

SHINAGAWA TECHNICAL REPORT

無予熱ロングノズルの高寿命化

Long Service-life Cold-start Ladle Shroud

新 妻 宏 泰
Hiroyasu NIITSUMA

国 井 仁
Hitoshi KUNII

森 脇 宏 治
Koji MORIWAKI

吉 川 道 徳
Michinori YOSHIKAWA

井 上 慎 祐
Shinsuke INOUE

中 村 真
Makoto NAKAMURA

品川技報

無予熱ロングノズルの高寿命化

Long Service-life Cold-start Ladle Shroud

新 妻 宏 泰 ^{*1}	吉 川 道 徳 ^{*2}	国 井 仁 ^{*1}
Hiroyasu NIITSUMA	Michinori YOSHIKAWA	Hitoshi KUNII
井 上 慎 祐 ^{*3}	森 脇 宏 治 ^{*4}	中 村 真 ^{*5}
Shinsuke INOUE	Koji MORIWAKI	Makoto NAKAMURA

要 旨

無予熱で使用されるロングノズルには、鑄造初期に大きな熱衝撃がかかるため高い耐熱スポーリング特性が要求される。溶融シリカやジルコニアライトなどのシリカ含有原料は熱膨張率が低く耐火物の耐熱スポーリング性を改善する目的で広く使用されている。しかしながら、これらの原料は、カルシア-シリカ系などのスラグに対して容易に浸食される欠点がある。今回、予熱用ロングノズルに使用されてきた耐食性に優れたシリカ含有原料を含まないアルミナ-カーボン材料を、炭素原料を含まない内管材料と組み合わせることで無予熱用ロングノズルに適用することを検討した。炭素を含まない内管材料は熱伝導率が低く断熱層として働くため、鑄造初期のロングノズル本体材料の内管と外周の温度差を小さくすることで発生する熱衝撃の低減効果を期待できる。この無予熱用ロングノズルの熱衝撃低減効果を有限要素法により確認、実機での良好な使用結果を得たので報告する。

Abstract

Cold-start ladle shrouds require very good thermal spalling resistance. Silica raw materials such as fused silica and zirconia mullite materials are widely used to them because of their low thermal expansion characteristics and improved thermal spalling resistance. However silica raw materials have poor wear resistance to tundish slag. We studied the application of non-silica alumina-carbon materials used in hot start practice that have superior wear resistance to cold-start ladle shrouds with carbon-free inner liners. Carbon-free material has low thermal conductivity and acts as a heat insulator to reduce the temperature difference between the inside and outside of the ladle shroud body. The result is reduction of thermal stress, especially at the start of casting. We confirmed the good effect by using FEM at actual casters with successful results.

1. はじめに

連続鑄造用耐火物として使用されるロングノズルは、溶鋼の二次酸化や乱流、スラグの巻き込みを防止し良好な鋼品質を得るという重要な役割を

1. Introduction

The most important roles of the ladle shroud are to prevent re-oxidation of the molten steel, steel flow turbulence in the tundish and tundish

*1 東日本工場 湯本製造部 技術室 主任部員 Staff Manager, Technical Sec., Yumoto Plant, East Japan Works

*2 技術研究所 第1研究部 第2研究室 主任部員 Assistant Manager, Basic Study Sec., Research Dept. No. 1, Research Center

*3 東日本工場 湯本製造部 技術室 室長 General Manager, Technical Sec., Yumoto Plant, East Japan Works

*4 技術研究所 第3研究部 第1研究室 室長 General Manager, Flow Control Refractories R&D Sec., Research Dept. No. 3, Research Center

*5 技術研究所 第3研究部 部長 General Manager, Research Dept. No. 3, Research Center

担っている。ロングノズルは、使用方法から、無予熱で使用するロングノズルと多連々を重視した予熱して使用する高耐食性ロングノズルとに分けられる。

ロングノズルには、鑄造初期に大きな熱衝撃が加わるため、耐スポール性の確保が極めて重要である。無予熱、予熱用ロングノズルとも、耐熱スポール性が良好なアルミナ-シリカ-カーボン（以下、AG）質材質が広く使用されている。特に無予熱用ロングノズルでは、耐スポール性を高めるために一定量のシリカ含有原料が使用されることが多い。しかしながら、シリカ含有原料は、スラグや鋼中のマンガンなどの酸化物と低融点物質を作りやすく、耐食性の点では不利である。

一方、多連々のニーズに対しては、最も溶損が大きいスラグライン部に耐食性に優れるシリカを含まないアルミナ-カーボン（以下、ノンシリカAG）質材質を適用、予熱して使用されている¹⁾。ノンシリカAGについては、耐スポール性の劣化を最小限に抑えるため、バインダーや粒度構成などの面からの改善のほか、使用技術の面からも使用前の予熱強化や各キャスト間の間欠待機中の保熱徹底などが図られてきた²⁾。さらにスラグライン材質の耐用性を改善するため、ジルコニア-カーボン材質やアルミナ-マグネシア-カーボンの適用なども検討されている³⁾。

今回、筆者らは、低い熱伝導特性を持ち熱衝撃の緩和に効果があると考えられるカーボンフリー材質をロングノズルの内管材として活用することで、これまで予熱用として使用されてきた耐食性の良いノンシリカAGを無予熱用ロングノズルに適用することを検討した。この無予熱用ロングノズルの熱衝撃低減効果を有限要素法により確認、実機での良好な使用結果を得たので報告する。

2. ロングノズル用アルミナカーボン材質の物理・化学特性

Table 1に代表的なロングノズル用AG材質の化学成分と物理特性を示す。AG-1が27%と最もSiO₂含有量が多く、AG-2が20%、AG-3が10%、AG-4はSiO₂を含まないノンシリカAGで、AG-1、

slag picking up. They contribute to improving steel quality. Cold-start ladle shrouds (without preheating before use) are widely used, and hot-start ladle shrouds (with preheating before use) are also used in long casting sequence.

