

博士後期課程学位論文

焼嵌め接合からなる大型円筒セラミックス
構造物の強度設計及び解体に関する研究

栗文彬/10584105

九州工業大学
2012

Dissertation

**STUDY ON STRENGTH DESIGN AND
SEPARATION MECHANISM FOR LARGE
CERAMICS CYLINDRIC STRUCTURES**

By

Li Wenbin

(Student Number:10584105)

Dissertation Supervisor: Prof. Nao-Aki Noda

**Department of Mechanical Engineering
Kyushu Institute of Technology
2012**

目次

第1章 緒論	
1.1 セラミックスの特徴	1
1.2 構造用セラミックスの熱機関用品開発の歴史	4
1.3 セラミックスと金属の接合	9
1.3.1 大型セラミックス構造物に要求される接合方法	9
1.3.2 接合の分類	9
1.3.3 接着法と焼嵌め法との接合強度の比較	12
1.4 本研究の目的	15
1.5 本論文の構成	16
第1章 参考文献	18
第2章 焼嵌めで組立てられたセラミックス製ロールを熔融金属に浸漬させる際の熱応力について	
2.1 緒言	21
2.2 解析条件	21
2.3 セラミック組み立てロールの焼嵌め焼結部における浸漬熱応力	24
2.3.1 熱伝達係数	24
2.3.2 焼嵌め焼結部の接触状態	26
2.3.3 焼嵌め焼結体における熱応力	29
2.4 スリーブ単体と焼嵌めスリーブの熱応力の比較	32
2.4.1 スリーブ単体の熱応力	32
2.4.2 スリーブ単体と焼嵌めスリーブとの熱応力の比較	32
2.5 結論	34
第2章 参考文献	35
第3章 連続酸洗設備用セラミックス製ロールの静的強度と疲労強度の解析	
3.1 緒言	36
3.2 解析条件	37
3.2.1 境界条件	37
3.2.2 各材料の物性値	38
3.2.3 解析モデル	39
3.3 瞬時破壊強度の解析	40
3.3.1 焼嵌め時の最大応力 $\sigma_{\theta_{\max}}$ について	40
3.3.2 曲げ荷重による最大応力 $\sigma_{\theta_{\max}}$ について	44
3.3.3 $\sigma_{\theta_{\max}}$ および σ_{θ_b} と焼嵌め率 δ/d の関係について	44
3.3.4 $\sigma_{\theta_{\max}}$ および σ_{θ_b} に及ぼすスリーブ厚さ h の影響	47
3.3.5 スリーブとスペーサーリングの接触状態について	47
3.4 疲労強度解析	49
3.5 結論	52
第3章 参考文献	53
第4章 搬送用セラミックス製ローラーの軸交換の解体の検討	
4.1 焼嵌めで構成されたセラミックス製スリーブの焼外し条件の検討	54
4.1.1 緒言	54

4.1.2	解析条件.....	56
4.1.3	モデル A の解析結果及び検討.....	60
4.1.4	モデル B の解析結果及び検討.....	63
4.1.5	結 論.....	74
4.2	単純な二重円筒モデルで分離メカニズムについての検討.....	76
4.2.1	緒 言.....	76
4.2.2	解析条件.....	76
4.2.3	解析結果.....	80
4.2.4	実体モデルと単純な二重円筒モデルの分離メカニズムの比較.....	87
4.2.5	結 論.....	89
	第4章 参 考 文 献.....	90
	第5章 焼嵌めで構成されたセラミックス製スリーブの焼外し過程における熱 応力の検討	
5.1	緒 言.....	92
5.2	解析条件.....	95
5.3	実体ローラーモデルの解析結果及び考察.....	95
5.3.1	最大応力及び温度分布.....	95
5.3.2	最大応力及ぼす焼嵌め率 δ/d の影響.....	98
5.3.3	最大応力及ぼすスリーブ外径 D の影響.....	98
5.3.4	最大応力及ぼす軸嵌め込み部厚さ h の影響.....	101
5.3.5	最大応力及ぼす嵌め込み長さ L の影響.....	101
5.3.6	最大応力及ぼすスリーブ材料の熱伝導率の影響.....	104
5.4	二重円筒モデルの解析結果.....	104
5.5	結 論.....	106
	第5章 参 考 文 献.....	107
	第6章 結 論.....	108
	謝 辞.....	113
	付 録 A.....	114

第1章 緒論

1.1 セラミックスの特徴

セラミックスという言葉は、天然の鉱物原料から窯業で製造される陶磁器耐火物、セメントガラスなどの窯業製品である無機材料に使われるようになった。一般的にセラミックスは構造用セラミックスと機能用セラミックスに大別される。汎用セラミックスは古くから使われてきたセラミックスで、室温付近で用いる構造機能的なもの、陶磁器、セメント、レンガ、タイル、ガラス、 SiO_2 を含め化合物、ケイ酸塩である。ファインセラミックス（ニューセラミックス⁽¹⁾ともいう）はセラミックスの勝れた機能を形状付与のために損なうことなく利用できる段階のセラミックスである。高純度・微細原料、精密成形、高度熱処理で実現され用途も電気、光学、化学的機能が付加された。機能用セラミックス酸化物のほかに、炭化物、窒化物が加わる。ここでは、構造用ファインセラミックスのことをセラミックスと呼ぶことにするが、必要に応じて構造用やファインなどの形容を付けることがある。

金属と比較して、セラミックスは、高耐熱性（融点や分解温度が高い）、高硬度（耐摩耗性に優れる）、低比重（軽い）、高耐食性（化学的に安定）等の優れた長所をもっている⁽²⁾。しかし一方で、“脆い”という機械・構造用材料⁽³⁾として致命的ともいえる欠点があることも事実である。

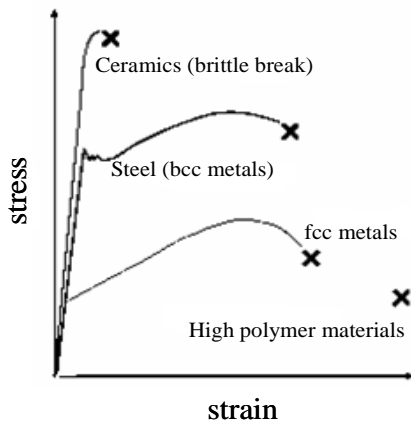
表 1-1 には代表的なファインセラミックスの物性値を示す⁽⁴⁾。また、図 1-1 には、セラミックスと金属、高分子材料との比較を示している⁽⁵⁾。高分子⁽⁶⁾は力をかけると変形しやすく、鉄や銅なども力をかけると伸びる。セラミックスはほとんど変形せずに壊れてしまうが、金属に比べると強度の高いものもある。ヤング率と比重の関係を見ると分かるが、セラミックスは軽くて変形しにくい特徴を持っている。また、熱をかけるとステンレス鋼は数百度で強度が落ちてしまうが、セラミックスは様々な酸化物、炭化物、窒化物を含めて $1,000^\circ\text{C}$ ぐらいまでほとんど強度が落ちない。このため高温でも使えるという特徴がある。また、

熱を加えても膨張しにくいのがセラミックスの特徴であり、炭素鋼やステンレスに比べて1/4ほどと小さい。熱を加えても、膨張しにくいため、高温になっても寸法精度が高い。

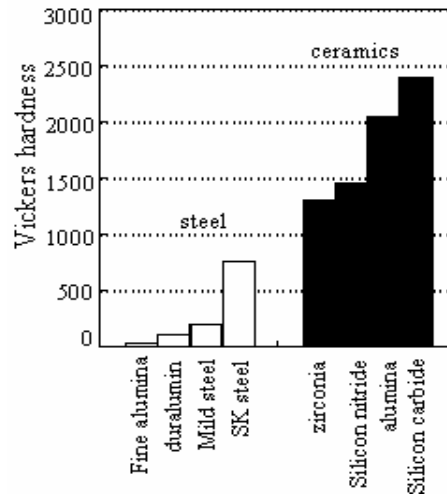
セラミックスの用途については、機能用セラミックスに較べて熱的・機械的機能^{(7)~(8)}の利用は比較的遅れている。セラミックスが脆性材料^{(9)~(12)}であるため、高度の信頼性を求められる機械部品や構造材料への採用に不安があったためである。特に、本研究の対象とする直径300mm以上長さが2000mmにも達するような大型構造物に対しては、最近までセラミック材の適用実績は一部に限られていた。

Table 1-1 Mechanical and physical properties of advanced structural ceramics⁽⁴⁾

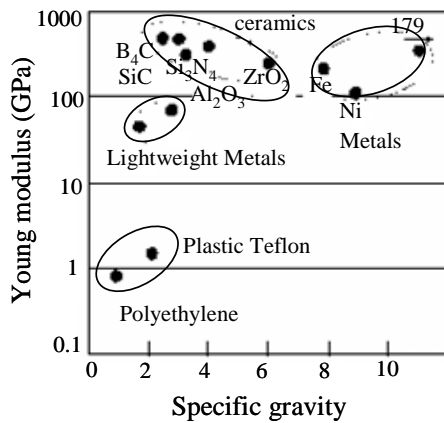
Material	Density (g/cm ³)	Flexural strength (MPa)	Fracture Toughness (MPa·m ^{1/2})	Elastic Modulus (GPa)	Poisson's ratio	Hardness (GPa)	Thermal expansion coefficient (1/K)	Thermal conductivity (W/m·K)
Silicon nitride								
sintered	3.2	600	4.5	276	0.24	14	3.4	28
hot pressed	3.2	800	5.0	317	0.28	20	3.2	30
reaction bonded	2.5	210	3.6	165	0.22	10	2.8	6
sintered reaction bonded	3.3	825	-	297	0.28	19	3.5	30
HIPed	3.2	1000	6.0	310	0.28	20	3.5	32
Sialon	3.2	650	5.0	297	0.28	18	3.2	22
Silicon carbide								
Hot pressed	3.2	550	3.9	449	0.19	25	4.5	70
Sintered	3.1	400	3.0	427	0.19	27	4.8	80
Reaction-bonded	3.0	350	3.5	385	0.19	17	4.4	90
CVD	3.2	500	2.6	450	-	30	5.5	150
Alumina (%)								
85	3.4	296	3.5	221	0.22	10	5.3	15
90	3.6	338	3.5	276	0.22	11	6.1	17
96	3.7	352	4.5	303	0.21	12	6.3	23
99.8	3.9	552	4.5	386	0.22	15	7.1	30
Zirconia								
Cubic	5.9	245	2.4	150	0.25	11	8.0	1.7
TZP	6.1	1020	11.0	210	0.24	13	10.6	0.4
PSZ	6.0	750	8.1	205	0.23	12	8.3	2.1



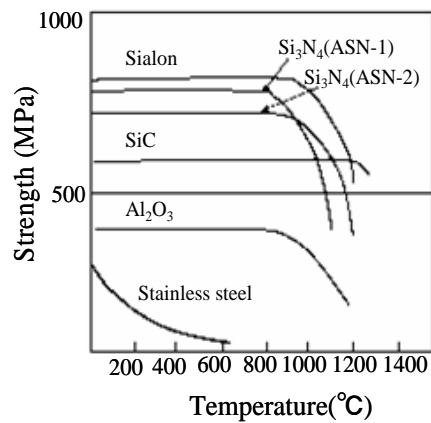
(a) Stress strain diagram



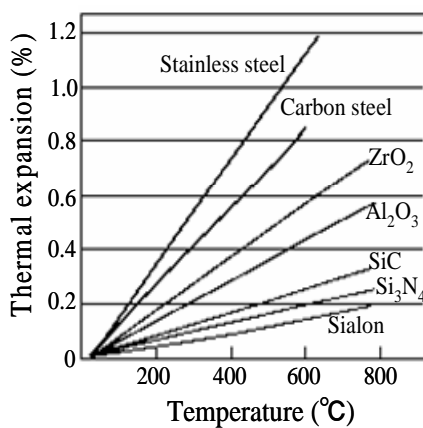
(b) Vickers hardness



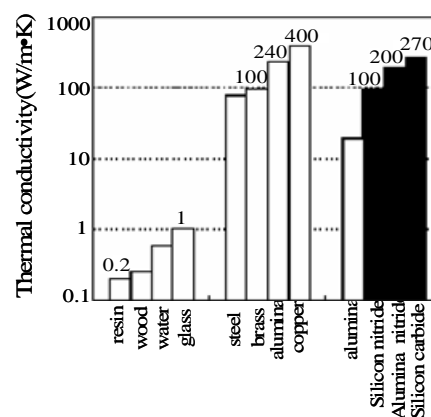
(c) Young modulus



(d) Strength with temperature



(e) Thermal expansion



(f) Thermal conductivity

Fig.1-1 Comparison between ceramics and high polymer materials

1.2 構造用セラミックスの熱機関用製品開発の歴史

セラミックスを利用した工業の歴史⁽¹³⁾は古く、耐火物は数百年以上、断熱材や発熱体は数十年の歴史をもつ工業材料となっている。しかし、より厳しい応力条件のもとで使用される熱機関等の用途に関しては現在も開発段階のものも多く、その歴史も本格的には40年前後にすぎない。ここでは主としてタービン等の熱機関における構造セラミックスの製品開発を主に、開発の背景やその進め方について概括する⁽¹⁴⁾。

