

ストリップキャスター用短辺堰の材料評価と 熱応力シミュレーション

梶原 伸治*・坂口 治男*²・毛利 勝一*²・矢野 淳*・大西 邦彦*

Material Evaluation and Thermal Stress Analysis of Side Dam for Twin Roll Type Strip Caster

Shinji KAJIWARA, Haruo SAKAGUCHI, Masakazu MOHRI, Jun YANO and Kunihiko ONISHI

Synopsis : This paper discusses the strip caster's side dam. Material evaluation and thermal stress analysis of side dam were carried out to get longer duration of side dam. At first, refractory of side dam was evaluated. Three kinds of refractory were dipped into molten stainless steel and were observed. Also ceramic component of side dam and crack distribution observed on refractory were checked after 10-ton castings.

Thermal analysis and thermal stress analysis of side dam were carried out to estimate the cause of this side dam cracking. Side dam was preheated from front side and back side before casting to reduce thermal stress caused by the touch of molten steel on the side dam surface and to prevent the growth of solidified shell on it. Temperature and thermal stress of side dam during preheating before casting were evaluated and adequate preheating way for preventing cracking was checked and the positions estimated at high stress were compared with the results after 10 ton casting side dam. It is possible to explain the cause of side dam cracking by the results of thermal stress analysis and to reduce these thermal stress cracking by adopting adequate preheating way of side dam.

Key words : near net shape casting; strip casting; twin roll; side dam; refractory; ceramic; numerical analysis; thermal stress; cracking.

1. 緒言

双ロール型ストリップキャスターは、製鋼工程の省略、製品の高度化を目的としたNear Net Shape 鋳造のひとつであり、研究・開発が精力的に進められ、実用化されようとしている¹⁻⁹⁾。その代表的なプロセスの双ロール型ストリップキャスターは、一対の水冷されたモールドロール間と耐火物・セラミックスで構成される短辺堰によって形成された溶鋼だまりに溶鋼を流し込み、ロール表面に生成した凝固シェルをロール間隔の最も狭いキス点から送り出し、直接2mmないし5mmの厚みの薄板を連続的に鋳造する方法である。鋳造された鋳片は熱間圧延されことなく冷間圧延されて製品となるため、この装置が実用化されれば、現在の大型スラブ連続鋳造機および熱間圧延機が不要となり、工程を大幅に短縮・簡略化でき、単に、製造コストを低減できるばかりでなく、凝固組織の微細化による材質の改善、機械的性質の向上等、多くの効果が期待されている¹⁰⁾。

このストリップキャスターでは、回転するロールの両端面を短辺堰で塞ぐことによって溶鋼プールを形成するが、この溶鋼プールからの溶鋼のものを鋳造開始から終了まで防ぐ必要があるため、短辺堰はモールドロールの熱変形に対して追従するよう、ロール端部に油圧力またはバネ力によって押し付けられている。このため、短辺堰はロールと

接している部分においては磨耗がおこり、溶鋼と直接接触する部分では溶鋼による溶損が問題となる。これらの損耗防止のため、短辺堰の材料は、耐火物もしくはセラミックスを単体で用いたもの、耐火物・セラミックスの組合わせたもの、また、銅合金製⁵⁾など種々のものが提案されている。Macciら¹¹⁾は、ロール端部の熱変形に起因する溶鋼漏れを防止するために、短辺堰のロールへの適切な押付け力の重要性を示している。また、Tolveら¹²⁾は、セラミックス製の短辺堰によって十分な寿命が確保でき、端部形状のフラットな鋳片が得られることを示している。

一方、溶鋼保持を目的として、浅井ら¹³⁾は短辺堰を用いず、電磁力で非接触に保持する方法の検討を行っている。さらに、Blazekら¹⁴⁾は、ストリップキャスターのパイロットプラントにおいて一面あたり450kWの電磁力を用いて、溶鋼高さ350mmを保持する装置を開発し、実鋳造実験を報告している。しかし、これら電磁力保持短辺は、まだ実用化には至っていない。

セラミックス製および耐火物製の短辺堰では、鋳造開始直後は、高温の溶鋼と接触することにより大きな熱応力が発生し、熱衝撃による割れが発生することがあり、また、溶鋼温度が低下した場合、短辺堰の表面に凝固シェルが生成される。Burgoら¹⁵⁾は、酸素-アセチレンガスにより、鋳造前に短辺堰の予熱を1073K(800°C)から1427K(1150°C)に強化することが、凝固シェルの防止に有効であ

平成12年8月11日受付 平成12年10月13日受理 (Received on Aug. 11, 2000; Accepted on Oct. 13, 2000)

* 日立造船(株)技術研究所(Technical Institute, Hitachi Zosen Corp., 2-2-11 Funamachi Taisho-ku Osaka 551-0022)

*² 日立造船(株)機械事業本部(Machinery Division, Hitachi Zosen Corp.)

ることを実験結果により示した。また、新井ら¹⁶⁾は、短辺堰を十分に予熱することにより、短辺堰表面上に形成される凝固シェル（ casting中に鋳片の板厚偏差を引き起こす原因となる）の形成防止が可能であることを示している。

さらに、定常 casting 中、短辺堰は溶鋼の漏れを防止するため、ロール端部と確実に接している必要がある。

しかしながら、こうした溶鋼漏れを防止し、かつ鋳片端部形状のすぐれた鋳片を製造することのできる耐火物・セラミックスを用いた短辺堰について、短辺堰各部の材料の詳細な検討および予熱の最適化による熱衝撃の防止を解析的に検討したものはない。

本論文では、耐火物・セラミックスを用いた短辺堰について、短辺堰の要求性能を短辺中央部、凝固シェル・ロール端部接触部のそれぞれの部分について、問題点を明らかにした。すなわち、母材として用いた耐火物材料の最適化およびロールとの接触部分に埋め込まれたセラミックス部材の損耗特性を検討すると共に、最も重要な問題である短辺堰母材のクラックの防止を目的として、温度および応力解析を行い、予熱条件の最適化を検討した。