The ladle shroud requires very good thermal spalling resistance because it receives huge thermal shock especially at the start of casting. Alumina-silica-carbon material (hereinafter AG material), which has good thermal spalling resistance, is generally used for both of cold and hot-start ladle shrouds. Silica raw materials such as fused silica and zirconia mullite materials are widely used notably for the cold-start ladle shroud, because their low thermal expansion characteristics improve thermal spalling resistance. However silica raw materials have poor wear resistance to tundish slag and manganese oxides in molten steel.

Hot-start practice for the ladle shroud reduces thermal shock at the start of casting, therefore, in order to achieve a longer sequence we can apply non-silica AG material with good wear resistance as hot-start material¹⁾. An investigation on the bonding binder system and grain size composition for non-silica AG material has been done to improve thermal shock resistance. The pre-heating practice of the hot-start ladle shroud has become a routine procedure prior to every cast and tundish²⁾. Recently zirconia-carbon and alumina-magnesia-carbon materials have been also investigated as a hot-start ladle shroud material to achieve to more sequences³⁾.

We have studied the application of non-silica AG materials to the cold-start ladle shroud together with a carbon-free inner liner. Carbon-free material has significantly low thermal conductivity and its inner liner acts as a heat insulator to reduce thermal shock. In this paper, we will report on the finite element method (FEM) calculation results for new cold-start ladle shrouds and their successful trial results at actual casters.

Table 1 Chemical compositions and physical properties of alumina carbon materials for ladle shroud

Material	AG-1	AG-2	AG-3	AG-4
Chemical composition (wt %)				
SiO ₂	27	20	10	—
Al ₂ O ₃	38	45	53	63
C	31	33	31	34
Others	2	1	1	2
Physical properties				
Apparent porosity (%)	15.0	14.0	13.5	13.5
Bulk density (g/cm ³)	2.25	2.30	2.45	2.55
Bending strength (MPa)	7.5	8.0	11.5	11.0
Modulus of elasticity (GPa)	8.5	8.5	12.0	10.0
Thermal expansion (% at 1000°C)	0.28	0.33	0.41	0.49
Property evaluation				
Thermal spalling resistance	3.15	2.85	2.34	2.24
Wear resistance	1.18	1.38	2.35	3.68

AG-2が無予熱用，AG-3，AG-4が予熱用である。

Table 1に併せて耐スポール性指数と耐食性指数を示す。熱衝撃破壊抵抗係数（R）は式（1）で示される。本試験の範囲内でポアソン比は一定，また熱膨張が直線的（Fig.2）に変化することから熱膨張係数として1,500℃での熱膨張率を，破壊強度として曲げ強度を用いて，Rに代わり簡略的にrを式（2）のように定義し，耐スポール性を示す指数とした。また耐食性指数は高周波誘導炉による浸食試験の結果をもとにした。耐スポール性指数，耐食性指数とも数値が大きい方がその特性に優れていることを示す。

$$R = S \times (1 - \nu) / (E \times \alpha) \quad \cdots \cdots \cdots (1)$$

S：破壊強度， ν ：ポアソン比，E：弾性率，
 α ：熱膨張係数

$$r = S / (E \times \alpha_{1500}) \quad \cdots \cdots \cdots (2)$$

S：曲げ強度，E：弾性率，
 α_{1500} ：1,500℃における熱膨張率

材質中のSiO₂量に対する耐スポール性指数と耐食性指数の変化をFig.1に示す。SiO₂量が増えるに従い，耐スポール性が良くなるが耐食性は大きく損なわれていくことがわかる。無予熱用AG材質は予熱用AG材質と比較して，耐スポール性は良好であるが耐食性は大きく劣っている。

2. Typical Physical Properties and Chemical Compositions of AG Materials for Ladle Shroud

Table 1 shows the typical physical properties and chemical compositions of AG materials for the ladle shroud. AG-1, 2, 3 and 4 materials contain 27, 20, 10 and 0 weight % SiO₂. AG 1 and 2 materials are for cold-start practice and AG-3 and 4 materials are for hot-start practice. AG-4 is non-silica AG material.

The thermal spalling resistance index (r) below and wear resistance index are also shown in Table 1. The thermal spalling resistance coefficient (R) is calculated under the following equation (1). We assumed that all of the Poisson's ratios of the materials were the same in the range of this study and that we used the thermal expansion ratio at 1,500℃ as the thermal expansion coefficient because thermal expansion is rather linear as shown in Fig.2, and the bending strength as fracture strength. Here we defined the thermal spalling resistance index (r) evaluating thermal spalling resistance. The wear resistance index is based on the wear test results in our laboratory using a high frequency

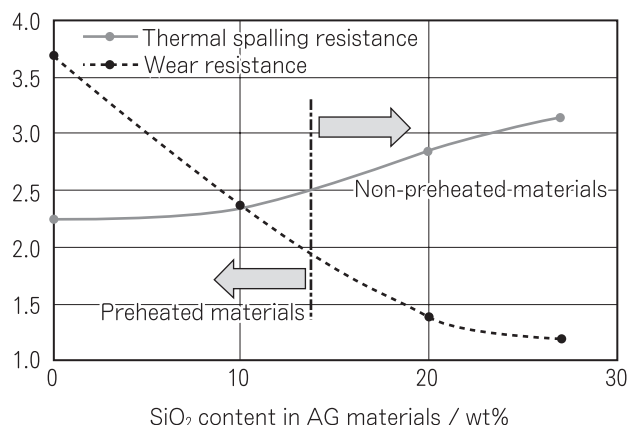


Fig.1 Relationship between SiO₂ content in AG materials and thermal spalling and wear resistances.