Si_3N_4 等の非酸化物焼結体が将来のガスタービン部品材料として注目されたのは1950年代後半、欧米において国家レベルの本格的な研究が開始されたのが1970年代初頭^{(15)~(17)}である。これらの歴史を表1-2に整理した⁽¹⁸⁾が、その後ファインセラミックスの熱機関への利用がクローズアップされてきた背景には、以下のようなニーズとシーズがあた。

1.2.1 概観

欧米各国では1960年代後半から、産業の発展に伴う様々な社会的歪みが顕著となり、特に米国、ドイツにおいては自動車排ガス対策が都市環境対策の重要

Table 1-2 History of development of fine ceramics⁽¹⁸⁾

年代	研究開発および工業化の歴史
1944~1947	SiC 発熱体の工業化 (日本)
1958	AlN 煉瓦の耐熱・耐食性が認められた
1959	Si_3N_4 を将来のガスタービン材料として注目 (英国)
1961	Si_3N_4 を MgO 添加ホットプレス (英国)
1971	AlN および各種窒化物の高強度焼結体の開発 (日本)
1974	日・米・欧で各種高強度非酸化物材料の開発活発化
1975	SiC 長繊維の開発 (日本)
1978	高効率ガスタービン開発プロジェクト発足 (日本)
1981	ファインセラミックス開発プロジェクト発足 (日本)
	Si_3N_4 , SiC, ZrO_2 等の実用化進展

課題となってきた⁽¹⁹⁾。自動車エンジンを高温作動させることが排ガス対策のひとつの方策であり、このためにはセラミックスの導入が効果的であるということであった。1973年秋のオイルショックはこの排ガス対策に新たにエネルギー問題が加わり、セラミックエンジンの開発の重要性は一層高まりをみせた。

米国では陸軍材料機械研究所（AMMRC）が中心となり、一足早く71年からエンジン用セラミックスの研究が着手されが、1979年にはエネルギー省の自動車用ガスタービン⁽²⁰⁾開発計画（AGT）がスタートした。

一方、ドイツではオイルショックの翌年の1974年に研究技術者（BMFT）及びドイツ航空宇宙研究所（DFVLR）が中心となって自動車メーカー、セラミックスメーカー、大学、研究所の協力のもとに自動車ガスタービン計画がスタートした⁽²¹⁾。このように米国、ドイツは国家計画として自動車用セラミックエンジンの開発を進めてきたが、1979年国際エネルギー機構（IEA）のプロジェクトとして政府間協力の下で進められるようになった。

(1) 日本における初期の開発

日本においても、セラミックスが将来の重要な素材として発展するものと各方面で期待され調査研究、開発研究が様々の分野で着手された。特にファインセラミックスが日本の代表産業である自動車産業においてエンジンという最も重要な構造部材としての利用の可能性が生まれてきた。また、1980年代の最も成長性があるとされている情報・エレクトロニクス産業においてセンサー、コンデンサー等の重要な機能部材として大きく発展してきた。このため多方面に深い関心を抱かせ、ファインセラミックスへの参入を動機づける大きな原動力となったと思われる。

セラミックスの研究は民間企業における将来の市場獲得に向けてセラミックスの実用化のために研究開発が競争のもとに行われてきた。大学においては、セラミックスが広範な研究分野にまたがるため、化学、応用化学、材料工学、機械工学、金属工学、電子・電気工学といった多くの学科で研究が行われてきた。

日本の研究開発の主体は民間企業であるが、国家が実施する基礎研究及びプロ

プロジェクト研究に対する期待は大きく、国の研究開発機関の果たすべきの役割は大きい。ファインセラミックスに関しては、名古屋工業技術試験所、大阪工業技術試験所、機械技術研究所等当時の工業技術傘下の研究機関、科学技術庁無機材質研究所（いずれも当時の名称）において原料の合成から焼成、評価にいたるセラミックスの基礎研究分野の研究開発を行っている。プロジェクト研究としては、次世代産業基盤技術開発制度の「ファインセラミックス」及び省エネルギー技術研究開発制度（ムーンライト計画）の「高効率ガスタービン」、「新型電池電力貯蔵システム」等の要素技術が実施されてきた。構造用ファインセラミックスとして必要な高強度、高耐食、高精密耐摩耗材料の開発を目標とする次世代産業基盤技術開発制度は、産業界、学界及び官界の協力の下で設けられた。セラミックス化のニーズの多い鉄鋼製造設備には耐熱、耐摩耗、耐食性などの特性が要求される金属材料、耐火材料等が使用されている。セラミックスで置換することにより、性能向上、寿命延長など、技術的、経済的に大きな効果が期待されている。具体的には設備の寿命延長、省エネルギー、プロセスの連続化、鋼材の品質改善など多様な波及効果が考えられる。

セラミックス化の実現においては製造技術の確立はもちろんのことであるが、その他に評価技術が未確立で、個々の試験装置間で不統一で共通的评价が難しく、体系的取り組みが必要である。また、セラミックスの硬質、耐熱、耐摩耗性という長所と脆さという短所を考えた場合、他の金属部材等へ付着させる加工・接合技術も重要である。構造用ファインセラミックスの大きな課題は信頼性ある材料開発そのものであり、実用化の進んでいる小型セラミックス製品の分野では、さらに効率の向上、軽量化、小型化等主としてニーズのアプローチが重要であるが、大型構造体へのセラミックスの適用は、強度設計の高精度化がより重要となる。

(2) 米国における初期の開発

米国連邦政府の基本姿勢は、総合安全保障にあり、オイルショック以降、国防、外交と並んで資源エネルギーの安定確保が重要視されてきた。

セラミックスが自動車エンジン用素材として着目され、高温断熱エンジンの使

用による燃料消費量の飛躍的な低減を図るとともに、あらゆる油種を使用することを可能とし、ガソリン偏重を防止することにある。エンジン用セラミックスとして開発が進められている炭化ケイ素 (SiC)、窒化ケイ素 (Si₃N₄) 等は炭素、窒素、ケイ素等といった極めて身近な元素によって構成されており、現在のエンジン部材がニッケル、コバルト、クロム等希少非鉄金属を使用する耐熱合金から成っていることから、鉱物資源問題の安全保障面からも重要としてきた。

プロジェクトは DOE (エネルギー省) が中心となり NASA, DOD (国防総省), NSF (全米科学財団) の国家機関等が一体となって進めてきた。初期は、タービンエンジンの開発が中心であったが、81 年からはスターリングエンジン、ディーゼルエンジンへのセラミックス応用研究が開始され、さらに 83 年からはセラミックス材料そのものの研究も合わせて行うこととなった。DOE ではセラミックスの高温材料としての利用開発を総合的に実施するため 84 年からオークリッジ国立研究所 (ORNL) 内に研究施設を建設した。

米国ではこのように国立研究機関、大学が基礎研究で大きな役割を果たしているが、これら機関の中にあつて NASA の Lewis 研究所、DOE の ORNL、NOD の AMMRC 等は、米国の大きな国家プロジェクトである宇宙、エネルギー及び国防を支える重要な研究機関である。これら機関の重要な任務は、あらゆる材料の検索、検査、試験、開発、さらにデータの蓄積、処理ということにあり、データバンクの機能として多大なものがある。

(3) ドイツにおける初期の開発

ドイツにおいては、1974 年以来連邦研究技術省、ドイツ航空宇宙研究所が中心となり、大学、研究所、民間企業が一体となって自動車エンジン開発を実施してきた。そこで、構造材料としてのファインセラミックスについてより広範な研究が必要であるとし、83 年から自動車用エンジン開発と平行し材料そのものに着目した研究が開始された。

そして、1970 年からマックス・プランク研究所、大学において材料研究、特に基礎研究が進められた。その後、マックス・プランク研究所、大学に限定す

ることなく基礎研究と応用研究の連携や企業の役割の重要性が指摘されてきた。

(4) 中国における初期の開発

中国では中国科学院、清華大学及び上海にある中国科学院上海珪酸塩研究所が中心となってファインセラミックスの高温材料としての利用研究を進めており、日本の研究機関との交流も行ってきた。また、83年10月に開催された第一回エンジン部材用セラミックスの国際シンポジウムには2名の専門家を派遣してきた。

1.2.2 まとめ

セラミックスに対して、熱機関等への製品開発において各国とも大きな関心を有してきた。それぞれの国ごとに取り組み方に差異がみられたものの、かなり共通したところがあり、その主な点をあげれば次のとおりである。

①用途：自動車用エンジン部材、高温熱交換器等耐熱高強度材料への利用を目的としてきたが、現在に到るまで本格的な市場が形成できていないようである。

②研究内容：プロトタイプ的设计、運転といったシステムに力点を置いていたアプローチから、材料そのものに着目した研究も並行して行われてきた。

③研究体制：構造材料用ファインセラミックスの実用化に当たっては、様々な研究及び技術の領域の一体化が必要である。また、組織的に独立している研究所、大学、企業の間で交流が必要であるという認識が深まってきたが、大きな成果に結びついた事例は少ないようである。

④国際協力：国際シンポジウムの開催、研究者、技術者の交流、情報の交換を通して基礎的科学情報の交換、評価方法の確立及び統一を行ってきた。本件については、米国、ドイツ間の自動車エンジン用セラミックスに関する協力がIEAプロジェクトとして1979年以来実施され、日本にも参加が呼びかけられてきた。また、先端材料の評価方法について検討することとされ、英国が取りまとめ役となり具体化のための作業が行われた。

1.3 セラミックスと金属の接合

セラミックスは単独で構造部材として使用するにはまだ信頼性に乏しく、複雑形状の部品製造や加工にさいしてはコスト高となる。また高温機械部品を対象とする場合には、中低温部では金属材料を、高温部ではセラミックスを使うことにより有利な設計を行なうことができる。

このような背景から金属とセラミックスを共存させて利用しようとする考え方が古くからあり、金属とセラミックス接合技術の開発において重要な課題は①どのようにして金属とセラミックスを接合するか②金属とセラミックスの熱膨張係数差によって接合後の冷却中や使用中に生ずる熱応力をどのように緩和できるかである⁽²²⁾。セラミックスと金属の接合においては、両素材が異なる物理的・化学的性質をもつことから、強度や信頼性を左右する非常に多くの因子を考えねばならない。中でも、素材間の化学反応性、界面における結晶学的関係、熱膨張差に起因する熱応力(あるいは残留応力)、界面の密着性、接合面研削状態、および環境との両立性、等が重要なものと考えられる^{(23)~(24)}。