2. 実験方法

2.1 実験装置

ストリップキャスターのパイロットプラント¹⁷⁾を Fig. 1 に、主仕様を Table 1 にそれぞれ示す。モールドロールは、外径 1200 mm、幅（胴長）1100 mm であり、 casting 時間は約 600 sec (10 min) である。実験に用いた溶鋼は 10000 kg (10 ton) の SUS304、SUS308 および SUS316 である。溶鋼は二穴式の浸漬ノズルより一対の回転するモールドロール間および短辺堰によって形成される空間に注がれ、溶鋼プールを形成する。ロール表面に形成された凝固シェルは、キス点近傍まで成長を続けたあとロール間隔の最も狭いキス点から送り出されて、一枚の鋳片となる。この溶鋼プールの模式図を Fig. 2 に示す。 casting 中の短辺堰は、ロール端部と接触して溶鋼の漏れを防止する必要があるため、ロール端部との磨耗が問題となる。一方、溶鋼が直接接触する部分

では、溶鋼との化学反応による溶損が問題となる。この短辺堰の要求性能を Fig. 3 に示す。Fig. 3 の①の中央部は溶鋼と直接接触するため、溶鋼との反応が起こりにくく、溶損速度・溶鋼浸透速度の遅い材料が要求される。さらに、 casting 開始初期には、溶鋼との接触による局所的な温度上昇により、大きな熱応力が発生し、熱衝撃クラックが生じ易い。これらの防止のため、短辺堰はその前面・背面側より casting 開始まで電気ヒータにより予熱を行っている。そのため、短辺堰には高温予熱および熱衝撃に耐えるための高温強度、および熱変形防止のための低熱膨張特性などが要求される。

一方、②のロール接触部は、ロール端部と接触する部分であり、ロール端部との耐摩耗性能が、またロール表面に形成された凝固シェルとの耐損耗性が要求される。③のキス点付近では、②の部分と同様の性能に加え、ロール面上の凝固シェルを圧着するため、圧着時のシェルのはみ出しによる損耗も考慮する必要がある。

さらに、ロール温度が上昇し、ロール端部が短辺堰方向に熱変形するが、②、③の部分では、この熱変形に追従しつつ、かつ適度の耐摩耗性が要求される。このロールの熱変形の様子を Fig. 4 に、また、ロールの最高温度であるキス点における熱変形解析結果¹⁴⁾を Fig. 5 に示す。

これらの要求性能を満たし、かつ、コスト低下を考慮して母材を耐火物とし、ロール端部との接触部分にセラミックス製の部材をはめ込んだ短辺堰を開発した。この短辺堰構造および予熱の模式図¹⁷⁾を Fig. 6 に示す。短辺堰は前面・背面側より、それぞれ電気ヒータで casting 直前まで予熱され、 casting 中は背面側ヒータ埋め込み耐火物の後方から油圧シリンダにてロール端面に押し付けられる構造となっている。

これらの短辺堰を用いて、パイロットプラントで casting 実験を行った後、短辺堰に生じたクラックおよびセラミックス部材の損耗の調査を行った。

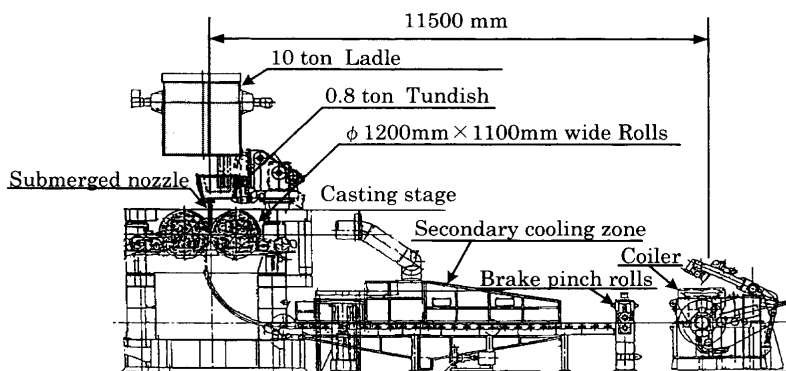


Fig. 1. Schematic view of strip caster¹⁵⁾.

Table 1. Specification of strip caster.

Steel Grade	Stainless steel type 304, 308, 316
Heat size	10000 kg
Casting Speed	20 - 50 m/min (333 - 833 mm/sec)
Mold Roll	Material: Steel
	Diameter: 1200 mm
	Width: 1100 mm
Casting Period	ap. 600 sec
Side Dam Material	Refractory +(Ceramic)
Strip Thickness	2 - 5 mm
Roll Diameter	1200 mm
Roll Width	1100 mm

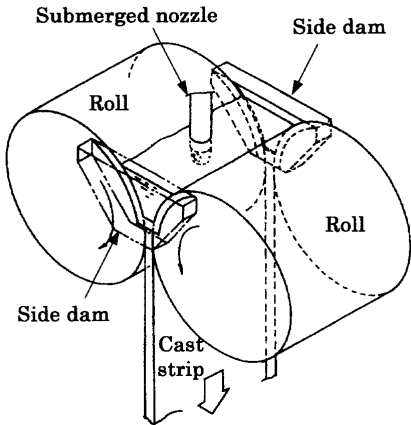


Fig. 2. Schematic view of molten metal pool.

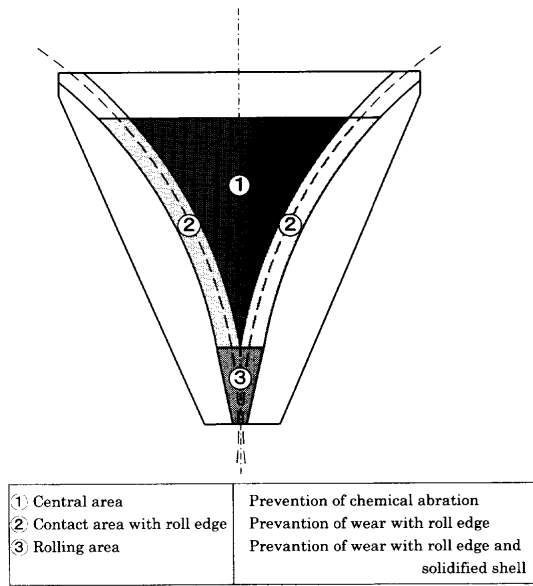


Fig. 3. Areas of side dam with different requirements.