3. カーボンフリー材質

AG材質はC量が多いため湯あたりによる物理的溶損（溶鋼摩耗）に必ずしも強くないことが知られている。このため、溶鋼摩耗に強いカーボンフリー材質をロングノズルの内管材として配設することが検討されてきた⁴⁾。しかしながら、カーボンフリー材質の熱膨張率はAG材質と比較して高いため、熱膨張差が原因で浸漬部の押し割り亀裂や内張り材自体の亀裂や剥離の問題が生じ、種々対策が取られてきた⁵⁾。

これとは別に、カーボンフリー材質がAG材質と比較して相当に熱伝導率が低いことを利用し、熱衝撃を緩和する断熱層として活用、ロングノズルの耐スポール性を改善する手法が報告されている⁶⁾。今回、この手法をさらに推し進め、これまで予熱用として開発された高耐用AG材質をカーボンフリー材質と組み合わせ無予熱で使用することを検討した。

内管材を適用するに当たり、押し割れ亀裂や剥離を考慮し、1) 内管材の熱膨張率とロングノズル母材となるAG材質の熱膨張率を近づける、2) 熱履歴を受けた際に内管材と本体部材質とが肌別れしないように両者のバインダーシステムを同じくすることに留意し検討を進めた。

3.1 カーボンフリー材質の作製

カーボンフリー材質は、AG材質と同じ方法で

induction furnace. The larger values of thermal spalling resistance and wear resistance indexes are positive.

$$R = S \times (1 - \nu) / (E \times \alpha) \dots\dots\dots (1)$$

S: fracture strength, ν : Poisson's ratio,

E: modulus of elasticity, α : thermal

expansion coefficient

$$r = S / (E \times \alpha_{1500}) \dots\dots\dots (2)$$

S: bending strength, E: modulus of elasticity,

α_{1500} : thermal expansion ratio at 1,500°C

Figure 1 shows the relationship between the silica content of the AG materials and the thermal spalling resistance and wear resistance indexes. The higher the silica content is, the higher the thermal spalling resistance index is, regardless of how low the wear resistance index is. That is to say, cold-start AG material has better thermal spalling resistance regardless of how poor the wear resistance is compared to hot-start AG material.

3. Carbon-free Material

It is known that AG material at the ladle shroud inside area is damaged by abrasion (steel attack) because it contains some 20-30% weight of graphite raw material, which is rather soft. Carbon-free material, which has good abrasion resistance, has been tried for reinforcing to the steel attack area⁴⁾, however the thermal expansion of carbon-free material is much larger than AG material. It often causes expansive cracking of the ladle shroud and peeling off of carbon-free material from the body⁵⁾.

On the other hand, a method of thermal shock reduction utilizing carbon-free material has been reported as carbon-free material has significantly low thermal conductivity and its inner liner acts as a heat insulator to reduce thermal shock⁶⁾. We studied more about this and idea of applying non-silica AG material used in hot-start practice to cold-start ladle shroud with carbon-free inner liner.

Table 2 Chemical compositions and physical properties of carbon-free materials

	CF-1	CF-2	CF-3
Chemical composition (wt %)			
SiO ₂	27	—	—
Al ₂ O ₃	66	96	70
MgO	—	—	26
Others	3	2	2
Physical properties			
Apparent porosity (%)	22.5	23.0	21.5
Bulk density (g/cm ³)	2.40	2.90	2.70
Thermal expansion (% at 1,000°C)	0.58	0.69	0.80
Thermal conductivity (W/m·k at 600°C)	0.98	1.29	2.25

作製した。配合原料にバインダーとしてAG材質と同じフェノール樹脂を適量添加してミキサーで混練した。CIPで成型し、乾燥後、還元雰囲気中1,000℃で焼成した。焼成後、フェノール樹脂に起因する若干量のCが残るが、このCは実使用では溶鋼に接すると消失する。

作製した3サンプルの化学成分と物理特性をTable 2にまとめる。CF-1はアルミナ-シリカ質、CF-2はアルミナ質、CF-3はスピネル質の材質である。

3. 2 物理特性

カーボンフリー材質の評価は、熱膨張率と熱伝導率により行った。熱膨張率は窒素ガス雰囲気中で、非接触式レーザー方式（JIS R 2207-1）で測定した。熱伝導率は熱線法および熱流法（JIS R 2251）で測定した。

カーボンフリー材質の熱膨張率をAG材質（AG-1、AG-4）とともにFig.2に示す。AG材質はSiO₂含有量が増えるほど熱膨張率は小さくなる。1,000℃でのAG-1の熱膨張率はAG-4の57%であった。3つのカーボンフリー材質の中では、CF-1（アルミナ-シリカ質）が最も低い熱膨張率であり、1,000℃で比較するとAG-4に対して18%高い。次いでCF-2（アルミナ質）の熱膨張率が低く、CF-3（スピネル質）が最も高い熱膨張率を示した。

カーボンフリー材質の熱伝導率をAG-1、AG-4とともにFig.3に示す。カーボンフリー材質の熱伝導率は、いずれもAG材質と比べて著しく低く、10

For this study, the two following precautions were taken in order to avoid cracking and peeling off issues: 1) to apply similar thermal expansions of non-carbon and non-silica AG materials to the ladle shroud, 2) to use the same binder system for both of the non-carbon and non-silica AG materials.

3. 1 Preparation of carbon-free material sample

We prepared the carbon-free samples in the same manner as the AG material. The blended raw materials were mixed in a mixer with phenolic resin as the binder. The mixture was formed with an isostatic-press. The green bodies were dried and fired at 1,000℃ in a reduced atmosphere. Fired bodies contained traces of residual carbon derived from phenolic resin. The carbon easily disappears when the material is exposed to molten steel.

Table 2 shows the physical properties and the chemical compositions of the carbon-free material samples. Samples 1, 2 and 3 are alumina-silica, alumina and spinel materials respectively.

