type TN 12/12 cask, 0.1% C-1.2% Mn-1.5% Ni steel was developed. Forging products, based on this alloy design and adoption of 100 t ingots by using our newly developed "Hollow Ingot Technique," showed sufficient mechanical properties as desired. The product was acceptable for materials specified by K_{IR} curve in ASME Code.

Another alloying steels can be produced: Ni-less 2% Mn steel for alternative use, and low C-1.3% Mn-2.25% Ni steel for arctic service.

1 結 言

近年発電に占める原子力発電の比率はますます高まり、発生する使用済核燃料も増加の一途を辿っている。使用済核燃料は発電所の燃料貯蔵池で冷却された後、再処理工場へ輸送される。輸送に際しては放射線の遮蔽に万全を期さねばならず、特殊な容器が使用される。この使用済核燃料輸送容器を「キャスク」と称している。

我が国において運転中の原子炉は現在 24 基あり、発生する使用済核燃料は約 500 t/year となる。これに対し再処理工場は動力炉核燃料事業団東海工場におけるパイロットプラントのみであり、再処理の主体をイギリス、フランス等の海外に委託している。しかし最近、我が国における核燃料サイクル確立の一環として下北半島に第 2 再処理工場を建設する計画が進められており、これらを背景にキャスクの需要は今後ますます高くなると思われる。

1983 年、当社は 5 基分のキャスク用鍛鋼品を受注し、製造・納入した。本報告では、これらキャスク用素材鍛鋼品の製造に係わる事前の化学組成についての検討結果、製造経過および今後の課題について述べる。

2 キャスクの種類と特徴

キャスクは大別して湿式型 (Wet type) と乾式型 (Dry type) の 2

Table 1 Characteristic differences between dry and wet type cask

Type	Wet	Dry
Index		
Coolant for decay heat	Water	Gas (N ₂)
γ -ray shield	Lead	Steel
Neutron shield	Water	Resin
Brand	EXCELLOX-series HZ-75 NH-25	TN-series MAGNOX-type

種類に分類される¹⁾。これらの特徴を Table 1 に示す。キャスク内のキャビティが水であるものを湿式型と称し、ガスであるものを乾式型と称している。Fig. 1 および Fig. 2 に代表的なキャスクの鳥瞰図を示す¹⁾。いずれも本体部は円筒容器になっている。湿式型の円筒容器は薄肉の鋼板であるが、遮蔽材として鉛が使われており、乾式型のそれは厚肉鋼材である。構造が単純な乾式型の場合、一体鍛造品を用いれば溶接箇所が少なくなり、構造上有利となる。

我が国において、キャスクは Table 2¹⁾ に示す「放射性物質等の輸送に関する安全基準」における「B(M) 型第 2 種核分裂性輸送物に対する安全基準」に適合しなければならない。また国際間の輸送

*1 昭和59年12月3日原稿受付

*2 技術研究所水島研究部第2研究室主任研究員 (課長)

*3 技術研究所水島研究部第2研究室研究員

*4 技術研究所第2研究部厚板・特殊鋼研究室主任研究員 (課長)

*5 水島製鉄所鍛造部鍛造管理室主査 (掛長)

*6 水島製鉄所鍛造部鍛造管理室主査 (課長)

*7 本社製鋼・鋼材技術部主査 (課長)

も考慮し、IAEA（国際原子力機関）の「放射性物質の安全輸送規則」はもとより、相手国ならびに途中通過国の規則にも適合しなければならない。さらに輸送の対象となる使用済燃料についても各原子炉毎の承認が必要となる。したがって使用される鋼材の仕様は普