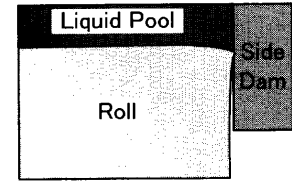


Fig. 4. Schematic shape of roll edge.

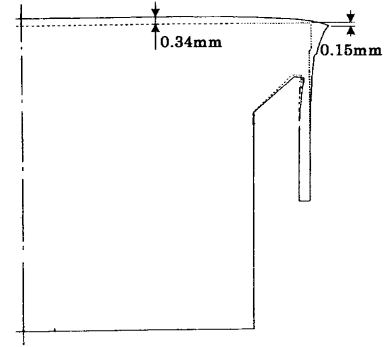


Fig. 5. Deformation of mold roll at higher temperature (kiss point)¹⁴⁾.

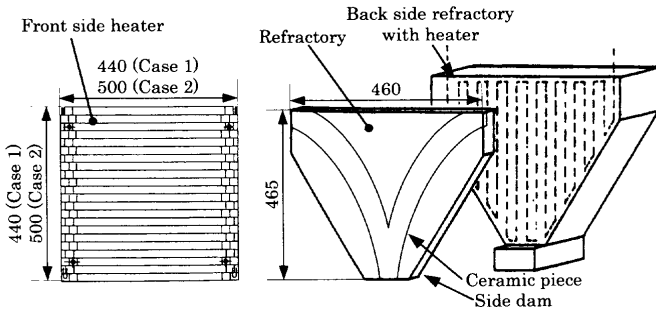


Fig. 6. Side dam and heater.

2.2 短辺堰材料評価方法

2.2.1 耐火物の溶鋼への浸漬テスト

短辺堰の母材として用いた耐火物は耐溶鋼性が重要であるため、アルミナ系の耐火物を採用しているが、さらに耐火物の材質の最適化をはかるため、Table 2に示すジルコニア(ZrO₂)量および骨材サイズをかえた3種類の供試体を溶鋼に浸漬させ、耐火物への溶鋼の浸透深さを計測した。ここで、供試体Bは供試体Aの骨材を小さくしたもので、供試体Cは供試体BのZrO₂量を多くしたものである。浸漬試験片は、Fig. 7に示す70×110×25 mmの直方体形状であり、試験片を約1200Kに予熱後、1783KのSUS308溶鋼に試験片下部70 mmの部分で600 sec (10 min)間浸漬させた。試験片は冷却後、Fig. 7に示すように、その中央部20×20×20 mm立方体テストピースを切り出し、断面マイクロ観察により浸透深さを計測し、評価した。

2.2.2 セラミックス部材の寿命評価

母材に埋め込まれたセラミックス部材はパイロットプラントで製造に使用された後、溶鋼による溶損、形成された

Table 2. Material property of refractory.

		A	B	C
Alumina grain size (mm)		<2	<0.5	<0.5
Zircon-Mullite grain size (mm)		<1	<0.5	<0.5
Alumina-Zircon grain size (mm)		—	—	<0.5
Chemical composition (%)	Al ₂ O ₃	78.4	78.4	78.6
	ZrO ₂	11.6	11.6	13.8
	SiO ₂	7.9	7.9	6.5
Bulk density (kg/m ³)		3200	3130	3240
Porosity		0.144	0.167	0.157
Compressive strength (MPa)		122	111	106
Bending strength at R.T. (MPa)		24.9	29.2	27.7
Bending strength at 1673K (MPa)		9.31	9.11	7.45
Thermal expansion coefficient (×10 ⁻⁶ K ⁻¹)		6.2	6.2	5.9
thermal conductivity (W/m·K)		2.5	2.4	2.4

シェルによる損耗およびロールとの接触による磨耗を調査した。このセラミック部材の組成をTable 3に示す。磨耗調査は铸造鋼種SUS304, SUS308およびSUS316における計16回の铸造後のセラミックス部材を、まず、各部の表面状態を走査型電子顕微鏡(SEM)によって観察し、損耗形態を調査するとともに、損耗の激しいキス点付近でのシェル摺動部の損耗量を計測し、寿命を評価した。ただし、いずれの場合も铸造速度および短辺堰押付け圧力を同じとした。

Table 3. Chemical composition of ceramic parts (mass %).

Si ₃ N ₄	Y ₂ O ₃	Al ₂ O ₃	BN
81.8	4.5	4.5	9.1

Table 4. Physical properties used in calculations.

	Refractory	Ceramic piece
Thermal conductivity (W/m·K)	2.5 (at 750K) 2.4 (at 900K)	17.0
Specific heat (W/m·K)	2	0.5
Emissivity	0.46	0.36
Heater temp.(K)		
0 hr	873	873
2 hr	1273	1273
4 hr	1373	1373
Young's modulus (Gpa)	30.5	114
Thermal expansion coefficient (×10 ⁻⁶ K ⁻¹)	6.2	3.2
Density (kg/m ³)	3740	2640
Poisson ratio	0.26	0.26

2.3 熱応力解析方法

溶鋼接触による母材の熱衝撃に及ぼす短辺堰の予熱方法の影響を検討するため、温度および応力の三次元解析を行った。解析に用いた要素分割図をFig. 8に示す。短辺堰の幅、高さ方向の分割節点数は2910、要素数は2272とし、厚さ方向に、5節点・4要素の分割とした。なお、対称性を考慮し、1/2断面について解析を行った。解析には、汎用有限要素法解析コードABAQUSを用いている。