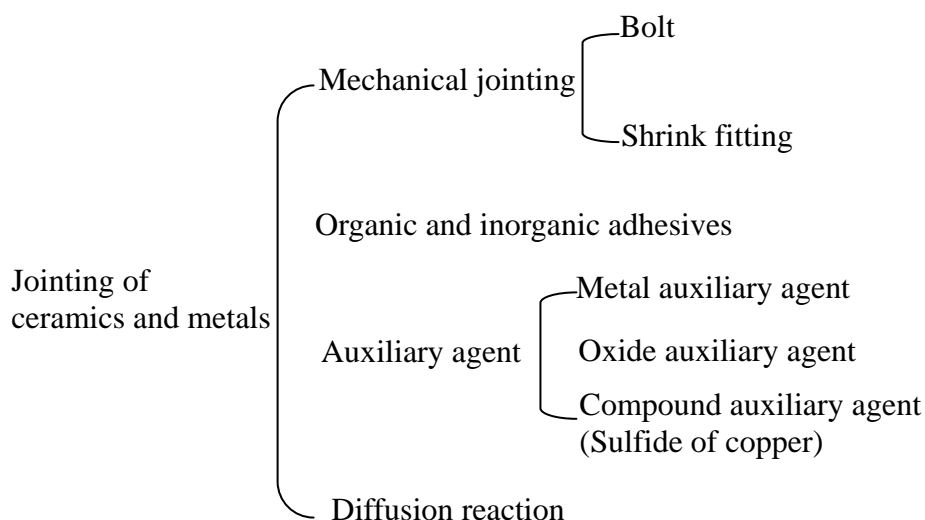
1.3.1 大型セラミックス構造物に要求される接合方法

製鉄所の製造工程で用いられる溶融亜鉛めっきライン用ロールや搬送用ローラー等は大型円筒体セラミックス構造物であり、本研究で対象とするものである。ここで、セラミックの製造可能寸法やコスト的な面から、ロール胴部と軸とを別々に製造して、それらを焼嵌め法によって接合し、組立てる構造を考えている。従って、セラミックの接合法として焼嵌め法が何故本研究のロールに用いられるのかについて、以下の文献調査を通じて整理する。

1.3.2 接合の分類

これまでに研究されてきた接合方法を大まかに分けると、機械的な方法と化学的な方法になる。表 1-3 にセラミックスと金属の接合分類を示す⁽²⁵⁾。

Table 1-3 Joint of ceramics and metals



機械的な方法は、金属の場合でも日常的に行われているボルト締結と焼嵌めがあげられる。このうちボルト締結は単純な機械的接合であり、焼嵌めは両部材が使用温度で強く抱きしめるように予め締め代を与えて接合する方法で、主に円筒体の接合に利用されている。

化学的な方法は接合界面での化学的反応を利用するもので、広く実用的に利用されている。大まかに分けてみると、接着剤のような化学反応を利用する方法や、金属や酸化物あるいは化合物を接合助剤として用いる方法を含めた化学反応接合があげられる。

(1) ボルト締結：作業が非常に簡単で特殊な装置を必要としないが、応力集中を伴う欠点がある。セラミックス製ボルト、ナットを用いる場合、セラミックスの引張強さが低いこと、応力集中により脆性破壊しやすいことなどのために、締結力は金属製に比べて低い。金属製ボルト、ナットを用いる場合には熱膨張の違いによる緩みのために高温では使用できないことが多い。

(2) 焼嵌め法：焼嵌め、冷し嵌めによる部材締結は金属同士では古くから行われ多用されている⁽²⁶⁾。セラミックスは、引張り強さが低いが圧縮強さはその約10倍も高いものがあり、焼嵌めによりセラミックスに圧縮応力が生じるような接合条件では、熱膨張係数の違いからみて、セラミックスと金属の締結接合に

有効である。

焼嵌め接合は円筒体の軸方向の接合に多く用いられるが、接合部の締結力を保ち、過大な焼嵌め応力を発生させないための適切な焼嵌め率の算定は容易ではない。そのため、詳細な解析が必要となる。しかし、ローラー、ロールにおいては耐用期間に達すると交換する必要があるため、スリーブと軸とを比較的分離しやすいという利点がある。

(3) 有機、無機接着剤接合：接着剤層の厚みと接着強さとは相関関係がある。一般に、せん断や引張り応力が支配的な場合は、接着剤層が薄い方がよく、割れやはく離が支配的な場合は、厚い方がよいとの報告があるものの一概には言えない。有機接着剤の室温接合強度は、ゴム系、エポキシ系、シアノアクリル系（瞬間接着）などが代表的な機械構造用部材接合で、それらの接合強度はゴム系が1~5MPa、エポキシ系で20~30MPa、シアノアクリル系で20~25MPaである。無機接着剤は、有機系に比べて耐熱性に優れ、使用可能温度が1,700Kを超えているものの、硬くて脆い、のが特徴である。室温接合強度は有機系接着剤と同等かそれよりも低い（30MPa以下）ものが多い。

(4) 助剤接合：Mo-Mn混合物が古くから金属との封着などに用いられている。接合強度はアルミナに対して10MPa程度であり、母材強度（400MPa程度）に比べると著しく低いので、構造用部材の接合には適さない。

Auはアルミナと固相反応接合が可能で、約60 μ m厚みのAu薄膜を高純度焼結アルミナ棒間にはさんで接合したところ、20~50MPaのせん断強度を得た。同様に、アルミナに対してPt薄膜を用いる方法もある。200~250MPaの曲げ強度が得られ、引張換算すると100~125MPaである。構造用材の高強度接合法として強度が十分でなく、高価なので、生産に利用しにくい。

(5) 化合物助剤接合：ここで、硫化銅を例として化合物助剤を用いた処理プロセスを図1-2に示す。硫化銅とカオリンのペースト状混合物をセラミックス上に塗布し、空気中で1,300~1,500Kに加熱すると、硫化銅が分解し、セラミックス中にCu成分が浸透してメタライズされる。カオリンが存在するため、接合強度が低下し、最大接合強度は50MPaである。

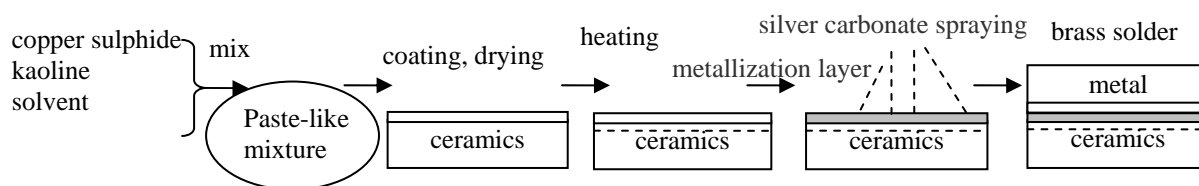


Fig. 1-2 Process of joint by copper sulphide

(6) 拡散反応接合：この方法は、接合体を高温で圧力を付加することにより、両者の間に元素拡散を起こさせるものであり、広く溶接の分野にて展開されてきた。現在この方法として、ホットプレスによると熱間静水圧プレス（HIP という）による方法がある。ホットプレス法は原理的に母材と同一の接合強度を有し、高温雰囲気における接合部の強さもまた母材と同じ程度である。このような利点が多い反面、大きい寸法の構造物について高温でのホットプレスのための作業性や生産性が著しく悪く、接合強度も低下する。また、設備費が高く、コスト高の欠点がある。

1.3.3 接着法と焼嵌め法との接合強度の比較

大型セラミックス構造物であるローラー、ロールにおいて、寸法、接合強度、耐熱性の面からセラミックスと金属の接合方法を検討した。表 1-4 に整理して説明する。以下に結論を示す。

- (1) 機械的方法について、ボルトは応力集中を伴う欠点があるので、ローラー、ロールの接合には不適格である。
- (2) 有機、無機接着剤は接合強度が低いので、ローラー、ロールの接合には不適格である。
- (3) 助剤接合は一般に接合強度が低い。また、高い場合でも大型になると強度が低くなるので、ローラー、ロールの接合には不適格である。
- (4) 拡散反応接合法について、高い接合強度が得られるが、1,500K 以上で操作するため、大きな熱残留応力が生じ、大きい寸法では実質強度が大幅に低下する。ローラー、ロールの接合には不適格である。これらの結果をまとめたものが表 1-4 である。ここで、曲げを受ける円筒体の接合法で、焼嵌めが勝れることについて説明を加えておく。

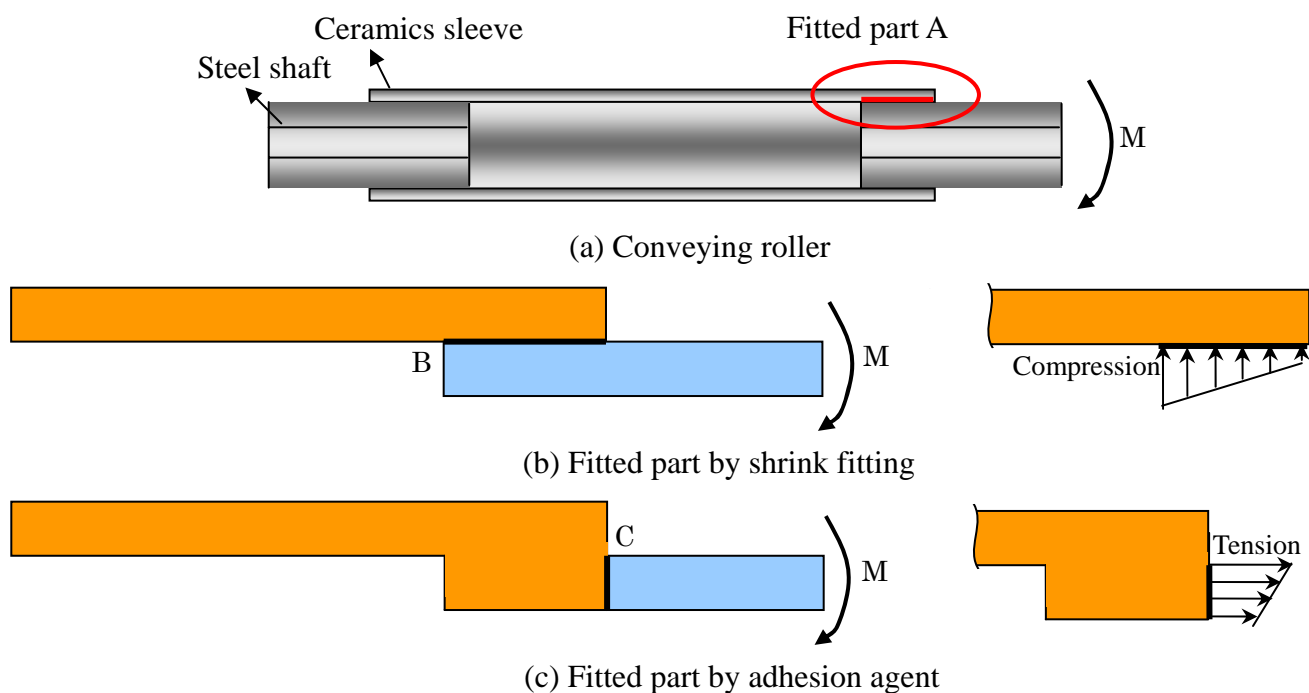


Fig. 1-3 Comparison of jointing strength

図 1-3 にはローラー接合部が接着と焼嵌めとによる異なる方法で接合される場合の曲げ負荷に対する強度を模式的に示す。これを用いてローラーに、曲げモーメントを与える時の接合面の負担能力を定性的に比較する。焼嵌め法では（図 1-3(b)）接合面 B で、圧縮応力を負担する状態になっている。一方、接着剤接合では、図 1-3(c)のように小断面 C が接合面となり、曲げモーメントを与えると、C 面には高い引張応力が生じる。接着は圧縮よりも引張に対して弱いので、曲げが加わる接合には接着法は適していないことが理解できる。

Table 1-4 Conclusions of jointing of ceramics and metals

Jointing of ceramics and metals (For rolls and rollers)		Dimensions >300mm	Jointing Strength >200MPa	Heat resistance >500°C	Conclusions
Mechanical jointing	Shrink fitting	◎	◎	◎	Appropriate
	Bolt	○	×	×	
Auxiliary agent	Metal auxiliary agent	Mo-Mn	×	×	Inappropriate
		Au	×	×	
		Pt	×	×	
		SiC	×	×	
	Compound auxiliary agent	×	×	×	
Adhesives	Organic adhesives	×	×	×	
	Inorganic adhesives	×	×	○	
Diffusion reaction	Hotpress	×	×	○	
	HIP	×	×	○	