遍的ではない。しかし、少なくとも下記の特性は考慮しなければならない^{2,3)}。

(1) 熱伝導率

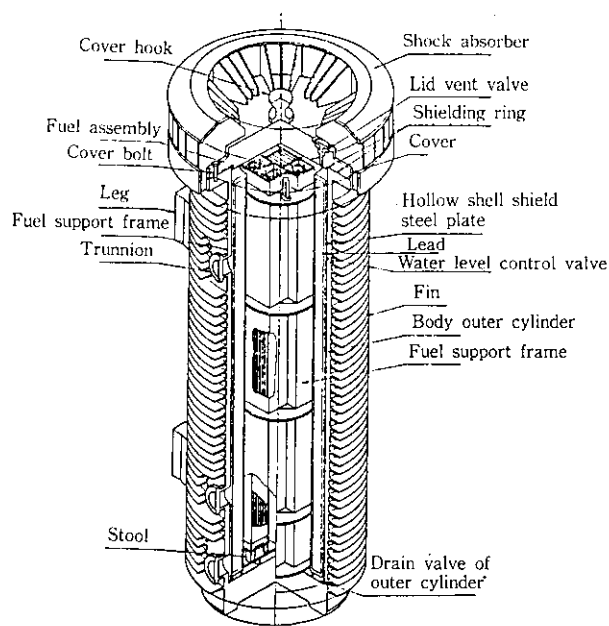


Fig. 1 Example of wet-type cask¹⁾

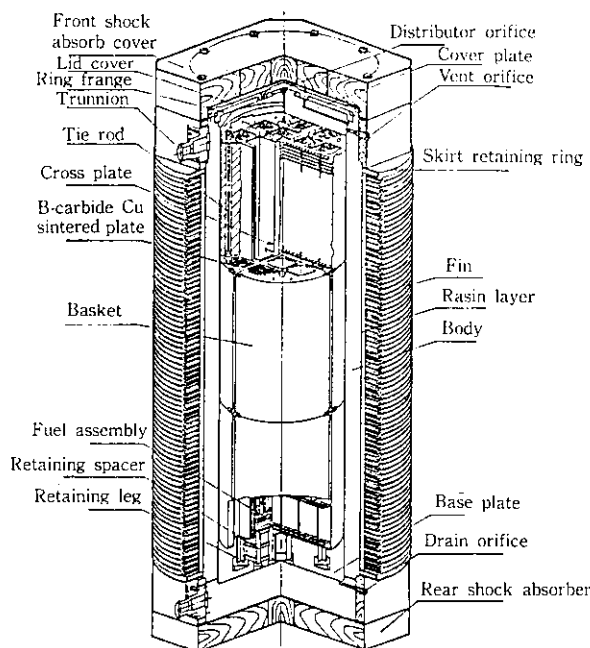


Fig. 2 Example of dry-type cask¹⁾

Table 2 Safety standard of BM-type 2nd fission transportation

Test condition	Criterion
I. Standard proof test	
(1) Rain proof Spraying water equivalent to 50 mm/h rain	(1) Specific dose of radiation at surface less than 200 mrem/h
(2) Free fall descent proof under 5 t.....1.2 m 5-10 t.....0.9 m 10-15 t.....0.6 m over 15 t.....0.3 m	(2) Radiation dosage less than 10 mrem/h apart from 1 m distance
(3) Compression proof Putting 5 times weight on Cask for 24 h	(3) Leakage ratio less than 10^{-6} A ₂ /h
(4) Penetration proof Dropping 3.2 cm dia. bar of 6 kg weight from 1 m height	(4) Surface temperature less than 50°C in the shade
(5) Environmental proof Keeping one week at 38°C after tests through 1-4	(5) Surface density less than the allowable value
II. Special test	(6) The critical state is not achieved in the case of arbitrary arrangement of casks more than 5 times of numbers restricted for transportation, after tests.
(1) Stiffness test a) Free dropping from 9 m height b) Dropping from 1 m height over horizontal section of bar with 15 cm dia. extruded 20 cm height	(1) Radiation dosage less than 1 000 mrem/h apart from 1 m distance
(2) Fire proof Keeping 800°C for 30 min	(2) Leakage ratio less than A ₂ /week, and ⁸⁵ Kr less than 10 000 Ci/week
(3) Water proof Keeping for 8 h under 15 m depth	(3) The critical state is not achieved in the case of arbitrary arrangement of casks more than 5 times of numbers restricted for transportation, after tests.
(4) Environmental proof Keeping for one week at 38°C atmosphere after tests through (1)-(3)	

- (2) 熱膨張率
- (3) 常温から設計温度までの強度 (20~300°C)
- (4) 耐脆性破壊特性 (T_{NDT} , K_{Ic})

特に耐脆性破壊特性については、安全設計の考え方や輸送通過地域の気象条件によっては非常に厳しい特性が要求されることが考えられる。

現在キャスク用の鉄鋼材料として標準化された材料はなく、今後多様化するニーズに対応でき、かつ経済的な材料を開発していくことは非常に有意義である。

3 鍛鋼キャスクの製造

3.1 鍛鋼キャスクの概要

今回製造したキャスク用の鍛鋼品は乾式型である TN-12/12 型キャスクの「胴」と「底板」である。これらの概略形状を Fig. 3 に示すが、いずれも肉厚が約 300 mm の極厚材である。材料に要求された性能を Table 3 に示す。 γ 線遮蔽のため材料の肉厚が厚くなるので設計許容応力は小さくてもよく、材料に対する要求強度は高くない。したがって、鋼種としては従来引張強さ 45 kgf/mm² 級の

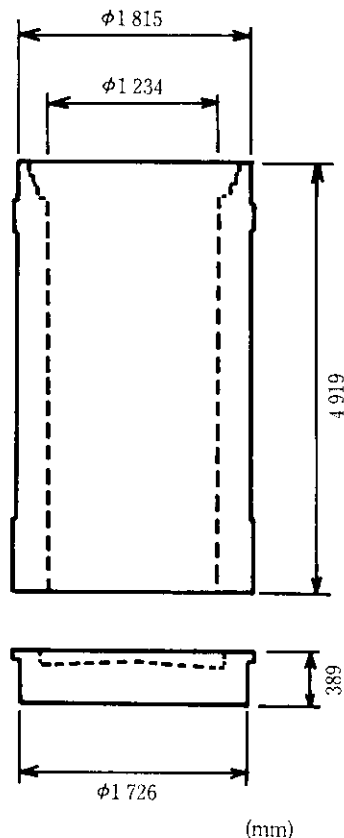


Fig. 3 Profile of cask forgings, TN-12/12 type

Table 3 Mechanical property requirements

Tensile property				Impact property		DWT T_{NDT} (°C)
YS (kgf/mm ²)	TS (kgf/mm ²)	El (%)	RA (%)	$\sqrt{E_{30}}$ (kgf·m)	$\sqrt{E_{40}}$ (kgf·m)	
≥26	≥43	≥20	≥30	≥6.92	≥2.78	≤-40