3. 2 Evaluation

The carbon-free materials are evaluated by thermal expansion and thermal conductivity. The thermal expansion was measured by non-contact laser method (JIS R 2207-1) in a

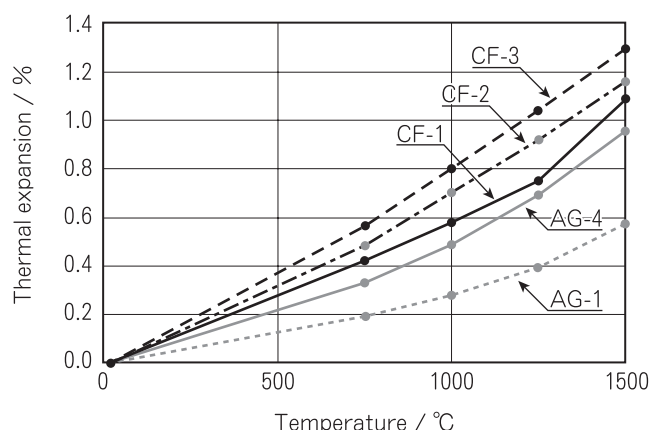


Fig.2 Thermal expansion coefficient of carbon-free materials.

分の1以下であった。従って、熱衝撃を緩和する断熱層として有効に機能することが期待できる。

4. 有限要素法によるロングノズル発生熱応力の評価

4.1 有限要素モデル

有限要素法を用いてロングノズルに発生する熱応力を計算した。全長1,000mm, 本体部肉厚35mmのロングノズルで二次元の回転体モデルを作成した。モデルはれんが材質のみで構成され、鉄皮などは付帯していない。ロングノズル本体部はAG材質とし、内管側に一定の厚みでカーボンフリー材質を配置した。

加熱条件は無予熱仕様を想定し、ロングノズル上端から200mmの位置～先端部の内管側を、20℃から瞬時に1,570℃へ上昇させた。外気温度は300℃に設定した (Fig.4)。本体材質としてAG-4を、内管材質としてCF-1を適用した。材質の物理特性には、Table 1, 2にある熱膨張率、熱伝導率 (未測定温度域は外挿値を用いた)、弾性率を、比熱には化学成分からの推定値を用いた。ポアソン比は全材質・全温度域で一定と仮定した。尚、実際の casting で生じるれんが材質の溶損や特性の変質については考慮していない。

検討は次の3つを行った。1) カーボンフリー材質内管材の影響、即ちAG材単体 (内管材の厚み $t=0$ の場合) での発生熱応力とカーボンフリー材

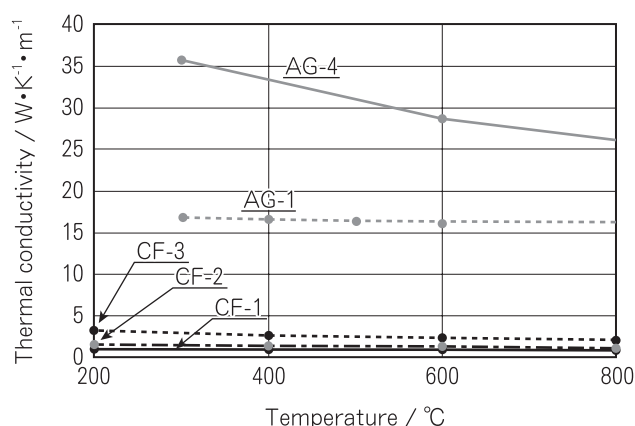


Fig.3 Thermal conductivity of carbon-free materials.

nitrogen atmosphere. The thermal conductivity ratio was measured by hot wire and heat flow methods (JIS R 2251).

Figure 2 shows the thermal expansion ratio of carbon-free materials and AG-1 and 4 materials. The thermal expansion ratio of the AG materials decreased with the increase of SiO_2 content. The thermal expansion ratio of AG-1 material at 1,000℃ was 57% of AG-4 material.

CF-1 had the lowest thermal expansion ratio of the three and was only 18% higher than AG-4 material. CF-2 had the second lowest thermal expansion ratio and CF-3 had the highest among the three.

Figure 3 shows the thermal conductivity ratio of carbon-free materials and AG-1 and 4 materials. All of the thermal conductivity ratios of the carbon-free materials were 1/10 lower than those of the AG materials. They should work well as heat insulators to reduce thermal shock.

4. FEM Evaluation of Thermal Stress on Carbon-free Inner Liner Ladle Shroud

4.1 FEM model

We used FEM and calculated the thermal stress on the cold-start ladle shroud at the start of casting with a two-dimensional revolution

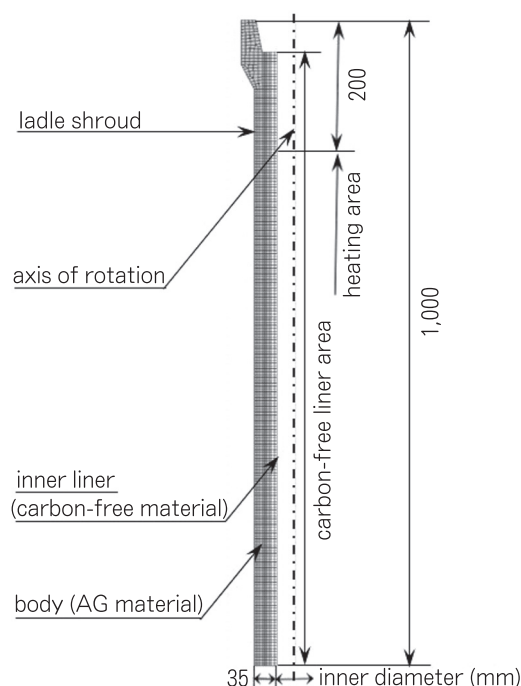


Fig.4 Mesh partition of finite element modeling.