Note: ◎—Excellent, ○—Average, ×—Inappropriate

1.4 本研究の目的

鉄鋼製造設備などへのファインセラミックスの応用に対する期待は、それらの旧来の材料をセラミックスで置換することにより、製品品質の向上、寿命延長などによる、技術的、経済的な大きな効果である。その実現に際して、大型構造物の場合に開発費用が極めて大きいため、強度信頼性の高い設計がなされる必要がある。ところで、今までに実際の大型構造物で成功してきた例を鉄鋼製造分野でみると、直径 200mm 程度の比較的小さい成形ロールや搬送用ローラーに限られてきた。セラミックス化により、大きな効果が期待されてきた。連続溶融金属めっき用ロール等の大径、長寸品に対しては更に詳細な強度設計が必要である。

本研究では焼嵌め接合からなる大型円筒セラミックス構造物として、連続溶融金属めっき用ロール⁽²⁷⁾、連続酸洗設備用ロール⁽²⁸⁾や搬送用ローラー⁽²⁹⁾⁻⁽³²⁾を対象とする。開発においては強度設計の正確な解析が必要であるが、これまでその解析は本研究室で先になされたものに限られている。また、メンテナンスのためのセラミックス構造物において、接合部の解体は必要不可欠である。その解体方法と接合部の分離メカニズムさらには解体過程での熱応力についての研究は行われていない。

そこで、本研究では、焼外し条件と熱応力を考察する上で基本となる。有限体積法や有限要素法による高精度な計算手法を考案する。そして、焼嵌め接合からなる大型円筒セラミックス構造物の強度設計及び解体するため条件の確立を図る。そして、大型円筒セラミックス構造物の強度信頼性向上、メンテナンス時のコスト低減、さらにはセラミックス材を用いた製鉄分野におけるローラーに対する設計指針やメンテナンス管理を確立する上で参考をなることを願うものである。

1.5 本論文の構成

本研究では大型セラミックス構造物の強度設計及び解体に関する問題について検討する。そして著者らが提案した焼嵌め接合からなる大型円筒セラミックス構造物を対象として有限要素法による高精度解析によって、さまざまな条件でセラミックス構造物の静的強度、疲労強度、分離メカニズムと応力を解析した。

本論文は、全6章から構成されている。

まず、第1章では、本研究の背景として、構造用セラミックスの特徴、セラミックス開発の歴史および大型セラミックス構造物の接合方法について説明した。そして、大型セラミックス構造物の強度信頼性向上、使用する上での作業効率の向上を目標として大型セラミックス製ロールを研究する必要性を述べる。

第2章では、セラミックス製スリーブの両端にセラミックス製軸を焼嵌めで接合する熔融金属めっきロールに注目し、熔融金属への浸漬時にスリーブ内外温度差に起因して、懸念される焼嵌め接合部の分離に関して検討を行う。また、熔融金属にセラミックスロールを浸漬する際の熱伝達係数を有限体積法によって算出し、その結果を有限要素法による熱応力解析に応用して瞬時(脆性)破壊に対する検討を行う。

第3章ではセラミックス製スリーブの両端にセラミックス製スペーサーリングと鋼製軸を焼嵌めで接合する小径軸付大径ロールに注目し、連続酸洗設備用セラミックス製ロールの強度設計と疲労強度について検討する。まず、稼動時にセラミックス製スリーブにかかる最大引張応力、焼嵌め応力と焼嵌め率との関係を明らかにした。構造用セラミックスは疲労への考慮が必要である。そこで、焼嵌め率を変えた場合の応力振幅と平均応力を求め、耐久線図を用いて疲労破壊の検討も行う。

第4章と第5章ではセラミックス製スリーブの両端に鋼製軸を焼嵌めで接合する搬送用ローラーを対象として、消耗の早い鋼製軸の嵌め替え時に必要な軸の取外しとその際の熱応力について検討する。

第4章ではセラミックス製スリーブの両端に鋼製軸を焼嵌めで接合する搬送

用ローラーを対象として、セラミックスリーブと軸との分解に際して、焼外し法に注目し、実体モデルの分離(焼外し)時間と熱応力の関係を、ローラー寸法、焼嵌め率などを変えて調べる。また、分離現象の本質を理解するために、二重円筒モデルについても検討を行い、実体モデルと比較を検討する。

第5章では、分離する過程においてセラミックス製スリーブに生じる熱応力について検討する。鋼はセラミックスより線膨張率が約5倍大きいため、焼外しのための加熱時の熱膨張が大きく、その影響によりセラミックス製スリーブに大きな応力が生じる可能性がある。そこで、熱応力に対する焼嵌め率やローラーの諸寸法等の影響と、これらの要因が分離過程でスリーブの最大応力に及ぼす影響について有限要素法を用いた解析により明らかにする。

第6章では本研究で得られた主要な結論をまとめる。

第1章 参考文献

1. 中井 泉, 岡村富士夫, ニューセラミックスの機能と構造, 日本結晶学会誌 Vol.31, No.2(1989)pp.44-55
2. Richerson, D. W., Modern ceramics engineering: Properties, processing and use in design, Marcel Dekker, Inc, 1982.
3. BECHER Paul F., Advances in the Design of Toughened Ceramics: Composities, *Journal of the Ceramic Society of Japan*, 99(1154), pp.993-1001, 1991
4. Jahanmir, S., Friction and wear of ceramics, Marcell Dekker, pp.3-12, 1994
5. 神崎修三, 見えないところで大活躍するファインセラミックス, ナノテク講演会シリーズ第5弾, 2008
6. 彦坂正道, 瀬戸恒夫, 伸びきり鎖の結晶成長 (高分子のダイナミクス—基礎から応用へ<特集>), 分子学会 (編) 34(6), pp.440~443, 1985
7. 阿部弘編, エンジニアリングセラミックス, 技報堂出版株式会社, (1988), 2-5
8. Belitskus, D., Fiber and whisker reinforced ceramics for structural applications, Marcel Dekker, pp.1-20, 1993.
9. Zaretsky, E. V., Ceramic bearings for use in gas turbine engines, *ASME Paper*, No.88-GT-138, *American Society of Mechanical Engineers*: New York, 1988.
10. Katz, R. N., and Hannoosh, J. G., Ceramics for high performance rolling element bearings: A review and assessment, *Int. J. High Technol. Ceram.* 1, pp. 69-79, 1985.
11. Dill, J. F., Rolling element bearing technology: Sizing up the Japanese, *Mech. Eng.*, pp. 37-40, Dec 1987.
12. Jahanmir, S., Ceramic bearing technology, *NIST Special Publication* No. 824, U.S. Department of commerce, National Institute of Standards and Technology, Washington, DC: Government Printing Office, 1991.
13. 通商産業省生活産業局編, 21世紀への新素材ファインセラミックス—その展望と課題—, 経済産業調査会出版社
14. Iwata, T., and Mori, H., Material choice for hot run table roller, *Plant Engineer*, Vol.15, No.6, 1983 (in Japanese)

15. Larsen, R. P., and Vyas, A.D., The outlook for ceramics in heat engines, 1900-2010, SAE Paper No. 880514, *Society of Automotive Engineers*: Dearborn, MI, 1998.
16. Miller, D., V., and Echlin, R., J., Advances in Tunnel Furnace Rolls: *Steel Technology*, pp. 71-76, June, 2003
17. Wray, P., Advances structural ceramics, Tech Monitoring, SRI International, 1991.
18. 三好泰克, 工業レアメタル, 73, 1~6(1982)
19. Itoh Takane, Research and Developmet of an Automotive Ceramic Gas Turbine Engine (Part 2) [in Japanese], *Journal of the Gas Turbine Society of Japan* 21(84), 90-96, 1994
20. Morishita Teru, An Outline of Gas Turbine Development for Vehicular Use[in Japanese], *Journal of the Gas Turbine Society of Japan* 16(61), 59-69, 1988
21. 木場篤彦, ファインセラミックス産業の成立に関する日本の技術政策の歴史的役割, 年次学術大会講演要旨集, 23: pp.235-238, 2008
22. 岩本信也, 宗宮重行編, 金属とセラミックスの接合ー日本における接合研究の現状, 内田老鶴圃
23. 岩本信也, 須賀唯知編, セラミックス接合工学, 日刊工業新聞社
24. 日本学術振興会将来加工技術第 136 委員会編, ファインセラミックス技術ハンドブック, 内田老鶴圃
25. 杉田忠彰編, セラミックスの機械加工, 養賢堂
26. 木下実, ファインセラミックスの接合技術, *Journal of the Japan Society of Precision Engineering* 54(7), 1231-1235, 1988
27. Takase, Y., Wenbin Li, Hendra, Ougura, H., Higashi, Y., and Noda, N.A., Three-Dimensional Surface Heat Transfer Coefficient and Thermal Stress Analysis for Ceramics Tube Dipping into Molten Metal, *Key Engineering Materials*, Vols.452-453, pp.233-236, 2011
28. Noda, N.A., Hendra, Oosato, M., Suzumoto, K., Takase, Y., and Wenbin Li, Strength Analysis for Shrink Fitting System Used for Ceramics Rolls in the Continuous Pickling Line, *Key Engineering Materials*, Vols. 462-463, pp.1140-1145, 2011
29. Tsuyunaru, M., Noda, N.A., Hendra and Takase, Y., Maximum stress for shrink fitting system used for ceramics conveying rollers, *Transactions of the Japan Society of*

Mechanical Engineering, Vol.74, No.743, pp.919-925, 2008, (in Japanese)

30. Wenbin Li, Noda, N.A., Sakai, H., Takase, Y., Analysis of Separation Conditions for Shrink Fitting System Used for Ceramics Conveying Rolls, *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering*, Vol.5, No.1, pp.14-21, 2010

31. Wenbin Li, Hiromasa Sakai, Yasushi Takase, Nao-Aki Noda, “Analysis of Separation Conditions for Shrink Fitting System Used for Ceramics Sleeve”, *Journal of Solid Mechanism and Materials Engineering*, Vol5, No.1(2011), pp14-24.

32. 栗文彬, 酒井悠正, 原田正太, 高瀬康, 野田尚昭, 佐野義一, 焼嵌めで構成されたセラミックス製スリーブの焼外し過程における熱応力の検討, 日本機械学会論文集(A 編), 第 77 卷第 782 号, pp.1645-1655, 2011

第2章 焼嵌めで組立てられたセラミックス製ロールを熔融金属に浸漬させる際の熱応力について

2.1 緒言

比較的大型のセラミックスを熔融金属中で用いる用途として、連続熔融金属めっき用に用いられるロールがあげられる⁽¹⁾⁽²⁾. それらの概略図を図 2-1 に示す.

従来より、めっき浴中ロールには、ステンレス鋼を主とする鉄鋼材料が使用されているが、耐食性が不十分なため短寿命である. すなわち、使用中に溶損が進み、めっき製品の外観や機械的特性を低下させる要因のひとつとなっている. セラミックスを用いると、必要な耐食性、耐摩耗性が満たされ、長寿命化が達成できるようになる. 一方で、セラミックスは靱性が鉄鋼材料に対して極めて小さいという欠点があり、高い荷重や衝撃によって破壊が生じるリスクがある.

著者は先に、大型のセラミックス構造物である連続熔融金属めっき用ロールを開発した⁽²⁾. 本研究ではスリーブと軸部を焼嵌めしたセラミックロールを、熔融金属に浸漬させる際の熱割れリスクに関して、熱応力の時間変化を調べた. この場合、スリーブと軸部が分離する可能性があるため、接触状態についても検討した. さらに、焼嵌めによる影響を調べるために、スリーブのみを浸漬させた場合との最大引張応力を比較検討した.