軟鋼が用いられていたが、Table 3 に示すように耐脆性破壊特性が要求されるため今回の鍛鋼品については軟鋼が適用できなかった。そこで製造に先立ち、適正な材料を得るため化学組成について事前検討を行った。

3.2 事前検討

Table 3 の機械的性能を保证する適正化学組成を得るため、100 kg 実験鋼塊を用い検討を行った。基本成分は ASTM A350 Grade LF1 に相当する 0.10% C-1.20% Mn 系炭素鋼とし、C, Mn および Ni 含有量を変化させ、焼入れ焼もどし後の機械的性質に及ぼすこれらの影響を調べた。

肉厚 300 mm の鋼材の肉厚中心部相当熱処理における強度およびじん性に及ぼす C, Mn および Ni の影響を Fig. 4 に示す。いずれも増量により強度を上昇させるが、C の増量はじん性を劣化させる。Mn および Ni の増量はじん性を向上させるが、Ni の効果が顕著である。Table 3 に要求される強度とじん性をともに満足させるためには 1.0~1.5% 程度の Ni の添加が必要である。

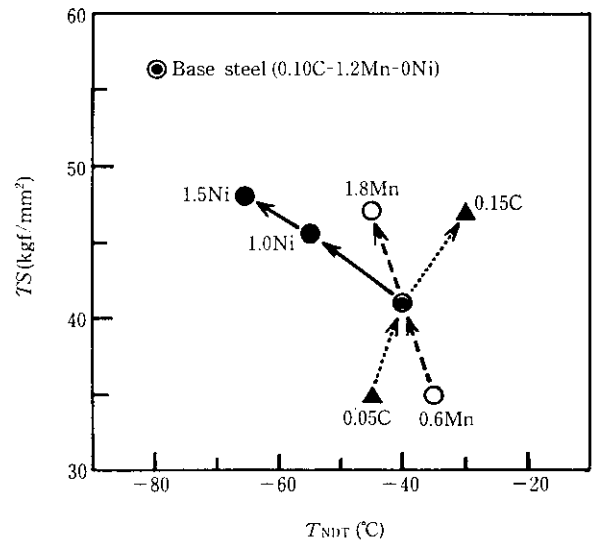


Fig. 4 Effect of C, Mn and Ni contents on strength and toughness

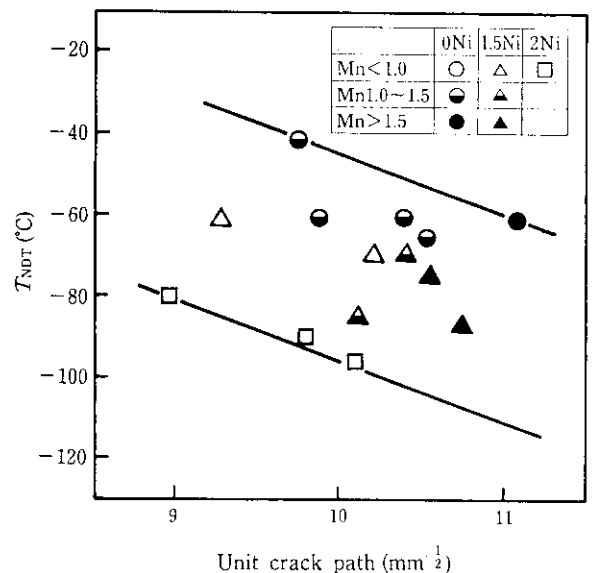


Fig. 5 Relation between T_{NDT} and fracture unit

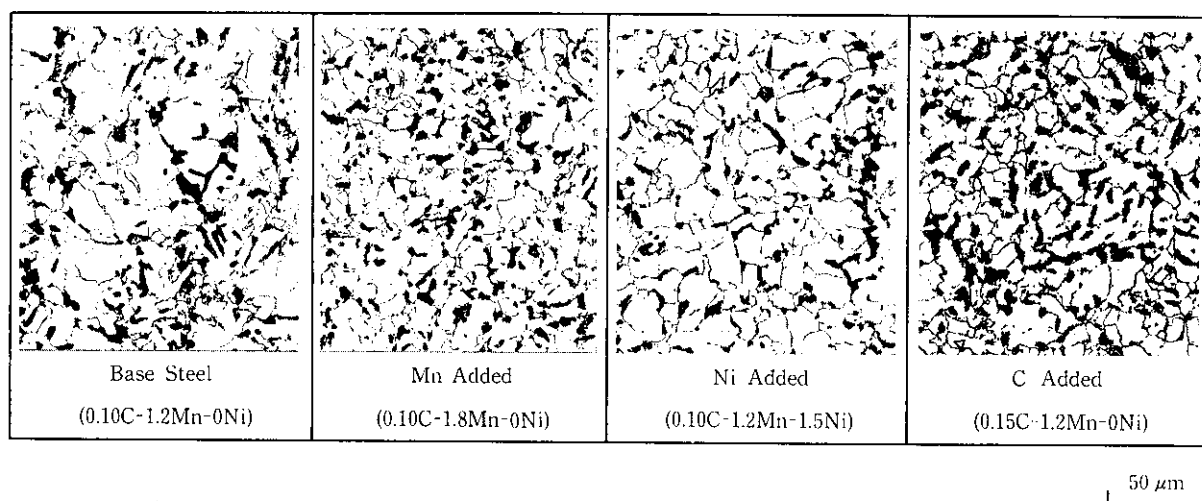


Photo 1 Micro-structure of steels tested

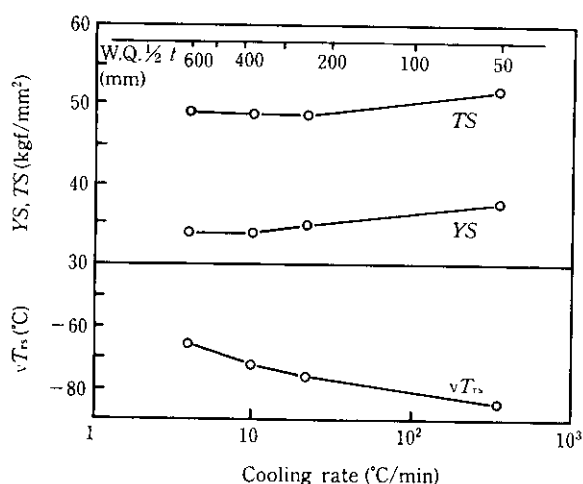


Fig. 6 Influence of cooling rate on mechanical properties of 0.1C-1.2Mn-1.5Ni steel

Photo 1 に熱処理後の光学顕微鏡組織を示す。C の増量によりパーライト量が増し、Mn の増量によりフェライト粒が微細化している。このような組織変化が強度とじん性に効いているものと理解される。また、落重試験後の試験片破断面における破面単位とじん性の関係を Fig. 5 に示す。Mn 含有量の高いものは破面単位が小さく、組織微細化によるじん性向上を示唆している。一方、Ni は組織微細化に対する影響は少ないが、破面単位が同等の場合においても Ni 含有量の高いものほどじん性が優れており、Ni はマトリックスのじん性を高めていると考えられる。