質を内管材とした時の発生熱応力の比較, 2) 内管材厚みの影響, 3) ロングノズル内径の影響, 即ち内径（回転軸からの回転体までの距離）を変えたときの発生熱応力の変化。

評価指標として, ロングノズル先端部での円周方向の発生熱応力を用いた。

4. 2 カーボンフリー内管材の効果

ロングノズルをAG材単体で構成した時とカーボンフリー材質を内管材として配置した時の発生熱応力の比較を行った。材質には, 本体材にAG-4, 内管材にCF-1を適用した。ロングノズル本体部の肉厚を35mm, 内径を60mmとし, 本体材のみの場合と内管に8mmのカーボンフリー材質を配置した場合（AG-4: 27mm + CF-1: 8mm）の発生熱応力とを比較した。

Fig.5に内管材を配置した場合に, ロングノズル先端部に発生する熱応力のコンター図を示す。青色 → 赤色 → 黄色の順に熱応力が大きくなる。発生熱応力はロングノズル先端部外周部付近で最も大きくなることがわかる。シミュレーションでは, ロングノズルの最も先端かつ外周部の結節点での応力を追跡した。

Fig.6に時間に対する熱応力の変化を示す。実機

model. The dimensions were 1,000mm in length and 35mm in thickness. It consisted of an AG material body and carbon-free inner liner.

It was assumed that the ladle shroud inside from 200mm below the top to the lower edge was immediately subject to severe thermal shock from 20°C to a molten steel temperature of 1,570°C without pre-heating. The atmospheric temperature was equal to 300°C (Fig.4). The AG-4 and CF-1 materials were applied to the body and the inner liner respectively. Tables 1 and 2 show the physical properties of the AG-4 and CF-1 materials. The modulus of elasticity was assumed at a constant value in the calculated temperature range. Some thermal conductivity data came from extrapolation. The specific heat was estimated by chemical compositions. The Poisson's ratio was assumed at a constant value.

We evaluated three items : 1) The effect of a carbon-free inner liner on thermal stress, i.e. a thermal stress comparison of ladle shrouds with an 8mm thick carbon-free inner liner and 0mm, the later corresponds to a ladle shroud with only AG material. 2) The effect of carbon-free inner liner thickness on thermal stress. 3) The effect of the ladle shroud inner diameter (bore) on thermal stress.

We traced the circumferential direction element of thermal stress at the outer edge of ladle shroud as the evaluation index.

4. 2 Effect of carbon-free inner liner on thermal stress

At first we evaluated the effect of a carbon-free inner liner on thermal stress. We compared a ladle shroud with an 8mm thick carbon-free inner liner (C-free liner shroud) and without a carbon-free liner (AG shroud). The two models had 35mm body thicknesses and 60mm bores. We applied AG-4 material to the body and CF-1 material to the inner liner. The AG shroud had a 35mm thick AG-4 body and the C-free liner shroud had a 27mm thick AG-4 and 8mm thick

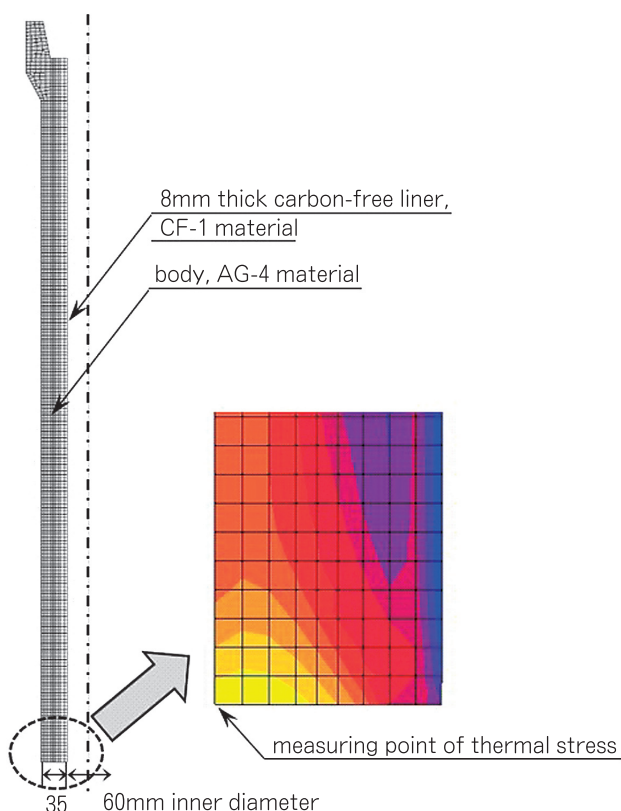


Fig. 5 Contour map and measuring point of thermal stress.

でロングノズルを使用する場合、鑄造開始からしばらくロングノズルは通過する溶鋼により内管側から加熱され、その後タンディッシュ内の溶鋼レベルが上昇しロングノズルは内管側、および外周側から加熱されるようになる。ここでは、内管加熱により発生する熱応力の影響を考察するため、内管加熱のみの状態が60分続く計算を実施した。

AG材単体では昇温後約2分で最大熱応力が発生した。その後、熱応力は減少していき約15分後にはほぼ一定となった。内管材がある場合、昇温後に熱応力が速やかに大きくなったが、約2分を過ぎても熱応力の増加は緩やかではあるが引き続き大きくなり続け、約45分後にはほぼ一定となった。

熱応力は、ロングノズル内管面と外周面との温度差により発生する。内管材を配置した場合、内管材の熱膨張率だけを考えると外周部のAG材質のそれよりも大きい点ため熱スポーリングの点では不利である。しかしながら、それ以上に発生熱応

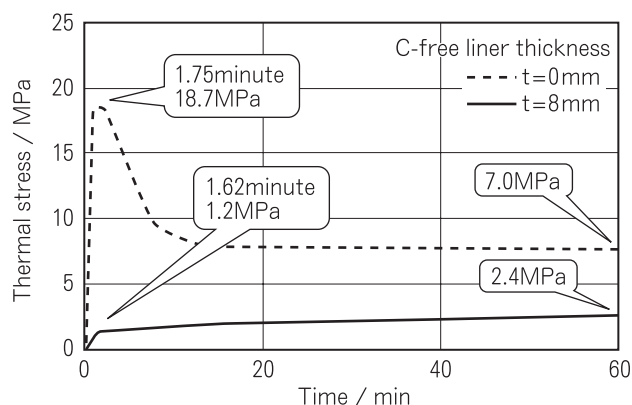


Fig. 6 Influence of carbon-free inner liner on thermal stress at tip of ladle shroud.