2.2 解析条件

熔融亜鉛にシンクロールを浸漬する際の熱応力解析に必要な熱伝達係数は、有限体積法(FVM)を用いて算出する. 熱応力解析には 8 節点三次元直方体要素を用い、有限要素法(FEM)で行う. 図 2-2 には世界で初めての大型ロールとして開発してきたシンクロールを対象として、その解析モデルの寸法を示す. なお、熔融亜鉛の温度は 480°C、ロールの初期温度は 20°C とする. スリーブと軸の接合方法である焼嵌めについては、焼嵌め代 δ をスリーブ嵌め込み部の内径 d で除したものを焼嵌め率 δ/d と定義し、その値を $\delta/d = 0.1 \times 10^{-3}$ とする. 解析で使用

するセラミックスの種類としては高熱伝導窒化ケイ素⁽³⁾を使用する(表 2-1)。また浸漬の過程は図 2-3 に示すように、液外浸漬、液中移動、および定常留置状態に分けて考える。

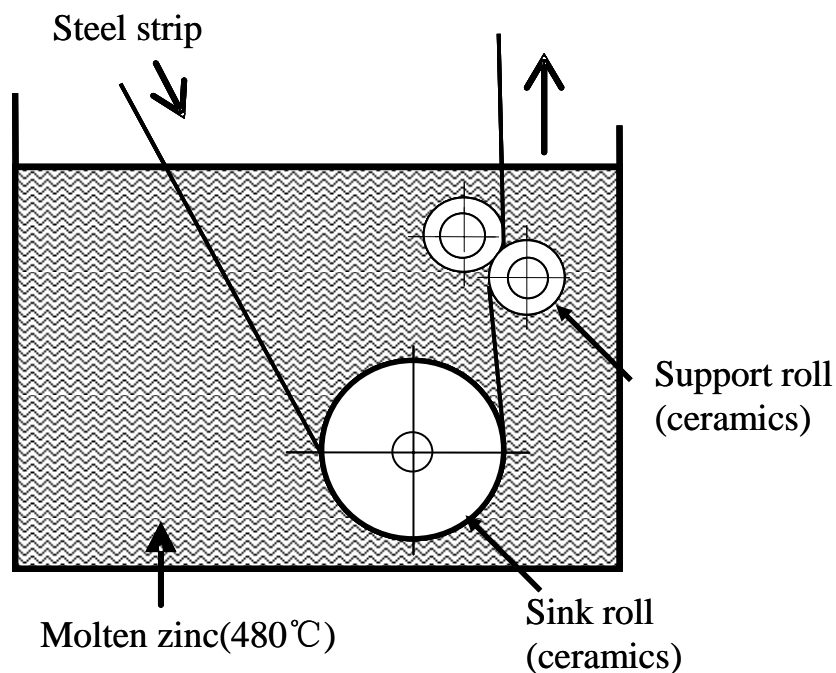


Fig.2-1 Layout of continuous galvanizing pot and rolls

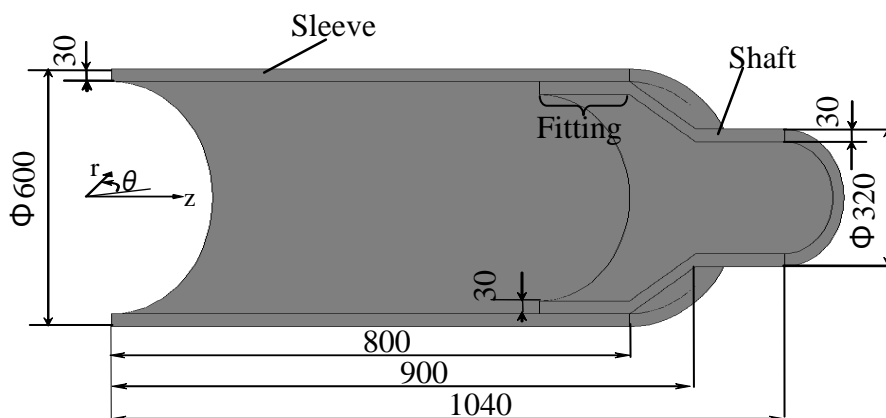


Fig. 2-2 Dimensions of 1/4 cylindrical model (mm)

Table 2-1 Material properties of ceramics

Thermal conductivity (W/m·K)	65
Specific heat (J/kg·K)	680
Thermal expansion coefficient (1/K)	3.0×10^{-6}
Young's modulus (GPa)	300
Mass density (kg/m ³)	3200
Poisson's ratio	0.3
Fracture toughness (MPa√m)	7.7

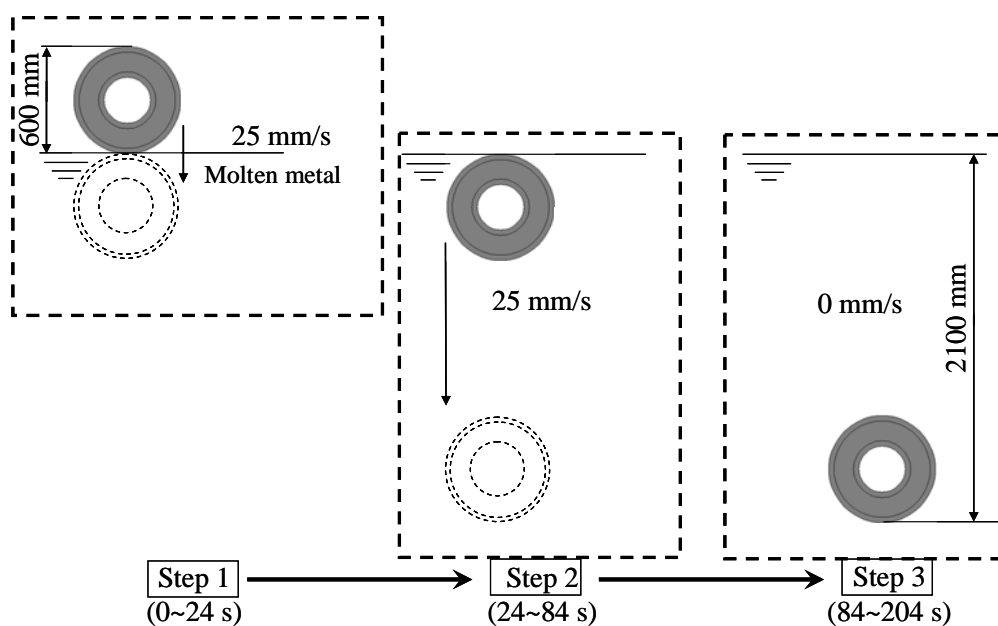


Fig.2-3 Step of dipping

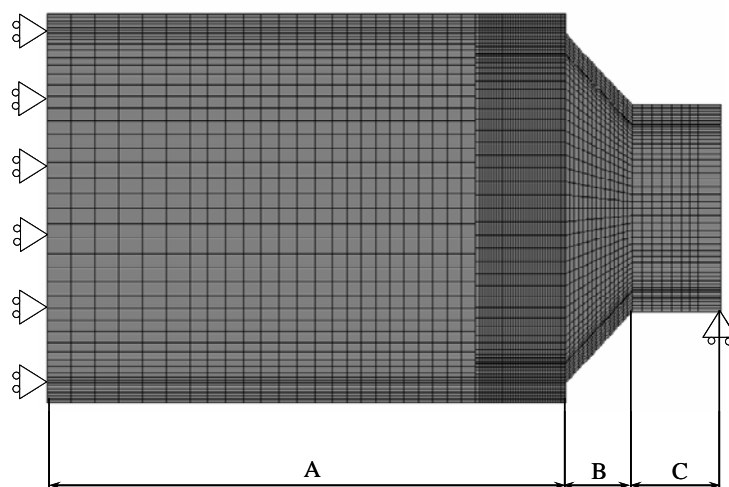


Fig.2-4 FEM model and mesh division

2.3 セラミック組み立てロールの焼嵌め焼結部における浸漬熱応力

2.3.1 熱伝達係数

胴スリーブと軸スリーブとが焼嵌め結合されたロールの熔融金属に浸漬する際の熱伝達係数の解析には有限体積法を用い、汎用解析コード FLUENT6.3.26 を使用した。本計算コードで用いる基礎方程式は質量保存方程式と運動保存方程式であり、ロールを、熔融金属の x 方向流速 25mm/s 中に固定した条件で熱伝達係数を求めた。図 2-4 にロール各部の形状と拘束条件を示し、図 2-5,6,7 に解析結果を示す。これらの結果から、熱伝達係数は流入側中央で最大、反対側の少し手前で最小となり、その比は 2~5 倍に達する。また、軸方向では、中央部に対して端部の値がほぼ 1.5 倍大きい。

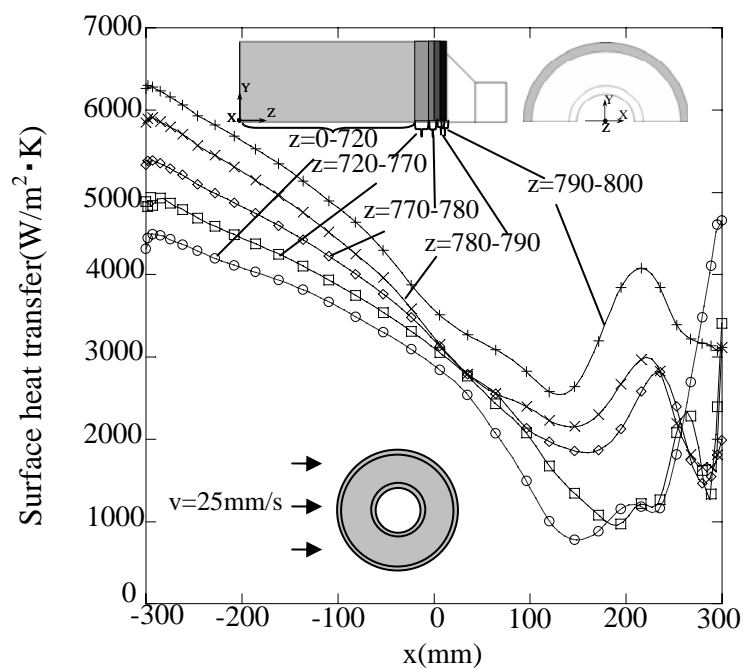


Fig.2-5 Surface heat transfer coefficient as a function of x for roll in the molten metal for A of Fig.2-4

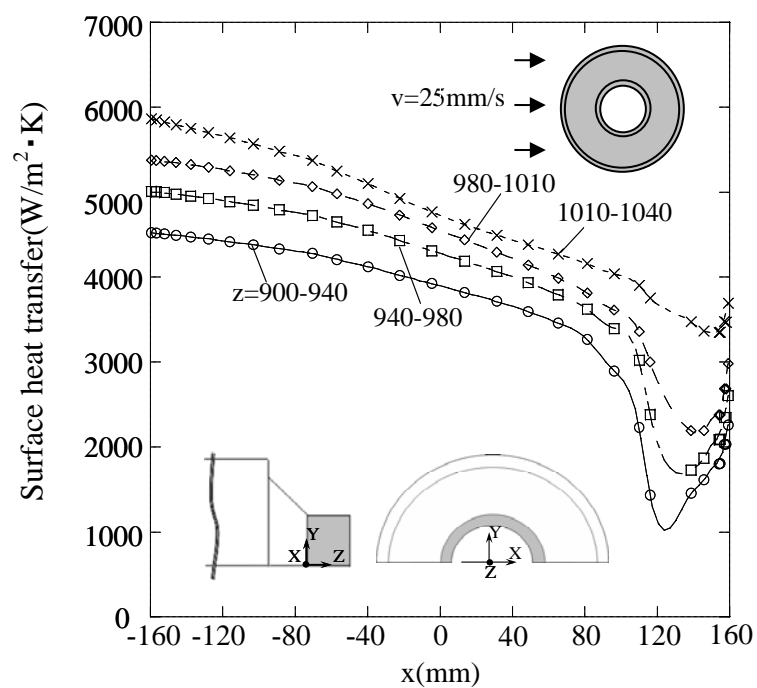


Fig.2-6 Surface heat transfer coefficient as a function of x for roll in the molten metal for C of Fig.2-4