Fig. 4 より、今回のキャスク材として 0.1% C-1.20% Mn-1.5% Ni 鋼を適用することとした。当鋼種の強度とじん性に及ぼす焼入冷却速度依存性を Fig. 6 に示す。当鋼種は焼入冷却速度の依存性が比較的小さく極厚キャスク材に適用しても肉厚各部位において良好な性能の得られることが期待できる。

3.3 製造指針

事前検討の結果にもとづき設定した目標化学成分を Table 4 に示す。

胴素材に対しては、当社で開発した中空鋼塊を適用することにし

た。中空鋼塊はその凝固特性から偏析が少なく、円筒状の製品になった後の内周面が従来法の中実鋼塊を使用した場合に比べ著しく清浄で、かつ均質である^{4,5)}。したがって、内周面に肉盛溶接がなされる場合や継手溶接が必要な压力容器に対しては最適の素材である。キャスクの胴も底板との継手溶接があり、しかも内周面にステンレス鋼が肉盛溶接されるため中空鋼塊の適用は有効である。

Photo 2 に今回の胴に適用した 100 t 中空鋼塊の外観を示す。

底板は従来の中実鋼塊を据込鍛造法で鍛造することとした。ただし、溶接開先部が鋼塊のボトム側となるように鍛造した。

熱処理は焼入れ焼もどしとし、焼入れのためのオーステナイト化温度は 880°C、焼入れは水中冷却とした。焼入れ後の焼もどし温度は 630°C とした。

Fig. 7 に製造プロセスを示す。

Table 4 Target chemistry for cask forging (wt %)

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr
0.09 ~0.11	0.20 ~0.30	1.15 ~1.35	≤0.010	≤0.005	1.40 ~1.60	0.10 ~0.30

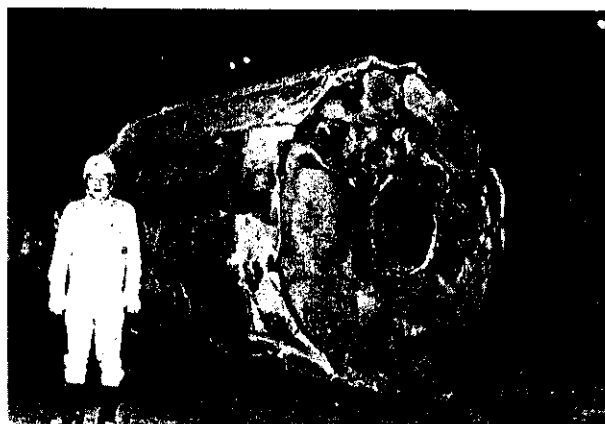


Photo 2 Outview of 100 ton Hollow Ingots for cask shell

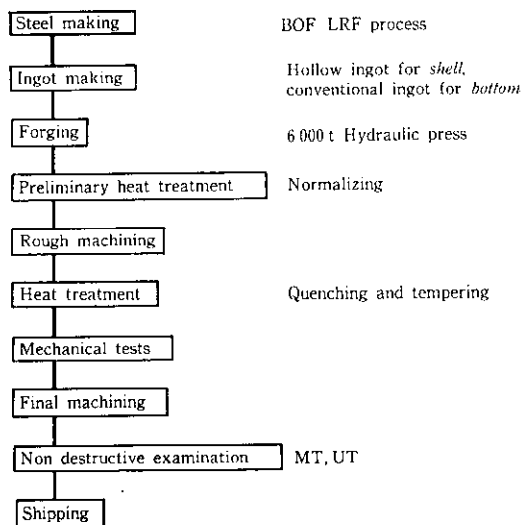


Fig. 7 Manufacturing process for cask forgings

3.4 製造結果

熱処理（焼入れ、焼もどし）後、胴について Fig. 8 に示す位置から供試材を採取し、各種確性試験を行った。

Photo 3 に C 断面のマクロ組織およびサルファープリントを示す。内周面が非常に清浄であることがわかる。肉厚方向における化学成分の分布を Fig. 9 に示す。また Fig. 10 には肉厚方向における機械的性質の分布を示す。供試材が鋼塊のトップ側から採取されたにもかかわらず、成分偏析は非常に小さく、Table 3 に示す機械的性質の要求値を十分満足しており、かつバラツキは極めて小さい。熱伝導率および熱膨張係数の測定結果は、Table 5 に示すとおりいずれも目標特性値を十分満足している。