CF-1 body.

Figure 5 shows the contour map of thermal stress at the lower edge of the C-free liner shroud. The yellow, red and blue colors show magnitude of thermal stress in a decreasing order. As a cylindrical body such as a ladle shroud is heated from the inside, the largest tensional stress occurs at the outer edge. We traced circumferential direction element of thermal stress at the outer edge of the ladle shroud as the evaluating index.

Figure 6 shows the thermal stress change against heating time. Under actual casting conditions, a ladle shroud is heated from the inside by molten steel just after casting start. Its immersed part was heated from both outside and inside by molten steel as the tundish is filled with molten steel. These were not practical conditions, however we calculated for the case of a ladle shroud being heated for 60 minutes, only from the inside, in order to examine the effect of a carbon-free inner liner on thermal stress.

The largest thermal stress occurred 2 minutes after heating the AG shroud and then thermal stress decreased and became constant after 15 minutes. Thermal stress on C-free liner shroud increased rapidly just after heating and

力に対する内管材の断熱効果が大きく、内管材を配置することにより昇温初期に発生する熱応力の極大値を解消できたとともに熱応力が一定になった後の熱応力も格段に小さくなった。昇温開始約2分後の発生熱応力は6%、60分後の発生熱応力は34%まで小さくなった。

4.3 カーボンフリー内管材厚みの影響

材質厚みの評価を、本体材AG-4と内管材CF-1の組み合わせで行った。ロングノズルの肉厚は35mmで一定とし、内管材の厚みを4mm（本体材厚み31mm）、8mm（本体材厚み27mm）、16mm（本体材厚み19mm）とした時の発生熱応力の比較を行った（Fig.7）。4-2では内管加熱の時間を60分に設定したが、ここからの計算では、実際の使用状況と同様に内管加熱の時間を5分とした。

内管材厚みが4mmでも昇温初期に発生する熱応力の一時的な上昇を解消できた。内管材の断熱効果のため、昇熱開始から熱応力の発生まで0.3分ほどの時間差があることも分かる。内管材厚みを8mmとすると更に発生熱応力は小さくなったが、8mmと16mmに大きな差は見られなかった。

昇熱から5分後の熱応力を内管材厚みに対してプロットした（Fig.8）。内管材厚みが4mmあると本体材のみの場合と比較して熱応力が約20%に減少した。8mmにするとさらに熱応力がほぼ半減したが、8mmと16mmとの差は10%もなかった。

4.4 ロングノズル内径の影響

ロングノズルの形状が大型化、特に径が大きく

increased gradually until 45 minute and then became constant.

Thermal stress is generated by the temperature difference between outside and inside of the ladle shroud. Thermal expansion of carbon-free material is larger than AG material. It seems that the carbon-free liner was inferior from the view of expansive cracking. However, the thermal insulating effect of a carbon-free liner is considered to be much greater than the thermal expansion effect and reduced the thermal stress at the start of heating significantly. The C-free liner shroud decreased thermal stress to 6% 2 minutes after heating and to 34% 60 minutes after heating.

4.3 Effect of carbon-free inner liner thickness on thermal stress

We evaluated the effect of carbon-free liner thickness on thermal stress with AG-4 body material and CF-1 carbon-free liner. We compared the thermal stress of four models of AG shrouds. They had 0, 4, 8 and 16mm thick carbon-free liners (Fig.7). We calculated them for 5 minutes according to 4.1 procedure.

The 4mm thick carbon-free inner liner was effective for reducing thermal stress at the start of heating. The result shows that it took some 0.3 minute from heating start for the generation of thermal stress. The 8mm thick

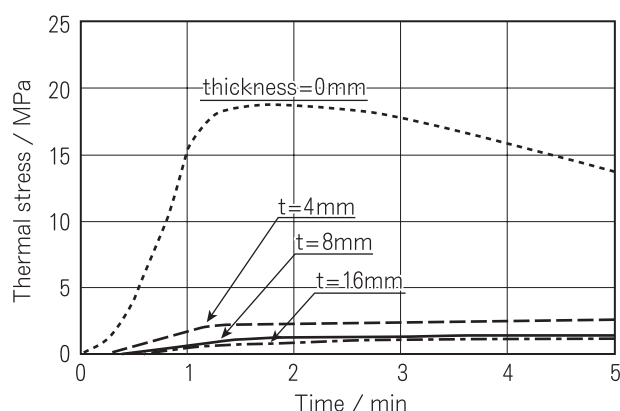


Fig.7 Influence of carbon-free inner liner thickness on thermal stress.