短辺堰の加熱条件は、常温より、短辺堰の前面および背面より輻射伝熱によって、鋳造直前までの14400 sec (4 hr)間の予熱とし、□440×440 mm (Case 1)および□500×500 mm (Case 2)の2ケースの前面ヒータについて解析を行った。計算に用いた物性値をTable 4に示す。ヒータ表面温度は、短辺堰実測値とあうように0 sec (0 hr)で873K, 7200 sec (2 hr)で1273K, 14400 sec (4 hr)で1373Kと設定し、形態係数は1とした。ヒータでおおわれていない部分は、自然対流を考慮し、相手温度を373K, 熱伝達率を10 W/m²Kと設定した。温度解析後、求められた温度分布より、熱応力解析を行った。

さらに、□500×500 (Case 2)について、予熱解析後、下端より400 mmの高さまで溶鋼プールが形成され、そこに相当する部分に1750Kの溶鋼が接触した場合の温度および応力解析を行い、実際に鋳造した短辺堰のクラック発生状況と比較した。

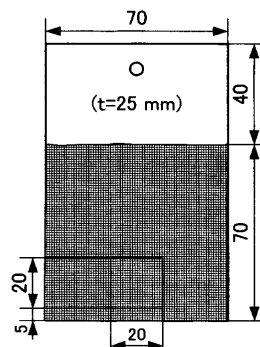


Fig. 7. View of submerged test pieces.

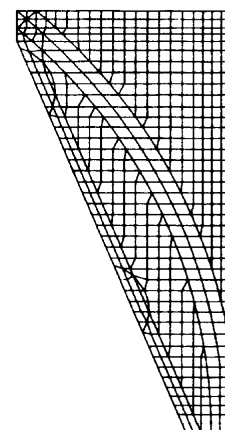


Fig. 8. Mesh arrangement of side dam. (Nodes: 2910, Elements: 2272)

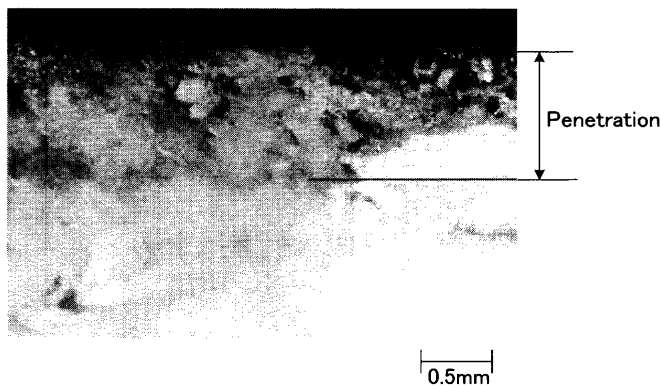


Fig. 9. Microstructure of cross section of material A. (Liquid metal: SUS308, 10min)

3. 結果および考察

3.1 短辺堰材料の評価結果

3.1.1 耐火物材料の試験結果

600 sec (10 min) の溶鋼浸漬試験を実施した供試材Aの研磨面の断面ミクロ写真をFig. 9に示す。表面より溶鋼が浸透し、変色している部分が認められる。この状況はいずれの材料でも同様であり、浸透表面付近はマトリックス部がポーラスになっており、マトリックス部に溶鋼が浸透し損傷を受けたあと、骨材が脱落することでさらに溶損が進んでいくものと考えられる。

計測された浸透深さをFig.10にまとめる。供試材A, B, Cの順に浸透深さが浅くなり、耐溶鋼性に優れることがわかる。このことから、構成粒子の細かい材料の方が浸透の程度が小さく、また、構成粒子サイズは同じでもZrO₂の含有量が多い方が浸透の程度が小さいことが示される。ただし、B, Cにおいては、耐溶鋼性に効果があると考えられるZrO₂量の差が少ないため効果の差も小さくなったと考えられる。これらのことより、耐溶鋼性は、ZrO₂含有量が

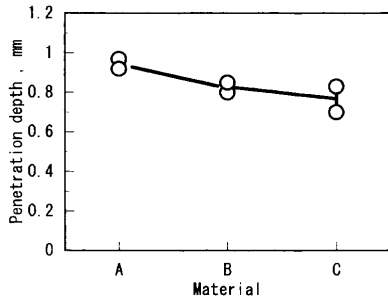


Fig. 10. Change of penetration depth.

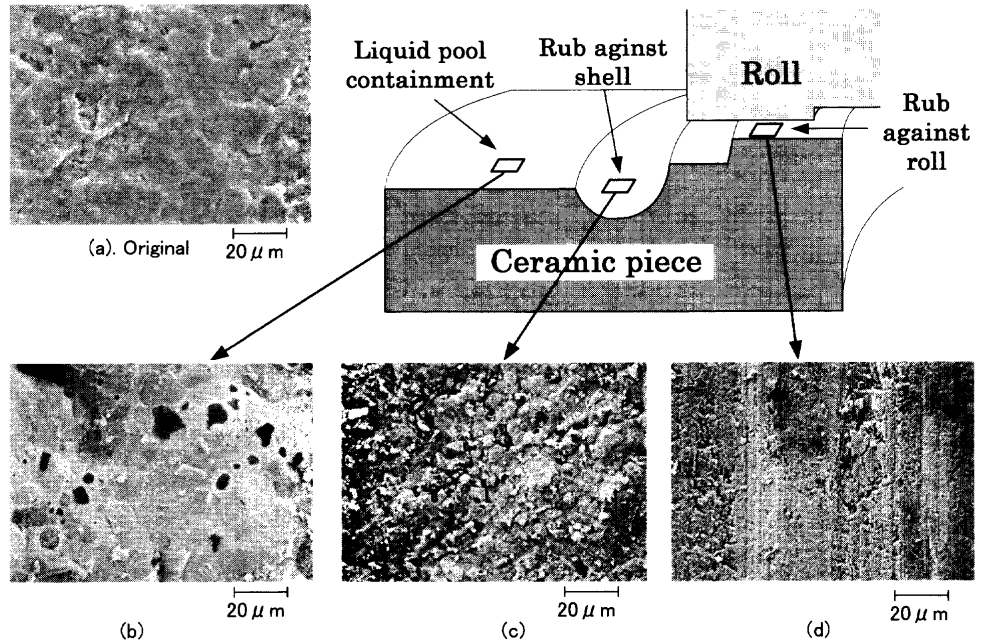


Fig. 11. Microstructures of ceramics parts.