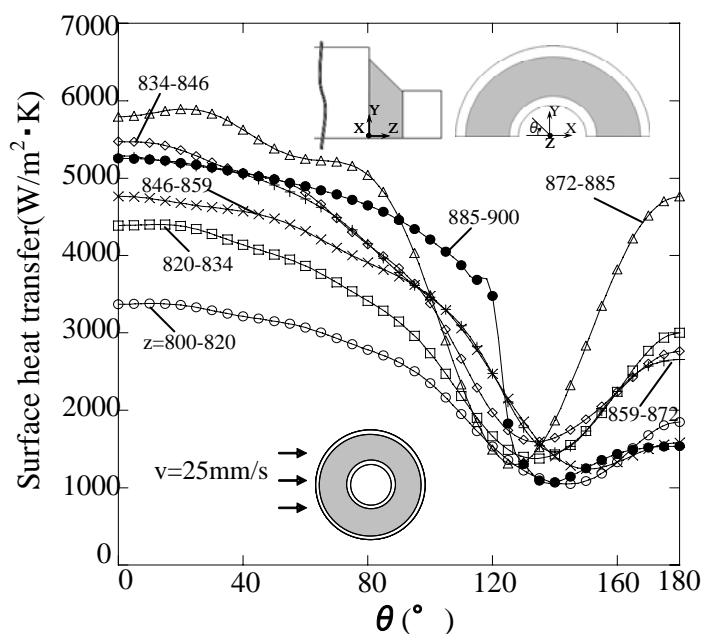


Fig.2-7 Surface heat transfer coefficient as a function of θ for roll in the molten metal for B of Fig.2-4

2.3.2 焼嵌め焼結部の接触状態

浸漬の際、外部からの熱流によりスリーブの加熱が先行するため、焼嵌め接合部では、スリーブが先行して膨張し、シャフトと分離する可能性がある。そこで、ロールを熔融金属に浸漬する過程におけるスリーブとシャフトの接触状態を図 2-8 に示す。図 2-8 より、浸漬が進行するにつれてシャフトとスリーブの接触が、浸漬が先行するスリーブ下部から分離していく様子が分かる。ロールが完全に浸漬する 24 秒から、スリーブ固定位置 84 秒にかけては、スリーブがシャフトより早く膨張するため、接触範囲の 50%以上が非接触状態になる(図 2-8(d)(e))。しかし、さらに浸漬が進行していくとシャフトの膨張により接触状態が回復し、定置後から 2 分後(204 秒)には 80%ほどが接触状態になる(図 2-8(f))。

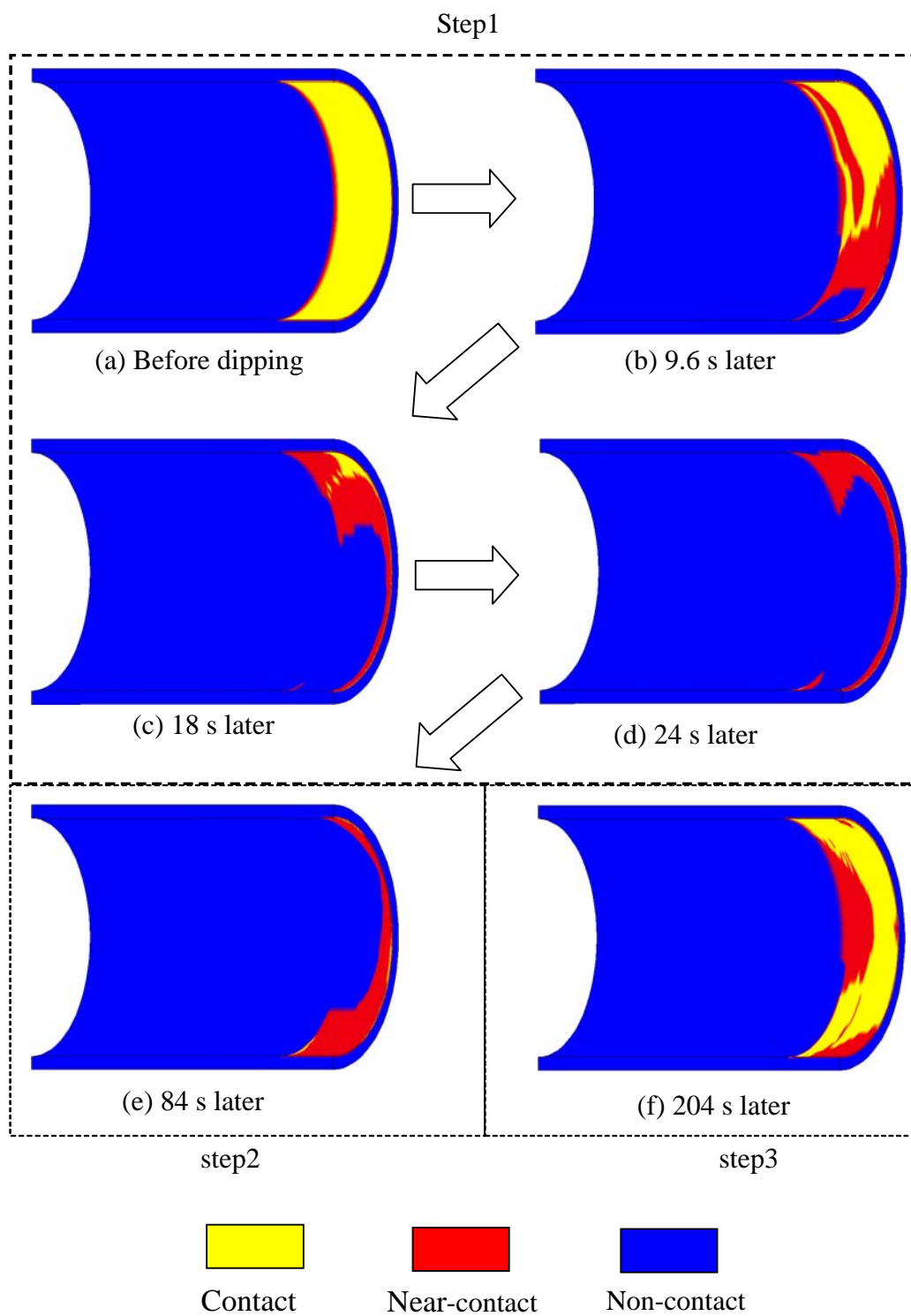
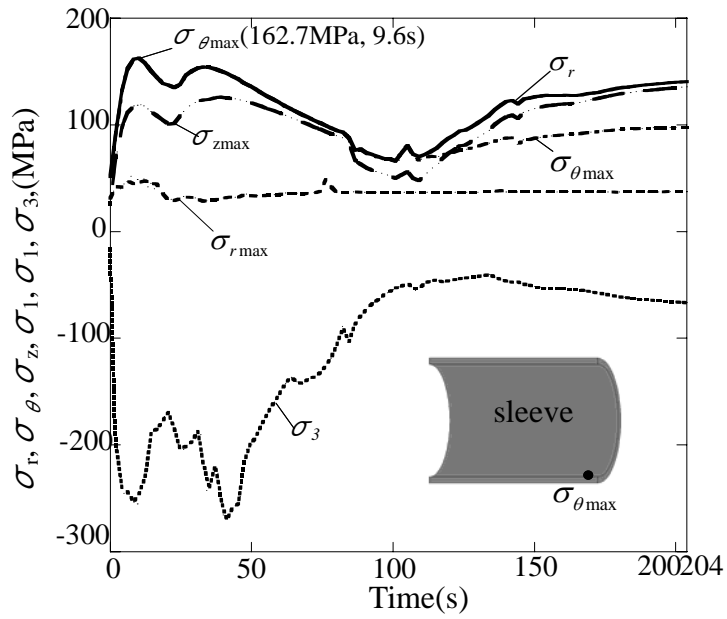
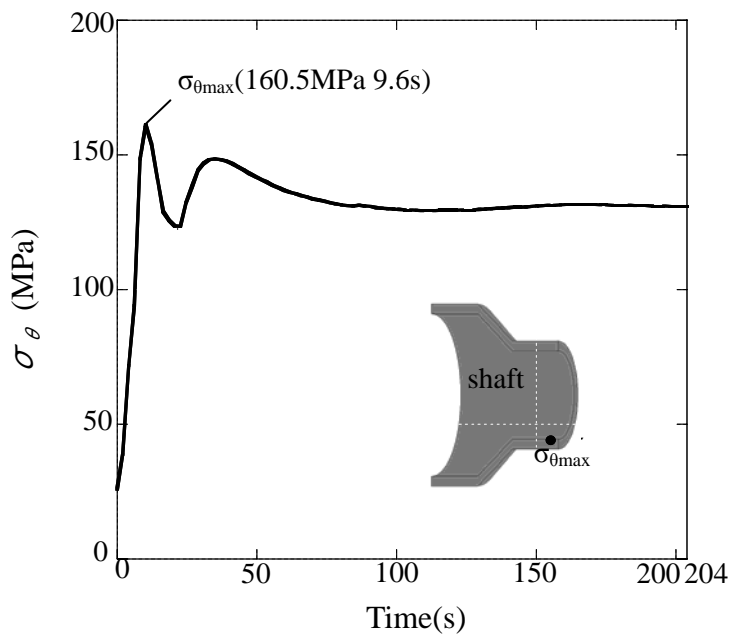


Fig. 2-8 Contact state during dipping



(a) Maximum stress vs. time for sleeve during dipping



(b) Maximum stress vs. time for shaft during dipping

Fig. 2-9 Maximum stress vs. time during dipping

2.3.3 焼嵌め焼結体における熱応力

図 2-9 にロールを溶融亜鉛に浸漬する際のスリーブ及び軸に発生する各時間における最大応力と最小応力を示す。ここでは、主応力(σ_1 :Maximum principal stress, σ_3 :Minimum principal stress)と円柱座標応力成分($\sigma_r, \sigma_\theta, \sigma_z$)を用いるが、セラミックスの破壊に直結する最大引張応力については、 σ_1 と σ_θ がほぼ一致したため、ここでは σ_θ で代表させる。図 2-9(a)の最大引張応力 σ_θ に注目すると、スリーブは浸漬後 9.6 秒で 162.7MPa に達する。これはセラミックスの引張許容応力 333MPa(引張強さ 500MPa, 安全率 1.5)を下回る。シャフトについては図 2-9(b)に示すとおり、スリーブと同様の挙動をとる。図 2-9(a) (b)の $\sigma_{\theta\max}$ のピークが 2 時間点で生じるのは、ロールが全没する前後で熱応力の様態が変わって、最大応力が生じる箇所も変わるためであろう。図 2-10 にスリーブ、シャフトそれぞれの最大応力 $\sigma_{\theta\max}$ の発生箇所を示す。図 2-10(a)と図 2-8 の接触状態を対比すると、最大応力の発生位置ではスリーブとシャフトが接触していない。このことから、非接触部におけるスリーブとシャフトそれぞれの曲率の差異、さらに内外温度差および、スリーブ焼嵌め部と非焼嵌め部の加熱変形