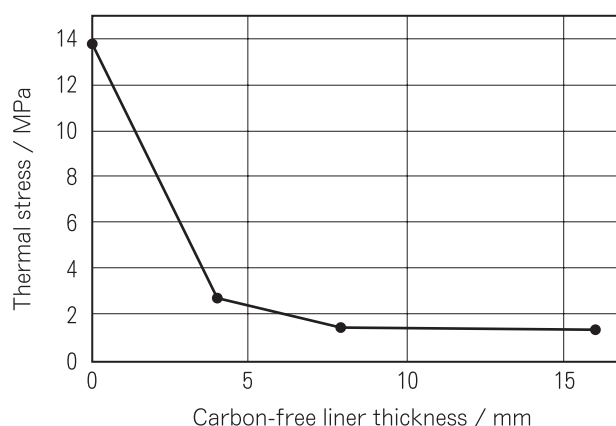


Fig.8 Influence of carbon-free inner liner thickness on thermal stress.

なるとロングノズル内管径と外周径の差が小さくなるため、鑄造初期の内管の熱膨張が外周部に大きく作用し発生熱応力が大きくなることが推測される。

ロングノズルの内径の影響を本体材AG-4と内管材CF-1の組み合わせでの計算で評価した。ロングノズルの肉厚を35mm、内管材質の厚みを8mm（本体材27mm）とし、内径を45mm、60mm、75mm、90mmとした時の発生熱応力を比較した。

その結果、内径が大きくなるにつれて発生熱応力は大きくなった（Fig.9, 10）。今回の熱応力計算では、内径が45mmの時と比べて90mmの時では、発生熱応力が約30%増加した。

5. 実機での使用結果

5.1 実機形状での試製

製造上の問題がないかどうか、AG-4、CF-1材質を用いて実機形状でロングノズルを製造した。FEMでの検討結果により、比較的小型（内径56mm）のロングノズル形状を選び、カーボンフリー材質の厚みは8mmとした。製造後、ロングノズルを切断し目視確認したところ、本体材と内管材の接着性や微細亀裂などの問題はなかった（Fig.11）。

5.2 実機試験

AG-4、CF-1の組み合わせで製造したロングノ

carbon-free inner liner was more effective for reducing thermal stress than 4mm. There was not a large difference between the 8mm and 16mm thick carbon-free inner liners.

Figure 8 shows the relationship between carbon-free inner liner thickness and thermal stress 5 minutes after heating. The 4mm thick carbon-free inner liner reduced thermal stress by 20% compared to the AG shroud. The 8mm thick carbon-free inner liner further reduced by about 50% of thermal stress. There were less than 10% difference between 8mm and 16mm thick carbon-free inner liners.

4. 4 Effect of inner diameter (bore) of ladle shroud on thermal stress

A larger bore ladle shroud is thermally stressed more than a smaller bore ladle shroud under the same heating conditions. Larger bore ladle shrouds are considered to have less difference between outer and inner circumferences so that the thermal expansion of the inside acts more on the outside.

We evaluated the effect of the bore on thermal stress with materials AG-4 and CF-1. The thickness of the ladle shroud body was 35mm and it had 8mm thick carbon-free liner. We compared the thermal stress of the four models with 45, 60, 75 and 90mm bore according to the

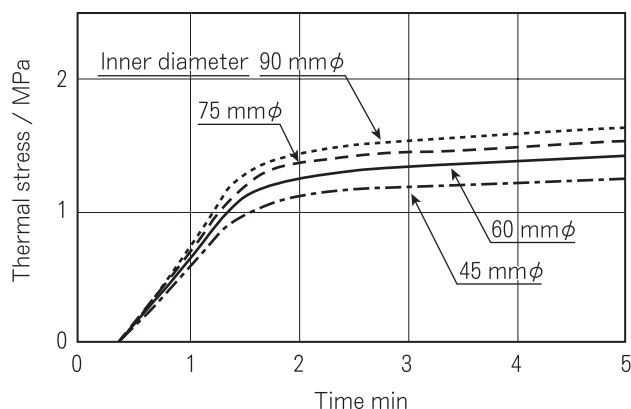


Fig.9 Influence of inner diameter of ladle shroud on thermal stress.

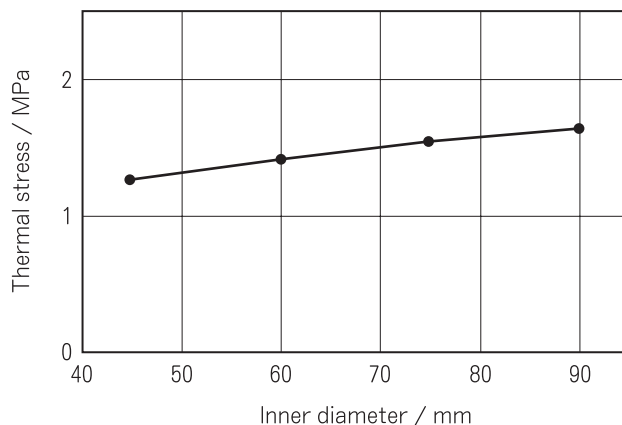


Fig.10 Influence of inner diameter of ladle shroud on thermal stress.

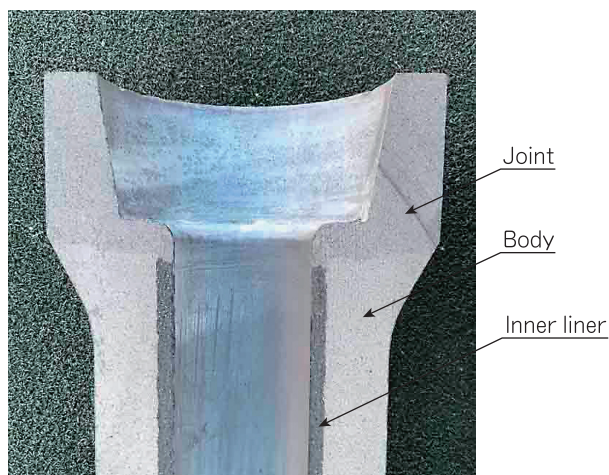


Fig.11 Cut section of original ladle shroud product.