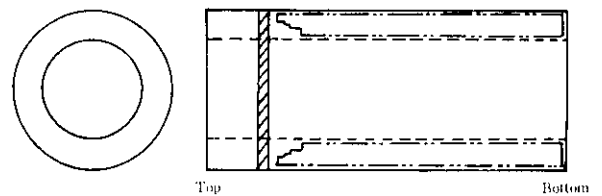


Fig. 8 Sampling position for test specimens

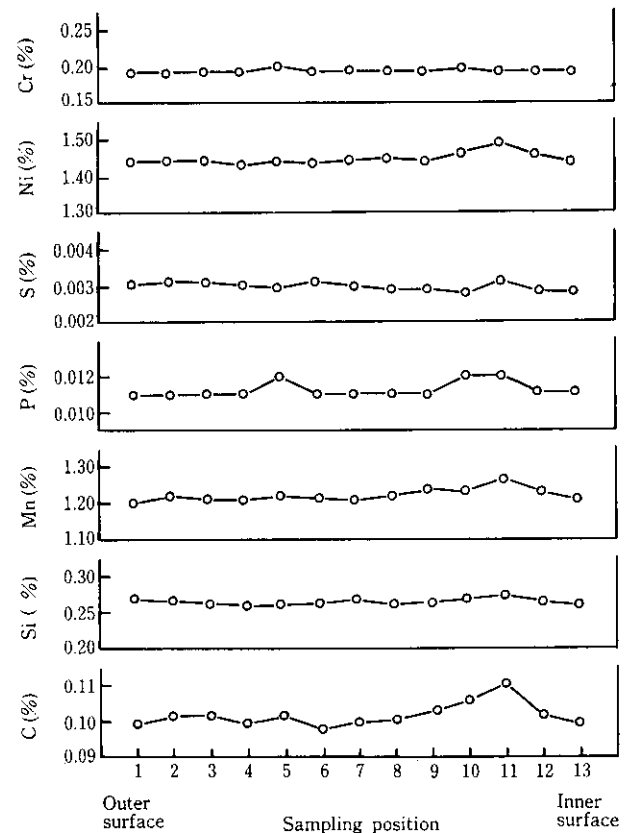


Fig. 9 Chemical analyses on cross section

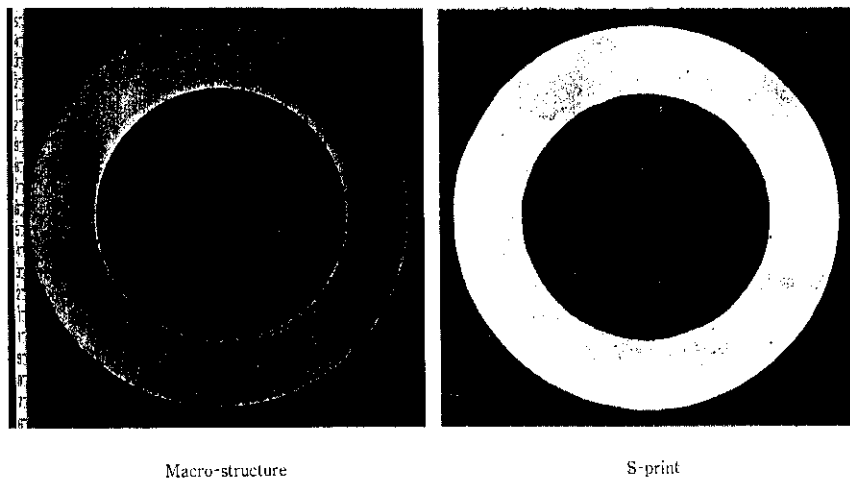


Photo 3 Macro-structure and S-print of cross section

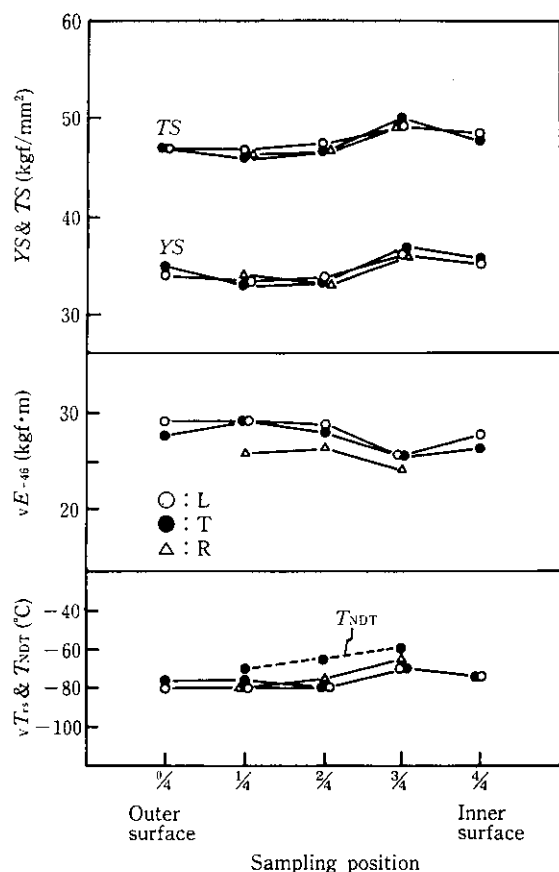


Fig. 10 Distribution of mechanical properties

Table 5 Data on thermal-conductivity and thermal-expansion^{b)}

Thermal conductivity (W/m·K)	Thermal-expansion coefficient $\times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$
50°C : 41.9 200°C : 43.6 (≥ 35.6) ^{a)}	13.9 (≥ 12.0) ^{a)}

^a Thermal property requirements^b Chemical composition: 0.10%C, 0.24%Si, 1.27%Mn, 0.005%P, 0.004%S, 1.51%Ni, 0.19%Cr

3.5 破壊じん性

キャスク材の破壊じん性として、シャルピー衝撃試験の他に、破壊力学的取扱いの可能な動的破壊じん性 (K_{Ia}) および脆性亀裂伝播停止じん性 (K_{Ia}) を求め評価した。試験片はいずれも肉厚の 1/4 部より接線方向 (主鍛造方向に直角な方向) に採取した。