Table 5. Chemical compositions of cast steel (mass %).

Type	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Cu	Mo	Co	Fe
304	0.045	0.39	1.28	0.031	0.005	18.58	9.55	0.03	0.03	0.27	Bal.
	0.013	0.41	1.80	0.029	0.001	18.95	10.36	0.02	0.02	0.32	
308	0.029	0.41	1.42	0.026	0.003	19.82	9.59	0.02	0.04	0.26	Bal.
	0.015	0.33	1.76	0.025	0.001	20.27	11.52	0.02	0.02	0.31	
316	0.007	0.35	2.32	0.020	0.002	19.65	13.78	0.07	2.74	0.34	Bal.

高く、かつ構成粒子の細かい方が有利であり、これらの中では、供試材Cがより良好である結果になったと考えられる。

3.1.2 セラミックス部材の寿命

SUS304を10000kg(10ton)鋳造した後のセラミックス表面の走査型電子顕微鏡(SEM)の観察結果をFig.11に示す。ただし、Fig.11は最も損傷の激しいキス点付近のものである。Fig.11(a)は、鋳造前(未使用)、Fig.11(b)は溶鋼保持部、Fig.11(c)はシェル摺動部、Fig.11(d)はロール摺動部である。溶鋼保持部は比較的ポーラスな状態となり、シェル摺動部は、一様に平滑に損耗していることがわかる。一方、ロール摺動部では、ロール端部との接触で発生したと見られる条痕が認められ、摩擦による損傷が認められる。これらのうち、Fig.11(c)のように平滑な損耗表面を示すものは、溶融物もしくは半溶融物による溶損であると考えられることから、摺動部における磨耗はロール回転に伴って流動する溶鋼との反応による溶損もしくは凝固直後のシェルとの磨耗の相乗と考えられる。また、このシェル摺動部が最も損耗深さが大きいことから、この溶損もしくは磨耗が短辺堰の寿命に関与することも考えられる。そこで、このシェル

摺動部につき、鋳造鋼種SUS304、SUS308およびSUS316を計16回鋳造した後の32枚のセラミックス表面損耗量を計測した。損耗量と鋳造時間の関係をFig.12に示す。いずれの鋳造鋼種の場合も鋳造時間に伴って損耗が直線的に進んでいる。また、鋳造鋼種を比較すると、SUS304、SUS308、SUS316の順に傾きが大きく、損耗速度が大きくなっている。それぞれの鋳造鋼種の成分をTable 5に示す。これらの溶鋼のうちMn含有量に着目すると、SUS304、SUS308、SUS316の順に高い。そこで、溶鋼中のMn量に注目し、鋳造時間とMn量の積と損耗量について検討した。この結果をFig.13に示す。損耗量は、鋳造時間とMn量の積と直線関係が認められることから、溶鋼中のMn量と鋳造時間から損耗量を推定し、短辺堰の寿命の予測もしくは必要なセラミックス厚みを決定することが可能であると考えられる。

3.2 短辺堰予熱方法の最適化

3.2.1 クラックの発生状況

短辺堰ヒータ板のサイズ□440×440(Case 1)を用いて実施した場合の9回の鋳造テスト(短辺堰18枚)におけるクラック発生位置を総括した結果をFig.14に示す。短辺堰上

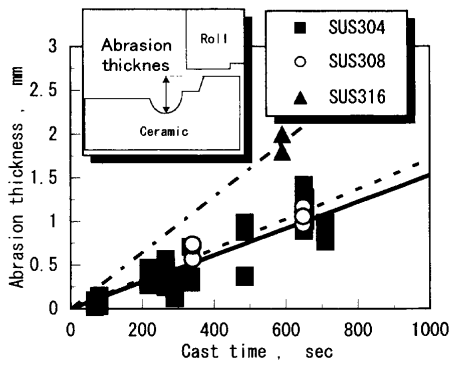


Fig. 12. Relationship between cast time and abrasion thickness.

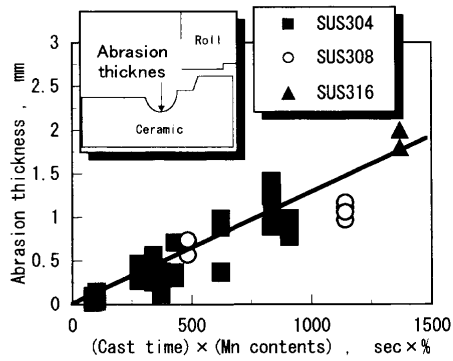


Fig. 13. Relationship between cast time times Mn contents and abrasion thickness.

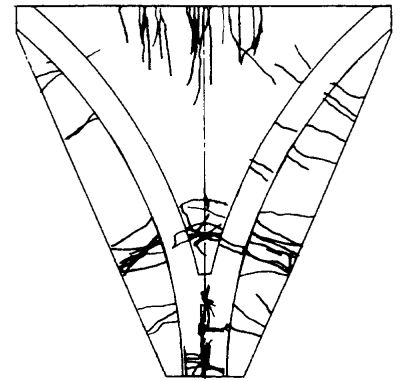


Fig. 14. Schematic view of side dam crack.