ズルを電気炉メーカーの連続鑄造機Caster Aで鑄造試験した。従来のロングノズルは、1キャスト、平均8チャージ使用され廃却されていた。新しく開発したロングノズルでは、3キャスト22チャージ鑄造することができた。この鑄造では2回のタンディッシュ交換を実施した。使用結果と使用後品の切断面写真をFig.12に示す。

タンディッシュ交換が行われると、その間、ロングノズルの温度が低下する。内管材質が溶損され残寸が十分ないと、鑄造が再開するとき十分な耐スポール性が確保できない可能性もある。内管材質の溶損状況は操業条件、鑄造鋼種により変わるため、それらに応じた内管材や厚みの選択が重要である。

procedure in 4.1.

Figures 9 and 10 show that the larger bore ladle shroud received more thermal stress under the same heating conditions. The 90mm bore ladle shroud was thermally stressed 30% more than the 45mm bore.

5. Trial Results

5.1 Manufacturing test

We manufactured the actual ladle shroud with AG-4 and CF-1 materials. We selected middle size (56mm bore) ladle shroud design and applied an 8mm thick carbon-free inner liner according to the FEM calculation results above. We cut it out and observed it visually. Both materials were bonded tightly and there was no cracking (Fig.11).

5.2 Casting test

The ladle shroud with AG-4 and CF-1 materials mentioned above was tried at caster A in an electronic mill. The conventional ladle shroud was cast for 1 sequence of 8 heats and had to be replaced. The new ladle shroud was cast for 3 sequences of 22 heats with the tundish being changed 3 times. Figure 12 shows the trial results and photograph of the cut section after use.

When the tundish is changed, the temperature of the ladle shroud lowers. The ladle shroud might not have enough thermal spalling

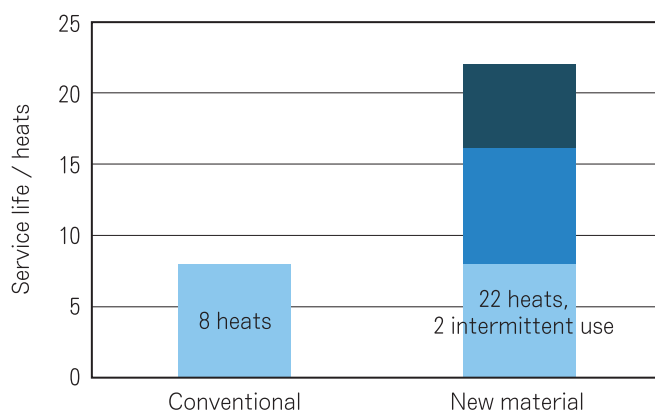


Fig.12 Ladle shroud performance at Caster A and the cut section after use.

Table 3 Ladle shroud performances at actual casters

Caster	Heats	Bore / mm	Thickness / mm	Usage
A	20 - 25	56	32	Intermittent
B	11 - 21	58	36	Intermittent
C	7 - 12	55	31	Intermittent
D	12 - 22	75	33	Continuous

Table 3に現在試験が進んでいるこれらロングノズルの使用状況をまとめる。いずれのロングノズルも良好に使用されている。

6. まとめと今後の課題

低い熱伝導特性を持ち熱衝撃の緩和に効果があると考えられるカーボンフリー材質をロングノズルの内管材質として配置することで、これまで予熱用として使用されてきた耐食性の良いノンシリカAGを無予熱用ロングノズルに適用することができた。その結果、従来の無予熱用ロングノズルと比較して大幅なライフアップを図ることができた。

これらロングノズルの設計に当たっては操業条件、ロングノズルの損傷状況を良く確認しながら内管材の種類や厚みを選択する必要がある。今後、大型ロングノズルへの展開や溶損鋼種への対応を進めていく予定である。

resistance at tundish change if the carbon-free inner liner has already worn out and not enough thickness remains. Carbon-free inner liner wear is determined by casting conditions and steel grade. To obtain good performance of the C-free shroud it is important to select carbon-free material and the inner liner thickness.

Table 3 sums up the C-free liner shroud performances in progress. All of them performed satisfactorily.

6. Summary and Challenges of the Future

We applied non-silica AG material that has superior wear resistance to cold-start ladle shroud with a carbon-free inner liner. The carbon-free inner liner has significantly low thermal conductivity and acts as a heat insulator to reduce the temperature difference between inside and outside of the ladle shroud. This results in the reduction of thermal stress especially at the start of casting.

We tested a C-free shroud at an actual caster. The conventional ladle shroud had cast for 1 sequence of 8 heats, and the new ladle shroud cast for 3 sequences of 22 heats with 2 tundish changes.

To obtain good performance of the C-free shroud it is very important to select the carbon-free material and thickness according to steel grade, casting and the wear conditions. We will challenge using the C-free shroud with larger dimensions in the future.

References

- 1) Noboru Tsukamoto, Yukinobu Kurashina, Eishi Iida and Makoto Nakamura : Shinagawa Technical Report, **36** 65-74 (1993).
- 2) Noboru Tsukamoto, Yukinobu Kurashina, Eishi Iida and Koyo Yanagawa : Shinagawa Technical Report, **37** 55-60 (1994).
- 3) Masaharu Hagiwara, Akio Moriya, Hideaki Kawabe, Katsumi Morikawa and Mineo Uchida : Taikabutsu, **59** [2] 82-83 (2007).
- 4) Shigeki Takahashi, Noriaki Yamaguchi and Shou Funada : Taikabutsu, **58** [3] 139 (2006).
- 5) Katsutoshi Sakakidani, Toshiyuki Wakabayashi, Katsumi Morikawa, Futoshi Yamaguchi, Akinari Sasaki and Hirofuka Ito : Taikabutsu, **63** [8] 404-411 (2011).
- 6) Makoto Nakamura, Wei Lin, Masanori Ogata and Masato Hashimoto : Shinagawa Technical Report, **55** 1-10 (2012).