動的破壊じん性試験は、シャルピー衝撃試験片と同一形状を有する疲労切欠付き ($a/W=0.5$) 試験片を用いて、計装化シャルピー衝撃試験機により -40°C で実施した。試験片は平面歪状態で脆性破壊を起こさず、最大荷重点までのエネルギーから計算される J 積分値 (J_a) から換算された動的破壊じん性値、 $K(J_a)$ は $1000 \text{ kgf}\cdot\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$ 以上となり、 K_{Ia} は計測できなかった。

脆性亀裂伝播停止試験として MRL 型コンパクト試験^{b)}を実施し

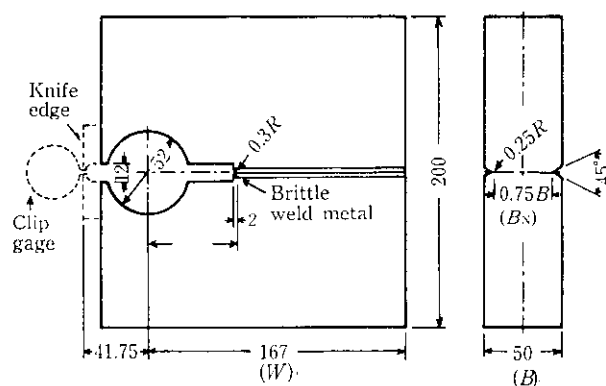


Fig. 11 Dimension of Compact-Specimen

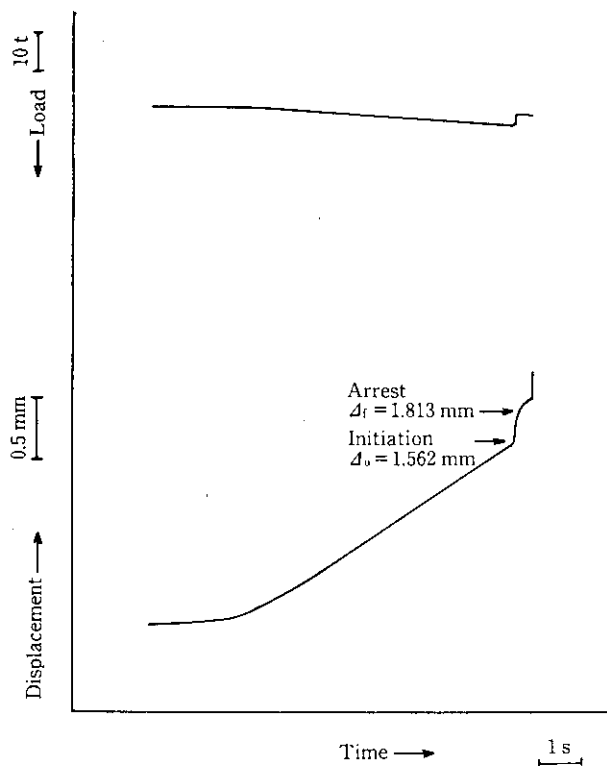


Fig. 12 Time dependency of load and crack opening displacement

た。コンパクト試験片形状を Fig. 11 に示す。試験片は $50 \times 200 \times 200$ (mm) であり、脆い溶接金属部に先端が位置するように切欠を入れた。試験は、試験片を所定温度に保持した後、くさびを円孔中に押し込み、切欠きを開口させることにより行った。Fig. 12 に代表的な荷重およびクリップゲージ開口変位の時間的変化の記録を示す。脆性破壊の発生に伴いクリップゲージ開口変位は急激に増加し、一方、荷重は急減する。脆性亀裂伝播停止時のクリップゲージ開口変位 Δ_f は急増が終了した点での値とした。