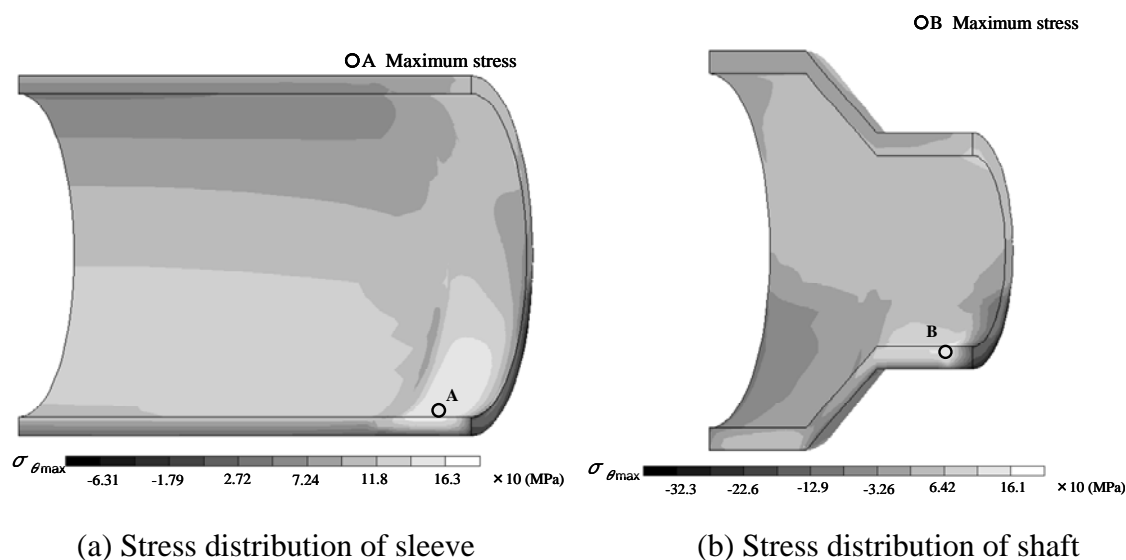


Fig.2-10 Position of the maximum stress for shrink fitting (9.6s)

の差異に起因して，図 2-10(a)の A の位置で円周方向の引張最大応力が発生するものと考えられる．図 2-10(b)にシャフトの $\sigma_{\theta_{\max}}$ 発生箇所を示す．シャフトにおいては，主として浸漬部と非浸漬部との曲率差，ならびにシャフト肉厚内外の温度差によるものと考えられる．

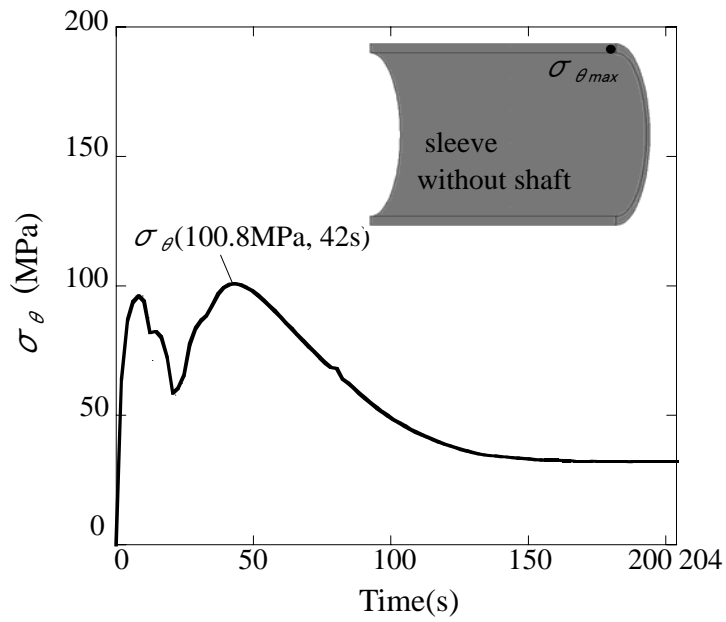


Fig.2-11 Maximum stress vs. time for sleeve without shaft

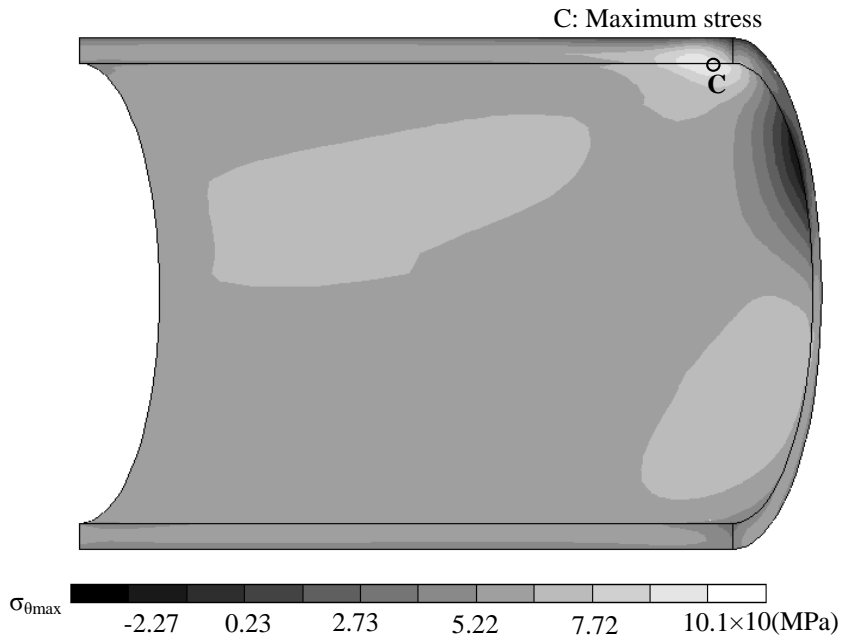


Fig.2-12 Stress distribution for sleeve without shaft (42s)

2.4 スリーブ単体と焼嵌めスリーブの熱応力の比較

2.4.1 スリーブ単体の熱応力

図 2-11 に、熔融亜鉛にスリーブのみを浸漬する際に発生する $\sigma_{\theta_{\max}}$ の時間変化を示す。最大引張応力に注目すると、浸漬後 42 秒で $\sigma_{\theta_{\max}} = 100.8 \text{MPa}$ が生じる。単体スリーブの場合でもピークが 2 時間点に生じる。図 2-12 において位置 C で最大応力が発生するのは、スリーブ内外の熱伝達係数の違いによる肉厚内外の温度差に起因するものと考えられる。

2.4.2 スリーブ単体と焼嵌めスリーブとの熱応力の比較

焼嵌め接合部での熱応力に対する嵌合の影響を明らかにするため、スリーブ内面の接合部に該当する範囲を断熱した場合も含めて解析した。

図 2-13 は、焼嵌めスリーブおよびスリーブのみを浸漬させた際の応力 $\sigma_{\theta_{\max}}$ を比較したもので、単体スリーブの最大応力は、焼嵌めロールの最大応力より 40% 程小さいことがわかる。図 2-14 では、単体スリーブ焼嵌め接合部相当範囲を断熱にした状態で浸漬させた場合との比較を示す。図 2-14 より、step2 までの挙動は酷似しており、部分断熱スリーブの方が 10% 程最大応力が大きいことが分かった。84 秒以降の step3 で焼嵌めスリーブの方が大きいのは焼嵌め部でシャフトの加熱が進んで膨張し、再度焼嵌め状態となるため最大応力が大きくなると考えられる。

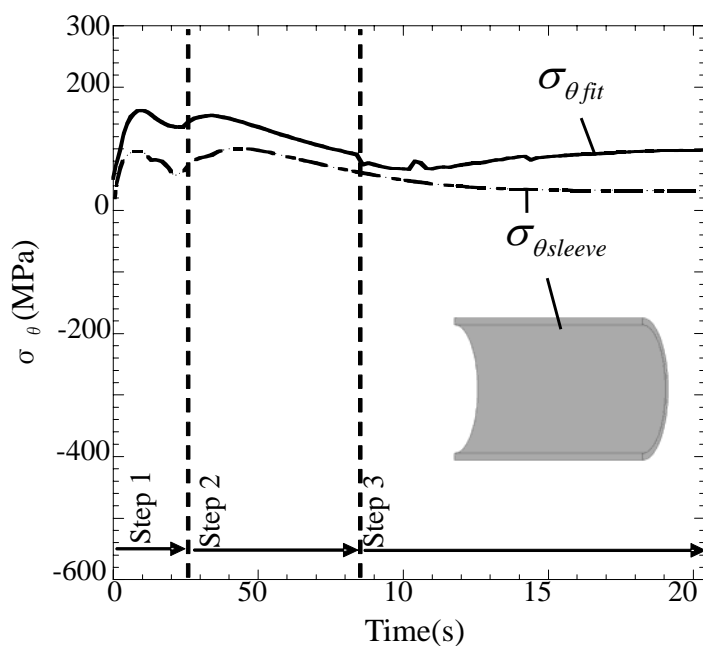


Fig.2-13 Comparison between the results for the sleeve with shaft and sleeve without shaft

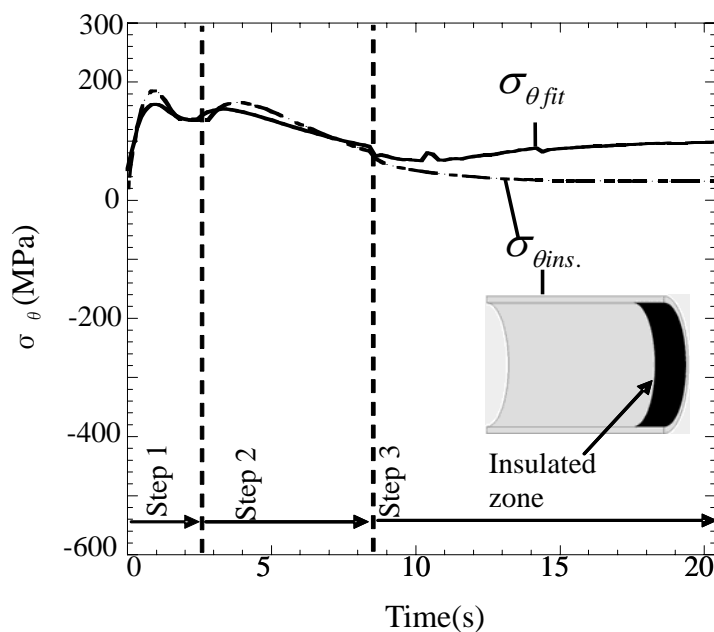


Fig.2-14 Comparison between the results for the sleeve with shaft and sleeve having partial insulated zone

2.5 結 論

連続溶融金属めっき用ロールとして化学的に安定し、優れた性能を有するセラミック製ロールを用いる場合の熱応力について検討した。本研究では、胴部スリーブとシャフトとを焼嵌め接合にて組立てたセラミック製シンクロールを溶融亜鉛に浸漬する際に生じる熱応力を解析することが目的であるが、そのために必要な熱伝達係数も併せて解析し、その特徴を考察した。解析によって得られた結論を以下に示す。

(1) ロールを溶融亜鉛に浸漬する過程において、シャフトとスリーブとの焼嵌めによる接触は、浸漬が進行するにつれてスリーブ下部から分離していき、ロール全体が溶融金属に浸漬する 24 秒からスリーブ固定位置 84 秒にかけて、スリーブの膨張により、50%以上が非接触状態になる。さらに浸漬が進行していくとシャフト部も膨張するため、接触状態が回復し、204 秒後にはほぼ接触状態に戻る。

(2) 焼嵌めロールのスリーブに生じる最大応力は、163MPa と、セラミックスの設計強さ 333MPa より小さい。また、その位置はスリーブとシャフトが接触していないことから、非接触状態では断熱状態になり、スリーブの内外での温度差、スリーブのシャフト接合部と非接合部との加熱変形の差異等に起因して最大応力が発生すると考えられる。

(3) 単体スリーブの焼嵌め接合部を断熱した場合、最大応力は焼嵌めロールの応力値とほぼ一致する。このことから、スリーブだけの解析により、焼嵌めロールのスリーブ部の応力状態を安全側で予測できることが分かった。

第2章 参考文献

1. 野田尚昭, 山田真裕, 佐野義一, 杉山茂禎, 小林正一, 連続溶融金属めっき用セラミックス製ロールの熱応力に関する研究, 日本機械学会論文集 A, 70-700, (2004), 1755-1763
2. Y. Harada, K. Komatsu, and N. Nomura, “Rolls Used for Continuous Galvanizing Line”, *Japan Patent*, 1991-63565 (1991).
3. S. Hamayoshi, E. Ogawa, K. Shimizu, N. Noda, K. Kishi, and S. Koga, “Development of Large Ceramics Roll for Continuous Hot Steel Sheet Production Line”, *SOKEIZAI*, 51-12 pp. 54–58 ,(2010).
4. T. Imamura, M. Sobue, and S. Hamayoshi, “How to Produce Silicon Nitride Having High Thermal Conductivity and Circuit Board”, *Japan Patent*, 2002-293642 (2002).