部および下部中央に縦方向クラックが多数観察される。この短辺堰下部中央の縦方向クラックは、鑄造中にキス点における鑄片の圧着によるはみ出し力による圧壊割れと思われる。

3・2・2 短辺堰縦方向クラック発生メカニズム推定

短辺堰上部中央に確認された縦方向クラックの発生メカニズムを明らかにするため、Fig. 8に示した分割メッシュを用いて温度および応力解析を行った。前述のとおり、短辺予熱ヒータ板のサイズが□440×440のものをCase 1とし、□500×500のものをCase 2とした。

Case 1の場合での短辺堰中央部における伝熱解析結果とパイロットプラント実測値の経時変化との比較をFig.15に示す。解析による温度とパイロットプラントで得られた温度はよく一致している。また、Case 1における解析により求められた短辺堰の代表的な4点の温度および計算に用いたヒータ表面温度をFig.16に示す。予熱終了時には、短辺堰中央部のPoint Aと下部中央のPoint Dの差が149Kあることが分かる。

Case 1およびCase 2における予熱開始後1440 sec (4 hr)の温度分布および応力分布をFig.17に示す。予熱ヒータ板の小さいサイズであるCase 1において、短辺堰上端中央では、温度が1373Kであり、その部分の相当応力は41.9 MPaと高い値を示すが、ヒータ板を大きくしたCase 2では、短辺堰中央部において、1373Kで12.3 MPaと低くなっている。Table 2より、耐火物の曲げ強度は、室温では24.9 MPa、1673Kで9.31 MPaであることから、直線で仮定すれば、1373Kでは、12.7 MPaの強度である。このようにヒータ板を大きくすることにより、41.9 MPaの熱応力を12.3 MPaに低下でき、予熱中の熱応力によるクラックの発生を防止することが可能になるものと思われる。

3・2・3 短辺堰縦方向クラックの防止効果

サイズを大きくしたCase 2の□500×500の予熱ヒータを用いて実施した場合の実鑄造実験で観察された短辺堰のクラック発生位置を総括した結果をFig.18に示す。予熱ヒータを大型化することにより、熱応力解析にて予測できたよ

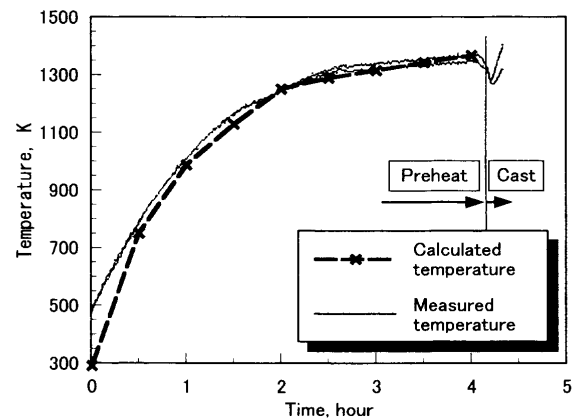


Fig. 15. Side dam temperature change of calculated and measured.

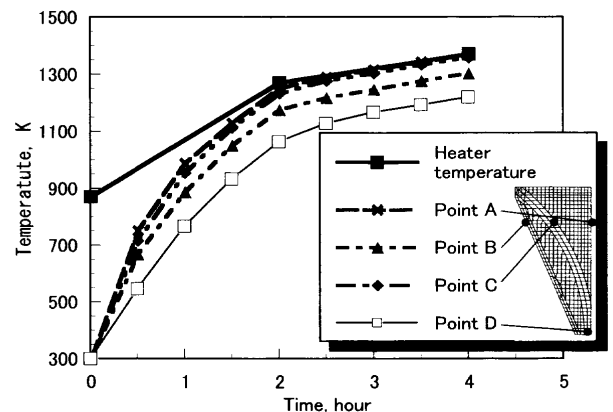


Fig. 16. Side dam temperature. (a) Temperature of Case 1. (b) Stress of Case 1. (c) Temperature of Case 2 (Large heater plate). (d) Stress of Case 2 (Large heater plate).

うに短辺堰上部のクラックをほとんど防止できた。

さらに、Case 2において、鑄造開始後、溶鋼が短辺堰に接触している状態の鑄造時の熱解析・応力解析シミュレーションを行った。鑄造開始後72 sec後および612 sec後の結果をFig.19に示す。短辺堰表面温度は溶鋼接触直後に接触部分が急激に上昇し、複雑な熱応力分布となる。Fig.19(b)