Photo 4 にコンパクト試験片の破面の例を示す。破面が黒っぽくなっている部分は脆性亀裂伝播停止後の最終破断前に試験片を加熱し酸化着色させたものであり、測定した亀裂伝播部に相当する。脆性亀裂伝播停止じん性 K_{Ia} ($\text{kgf}\cdot\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$) は、脆性亀裂伝播停止時の切欠開口変位 Δ_f (mm) および荷重軸から伝播停止した亀裂

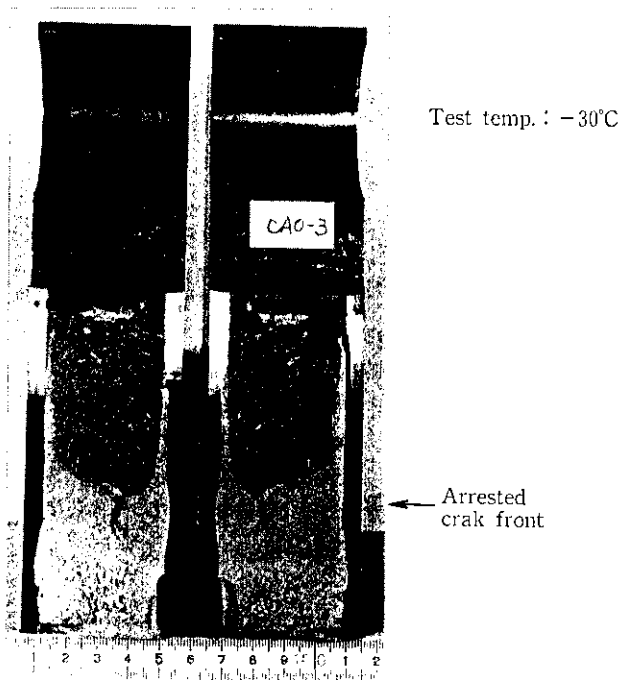


Photo 4 Fracture appearance of Compact-Specimen

の先端までの距離で定義される亀裂長さ a_f (mm) を用いて、(1) 式⁶⁾により計算した。

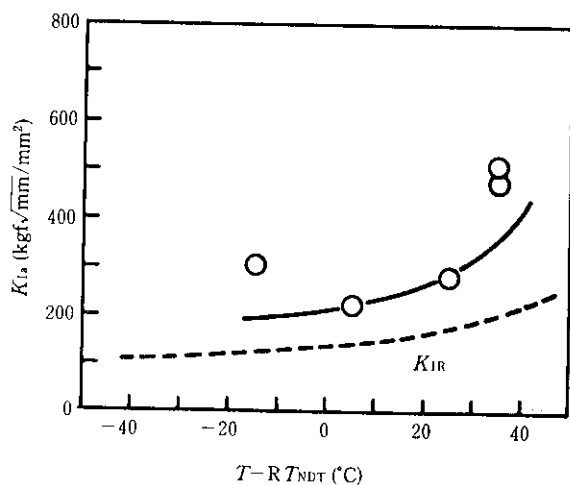
$$K_{Ia} = Y A_f E \sqrt{\frac{B}{B_N W}} \quad (1)$$

ここに、 B 、 B_N および W は Fig. 11 に定義した寸法であり、 Y は (2) 式で与えられる。

$$Y = \frac{2.24(1.72 - 0.9\alpha + \alpha^2) \sqrt{1-\alpha}}{(9.85 - 0.17\alpha + 11.0\alpha^2)} \quad (2)$$

$$\alpha = a_f / W$$

Fig. 13 に脆性亀裂伝播停止じん性、 K_{Ia} と $(T - RT_{NDT})$ の関係を示す。 T は試験温度、 RT_{NDT} は落重試験による無延性遷移温度、 T_{NDT} とシャルピー衝撃試験温度から決定された関連温度であり、 -65°C であった。 K_{Ia} のデータ点はいずれも ASME Boiler

Fig. 13 Crack arrest toughness K_{Ia} as a function of temperature $T - RT_{NDT}$

and Pressure Vessel Code Sec. III Appendix G で与えられる K_{IR} 曲線の上に位置している。たとえば、 RT_{NDT} では K_{Ia} は K_{IR} 曲線より約 $70 \text{ kgf} \cdot \sqrt{\text{mm}/\text{mm}^2}$ 高くなっている。今回のキャスク材の K_{Ia} と $(T - RT_{NDT})$ の関係は軽水炉圧力容器用鋼材である A 533B Class 1 あるいは A 508 Class 3 で得られた関係⁷⁾ と同等のものである。一方、前述の動的破壊じん性も軽水炉圧力容器用鋼材で得られた値⁷⁾ と、 $(T - RT_{NDT})$ に関して比較すると同等のものであった。そして、 K_{Ia} および K_{IR} が静的破壊じん性値 K_{Ic} を含めた各種破壊じん性値の最下限を与えるものであるため、今回のキャスク材の破壊じん性は ASME Code で与えられている K_{IR} 曲線を用いて評価してよいと言える。

4 今後の課題

キャスクの需要はますます高まることが予想され、その素材製造においても経済性に関する検討は重要である。当社の中空鋼塊はこの点において大いに有効であるが、さらに加えて化学成分において高価な元素である Ni の低減 (Ni less 化) を検討した。

前出の Fig. 4 において、Mn と Ni はともに強度とじん性に寄与している。高価な Ni を安価な Mn に置き換えることができれば、経済的に有利な材料を得ることができる。そこで Mn 量と Ni 量を変化させて機械的性質を調査した。Table 6 に示す化学成分を有す