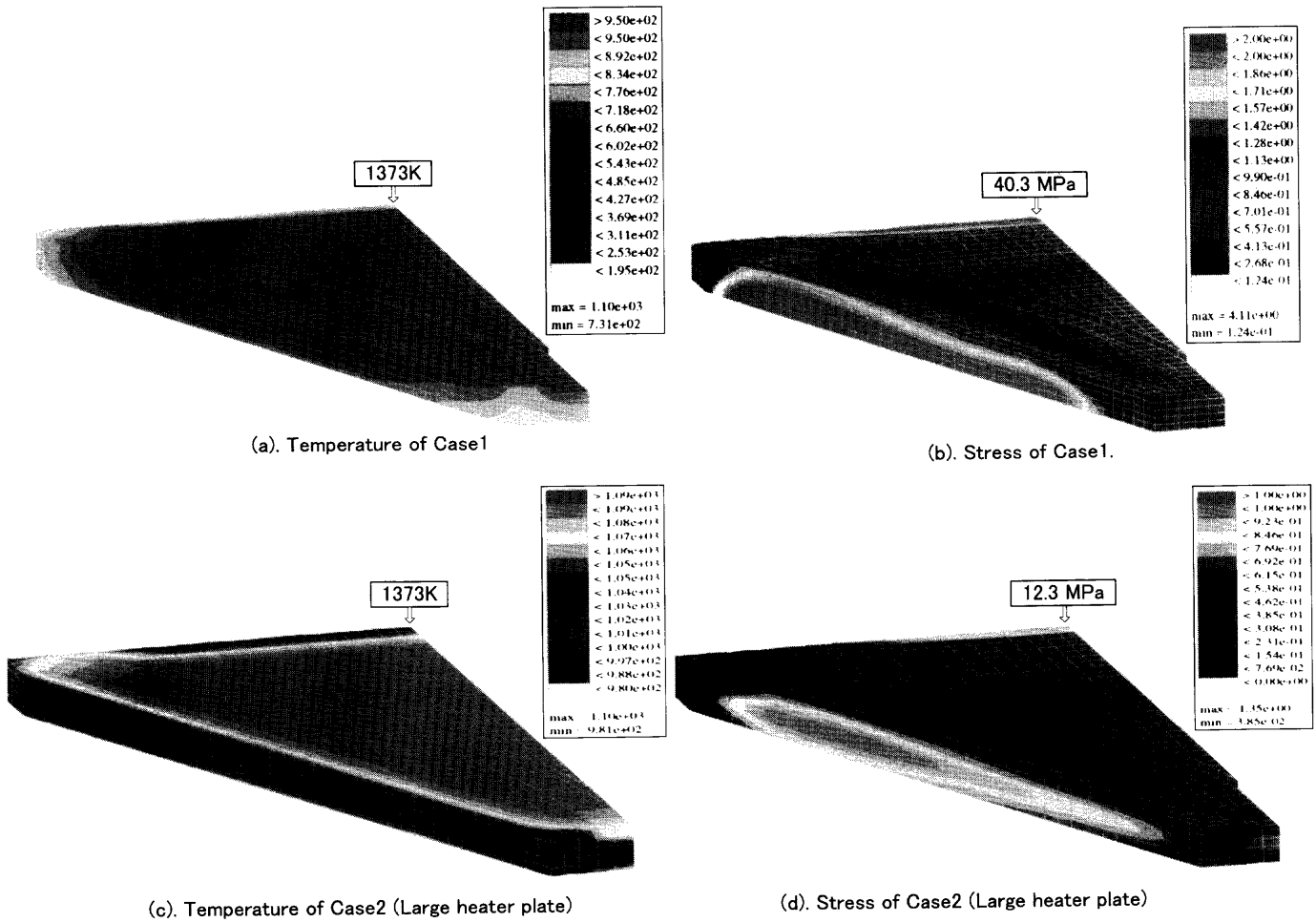


Fig. 17. Temperature and stress distribution.

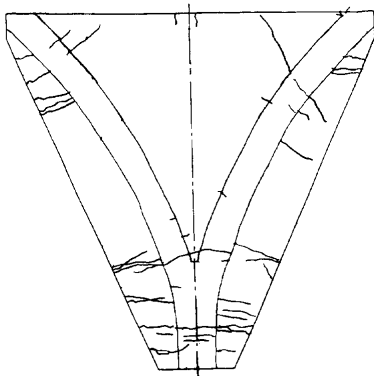


Fig. 18. Schematic view of side dam crack.

中にある Point 1 から 5 の各点の熱応力変化を Fig.20 に示す。鑄造開始直後に各代表点の熱応力が大きくなり、Point 2~5 では、30.0 MPa 以上の大きな熱応力が発生していることがわかる。Point 4 では、鑄造後約 100 sec で熱応力が最高値 56.2 MPa となる。このため、鑄造開始直後においては、Fig.14 および Fig.18 にも見られるように短辺堰中央下 1/4 部分のクラックが発生すると予想される。上端部の Point 5 では、約 600 sec 後に最高値約 45 MPa 発生している。一方、Point 1 の熱応力は 20 MPa 程度である。このよ

うに短辺堰クラックは鑄造時の熱応力によって生じると考えられ、また、その発生位置は観測結果とよく一致している。

4. 結言

ストリップキャスターの短辺堰について、母材となる耐火物の材料選定をするとともに埋め込んだセラミックスの損耗機構についても調査した。また、鑄造初期における熱衝撃を緩和するための母材予熱の最適化を温度および応力解析によって行った。

これらにより、以下の知見を得た。

- (1) 溶鋼保持部の耐火物には、骨材粒子が微細で、かつ、 ZrO_2 量の多い材質が耐溶鋼性に優れていることがわかった。
- (2) 短辺堰のセラミックス部材の損耗はシェル接触部が大きい。
- (3) セラミックス部材におけるシェル摺動部の損耗は、鑄造時間と Mn 量の積と比例関係で整理できる。
- (4) 予熱ヒータの大型化により、短辺堰の予熱時のクラック発生を減少できる。

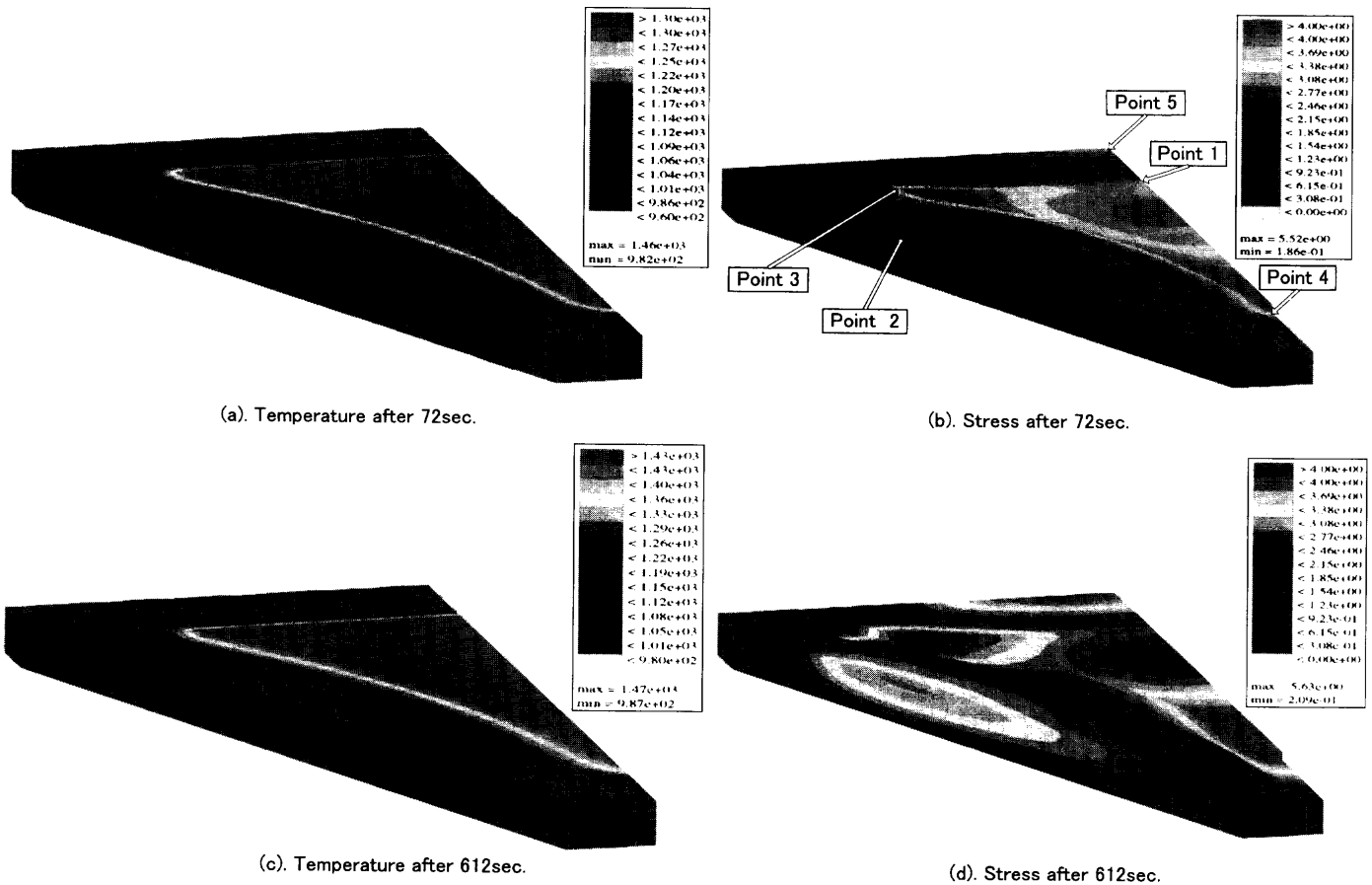


Fig. 19. Temperature and Stress distribution after casting.

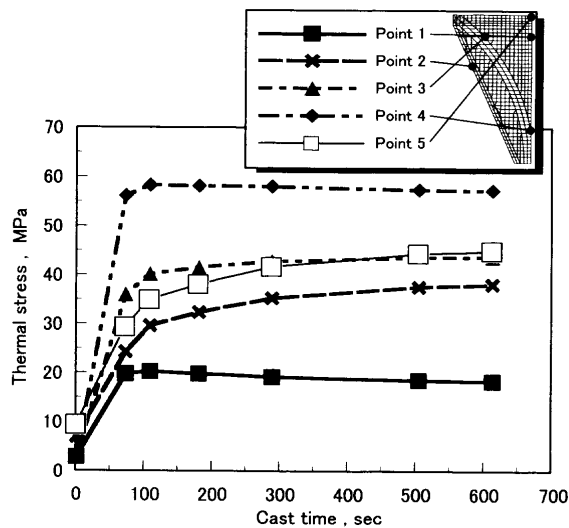


Fig. 20. Stress change of side dam.

(5) 溶鋼の接触による casting 中の短辺温度・応力のシミュレーションから各部位の熱応力を評価した。これらはパイロットプラントで観察されたクラックの発生状況とよく一致した。

文 献

- 1) M.Tsukigahora, K.Yamada, M.Mohri, H.Sakaguchi, K.Sasaki, K.Fukuda and N.Nishimae: New Smelting Reduction and Near Net Shape Casting Technologies for Steel, The Korean Inst. Metals and Materials, Pohang, (1990), 550.
- 2) H.Takeuchi, H.Nakajima, S.Tanaka, M.Yamada, Y.Yamagami and R.Hidaka: *Shinnittetsu Giho*, **351** (1993), 42.
- 3) K.Yanagi, K.Yamamoto, K.Sasaki, H.Takeuchi and H.Nakajima: *Mitsubishi Heavy Ind. Tech. Rev.*, **32** (1995), 207.
- 4) T.Yamauchi, T.Nakanori, M.Hasegawa, T.Yabuki and N.Ohnishi: *Nishin Steel Tech. Rep.*, **61** (1989), 1.
- 5) M.Miyazaki, I.Suichi, S.Tanaka and H.Takeuchi: *CAMP-ISIJ*, **4** (1991), 998.
- 6) M.Kokita, K.Taniguchi, H.Yasunaka, S.Koyama and K.Nakayama: *CAMP-ISIJ*, **3** (1990), 210.
- 7) M.Yukumoto and H.Yamane: *ISIJ Int.*, **35** (1995), 778.
- 8) D.Senk, H.Litterscheidt, R.W.Simon, R.Kopp and H.Rake: *Stahl Eisen*, **115** (1995), 107.
- 9) J.G.Grosjean, J.L.Jacquot and J.M.Damasse: *Iron Steelmaker*, **20** (1993) Aug., 27.
- 10) C.Hendricks: *MPT Int.*, **3** (1995), 42.
- 11) M.Yukumoto, H.Yamane and T.Nozaiki: *CAMP-ISIJ*, **6** (1993), 1142.
- 12) K.E.Blazek, W.F.Praag, J.G.Rachford, Y.H.Wang and M.Mohri: *Iron Steelmaker*, **25** (1998) Feb., 39.
- 13) F.Macci and A.Mollo: *Rev. Metall., Cah. Inf. Tech.*, **92** (1995), 789.
- 14) P.Tolve, R.Tonelli, R.Capotosti and G.Hohenbichler: Proc. Int. Conf. on Thermomechanical Processing of Steels and Other Materials (THERMEC'97), TMS, PA, (1997), 2201.
- 15) A.Burgo, T.J.Conarty and W.Hinta: *Iron Steel Eng.*, **6** (1990) July, 51.
- 16) T.Arai, M.Yamada, K.Nakajima, T.Kirihara, Y.Yoshimura, H.Oka, Y.Yamagami, H.Hattori and M.Terado: *CAMP-ISIJ*, **6** (1993), 1136.
- 17) M.Mohri, K.Onishi and N.Nishimae: Proc. Int. Conf. on Thermomechanical Processing of Steels and Other Materials (THERMEC'97), TMS, PA, (1997), 2185.