Table 6 Chemical composition of steels tested (wt %)

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr
0.05 ~0.19	0.01 ~0.30	0.60 ~2.11	0.007	0.005	0.01 ~2.43	0.01 ~0.40

る 100 kg 鋼塊を高周波溶解炉にて溶製し、肉厚 25 mm の板状に鍛造、 950°C で焼ならし処理した後、焼入れ・焼もどしを行った。焼入れのためのオーステナイト化は $880^\circ\text{C} \times 5\text{h}$ とし、焼入れは熱処理シミュレータにて行い、 $20^\circ\text{C}/\text{min}$ の冷却速度とした。これは肉厚 250 mm 材水冷時の肉厚中央部における冷却速度に相当する。焼もどしは $630^\circ\text{C} \times 8\text{h}$ とし、その後の冷却を炉中冷却とした。

実験結果より、(3) 式から (6) 式の重回帰式が得られた。

$$YS(\text{kgf}/\text{mm}^2) = 14 + 7(\% \text{Cr}) + 12(\% \text{Si}) + 9(\% \text{Mn}) + 5(\% \text{Ni}) + (\% \text{Cr}) \quad (3)$$

$$TS(\text{kgf}/\text{mm}^2) = 19 + 66(\% \text{C}) + 11(\% \text{Si}) + 10(\% \text{Mn}) + 5(\% \text{Ni}) + 10(\% \text{Cr}) \quad (4)$$

$$vT_{18} (^\circ\text{C}) = -55 + 515(\% \text{C}) - 4(\% \text{Si}) - 29(\% \text{Mn}) - 23(\% \text{Ni}) - 18(\% \text{Cr}) \quad (5)$$

$$T_{NDT} (^\circ\text{C}) = -65 + 115(\% \text{C}) - 36(\% \text{Si}) - 4(\% \text{Mn}) - 14(\% \text{Ni}) + 8(\% \text{Cr}) \quad (6)$$

(4) 式および (6) 式から、引張強さおよび T_{NDT} に及ぼす Mn 量と Ni 量の影響を整理すると Fig. 14 が得られる。Fig. 14 から、引張り強さは $43 \text{ kgf}/\text{mm}^2$ 以上、 T_{NDT} は -40°C 以下をそれぞれ目標値とすれば、0%Ni (Ni less) % の場合でも Mn 量を 2% にすることにより目標性能が得られることがわかる。

一方、将来の要求性能の高級化、特に高じん性化への対応も必然的に検討しておかなければならない。ASME Section III により設計される場合、要求される T_{NDT} は非常に低い値となる。たとえば、使用最低温度が -30°C である場合、 -70°C 程度の T_{NDT} が要求

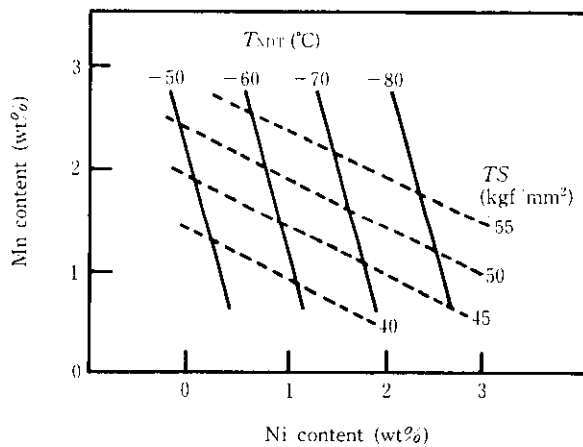


Fig. 14 Effect of Ni and Mn contents on strength and toughness

されることになる。仮にこのような性能を要求されても、Fig. 14をもとに Ni 量と Mn 量を適切に組み合わせることにより十分対応することができる。この場合であれば、0.5%C-1.3%Mn-2.25%Ni 鋼が推奨できる。

5 結 言

キャスク用鍛鋼品の開発を目的として行った小型実験にもとづき、中空鋼塊技術を適用して重量約 70 t の大型キャスク部材を製造したところ、所定の目標性能を十分に達成することができた。

さらに経済的な材料への指向あるいは要求性能の多様化指向等、将来の需要ニーズに対応できる材料に対する成分設計についても検討した。

今回、キャスク用鍛鋼品の製造に際し、ご指導いただき、また執筆についてご助言いただきました日立造船株式会社の関係各位に感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) 関口 晃, 竹内 清, 植木紘太郎: 日本原子力学会誌, 24 (1982) 1, 7
- 2) 小野寺朗: 原子力工業, 18 (1972) 12, 10
- 3) 青木成文: 原子力工業, 18 (1972) 12, 15
- 4) 飯田義治, 山本武美, 山浦茂義, 朝生一夫, 松野淳一, 西岡武三郎: 鉄と鋼, 66 (1982) 2, 211
- 5) Y. Iida, H. Wanaka, T. Yamamoto, K. Aso and J. Matsuno: World Steel & Metalworking, 4 (1982), 216
- 6) ASTM: "Proposed ASTM Test Method for Crack Arrest Fracture Toughness of Ferritic Materials" (1984)
- 7) 中野善文, 佐野謙一, 田中康治, 大橋延夫: 川崎製鉄技報, 12 (1980) 4, 593