第3章 連続酸洗設備用セラミックス製ロールの静的強度と疲労強度の解析

3.1 緒言

熱延コイルの仕上げの際、表面スケールが形成されるが、この除去を目的に塩酸酸洗槽の中で連続的に表面肌を清掃する連続酸洗設備がある(図 3-1)。また、冷延薄板コイル、アルミニウムコイルなどに連続的に塗装を行い、塗装鋼板を製造するコイル塗装設備がある(図 3-2)。これらの設備には多数の比較的大きなロールが用いられている。

これらに用いられる多くのロールには合金鋳鉄、炭素鋼や合金鋼が使用されており、特に塗装前処理や、酸洗には、腐食の影響もあって、比較的早期にロール表面の摩耗・肌荒れが生じる。従って、ラインを止めてロールの交換や整備をするメンテナンスに多くの時間を要し、製造ラインの効率を阻害する要因となっている。

これまでも、ロールの損傷部を溶射により補修して、再生使用する方法や⁽¹⁾、ロールの材料を耐摩耗性・耐食性に優れた鉄鋼材料に改善することで⁽²⁾、ロールの長寿命化が図られてきたが十分ではない。そこで、本研究では軸部を鋼とし、胴部スリーブをセラミック化する構造を考える。スリーブ材料を耐摩耗性・耐食性・耐酸化性に優れたセラミックスへ変更することで、ロールの寿命を飛躍的に延長させることができ、作業効率の向上やコスト削減が期待される。

当該ロールは、一般にスリーブの直径が軸部に比べて大きく、スリーブと軸部とのつなぎ部の構造が搬送ローラーのように円筒同士の組み合わせにできないものがあり強度上、詳細な検討が必要とされる。具体的には、スリーブ中央付近の強度や、スリーブ端部・軸端部相当位置の接合部には応力集中が問題となってくる。特にセラミックスは鋼に比べ破壊靱性が小さく、使用中に生じる小さな傷からも破壊につながる。このように、強度、機械的性質の信頼性が低い⁽³⁾上に、材料、加工費が極めて高価なため、使用中の破損は避けなければならない。そこで、ロール内部の応力状況を詳細に把握することが重要となってくる。

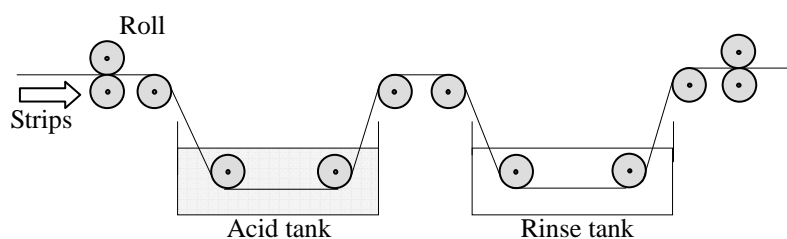


Fig.3-1 Schematic diagram of continuous picking line and rolls

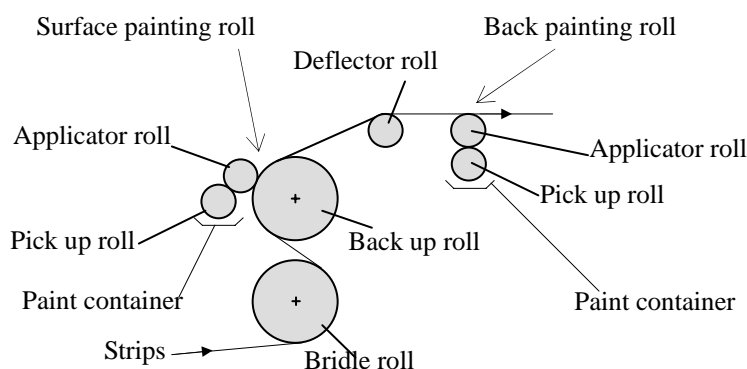


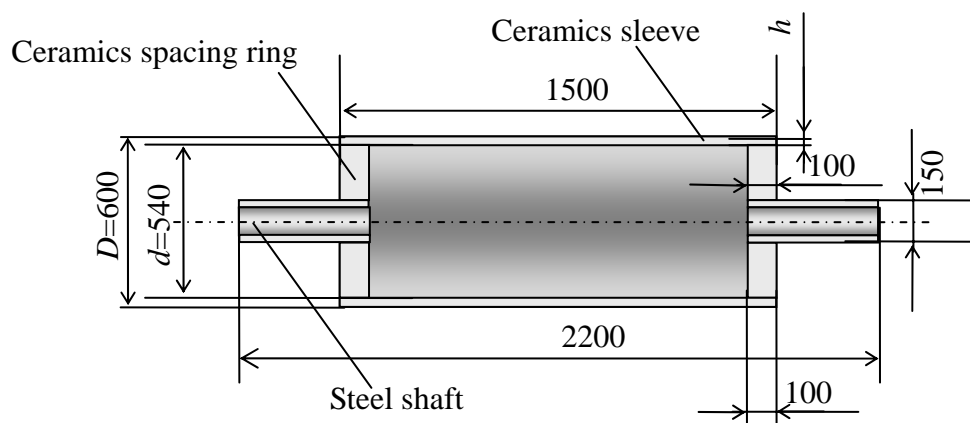
Fig.3-2 Schematic diagram of coil coating line and rolls

本研究では、大型ロールの中空スリーブのセラミック化を進める上で必要な、セラミック各部の応力を詳細に検討し、強度設計を行なう。

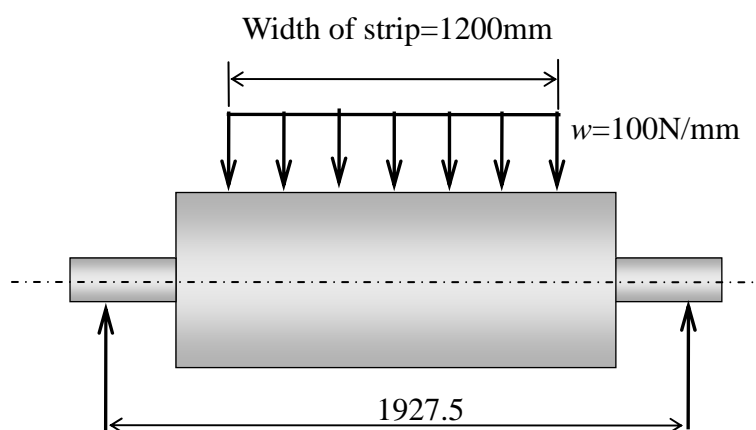
3.2 解析条件

3.2.1 境界条件

胴部が大径で小径軸を有するセラミックスリーブ組立ロールの構造を図3-3のように考える。図3-3の構造において、スリーブとスペーサーリングの材質をセラミックス、軸部を鋼としてそれぞれを焼嵌めで接合し、それぞれに生じる応力を、有限要素法を用いた弾性解析により求める。焼嵌め代 δ をスリーブ嵌め込み部の内径 $d = 540\text{mm}$ で除した値を焼嵌め率 δ/d と定義し、軸部・スペーサーリング・スリーブ間をそれぞれ焼嵌め率 $\delta/d = 0.3 \times 10^{-3}$ で接合するものとする。焼嵌め率 δ/d やロール寸法の条件を変えて最大応力等への影響を解析する。焼嵌め後のロール使用状態において、軸部は単純支持で、搬送される鋼板による分布荷重(円周方向には集中負荷)12000kgfでロールスリーブが負荷され(図3-3参照)。



(a) Dimensions(mm)



(b) Boundary conditions

Fig.3-3 New ceramics roll system (mm)

また、接合部における摩擦係数は 0.3 とし、実ロールでは加熱鋼板と接触する場
合があるが、本研究ではこれによる熱応力は考慮しない。

3.2.2 各材料の物性値

スリーブ材質として比較的靱性に優れた窒化ケイ素系セラミックスを用い、鋼、
セラミックスそれぞれの物性値を表 3-1 に示す。

3.2.3 解析モデル

セラミックスはほとんど塑性変形を生じないことから⁽⁴⁾、三次元弾性解析とし、六面体一次要素を使用する。要素数 42920、節点数 53382 の場合の要素分割例を図 3-4 に示す。モデルは対称性を考慮し、全体の 1/4 を対象として、焼嵌めおよび分布荷重によって生じる最大応力および応力振幅を求める。

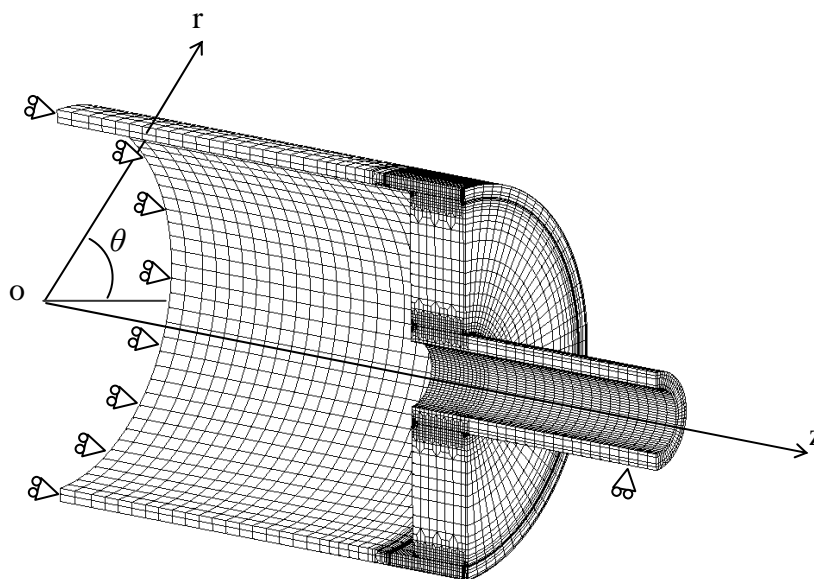


Fig.3-4 FEM model

Table3-1 Material properties

	Ceramics (Si_3N_4)	Steel (H_v220)
Young's modulus (MPa)	300	210
Poisson's ratio	0.28	0.3
Tensile strength(MPa)	500	600
Fracture toughness ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)	7	100
Fatigue strength (MPa)	200	300

3.3 瞬時破壊強度の解析

3.3.1 焼嵌め時の最大応力 $\sigma_{\theta_{\max}}$ について

解析の結果、最大引張応力は焼嵌め接合部の円周方向応力 σ_{θ} として生じることが分かった。例えば、スリーブ中央部の曲げ応力は $\sigma_z \cong 5\text{MPa}$ 程度で図 3-5(a)に示す焼嵌め接合部の σ_{θ} より十分小さい。

そこで、まず焼嵌め時の接合部の σ_{θ_s} を検討する。図 3-5(a)に初期形状であるスリーブ厚さ $h = 30\text{mm}$ 、焼嵌め率 $\delta/d = 0.3 \times 10^{-3}$ での、スリーブにおける焼嵌めによる円周方向応力 σ_{θ_s} の分布を、また、図 3-5(b)には $h = 10\text{mm}$ の場合を示す。スリーブ内側端部には $\rho = 5\text{mm}$ の曲率半径を有しているが、図 3-5(a)により、 $h = 30\text{mm}$ の場合、 $\sigma_{\theta_{s\max}}$ はスリーブ内側端部の点 A を通る同周上に生じることが分かる。しかし、図 3-5(b)より $h = 10\text{mm}$ の場合、 $\sigma_{\theta_{s\max}}$ は $h = 30\text{mm}$ の場合とは異なり、スリーブ外側の点 B を通る円周上に生じることが明らかとなった。通常の焼嵌めでは外円筒に引張り、内円筒に圧縮が生じ、最大引張応力は外円筒の内側で生じる。

そこで図 3-6 に、焼嵌め率 $\delta/d = 0.3 \times 10^{-3}$ での、 $h = 30\text{mm}$ と $h = 10\text{mm}$ の場合における接触範囲で生じる σ_{θ_s} 分布を示す。図 3-6(a), (b)より、 $h = 30\text{mm}$, 10mm 、ど

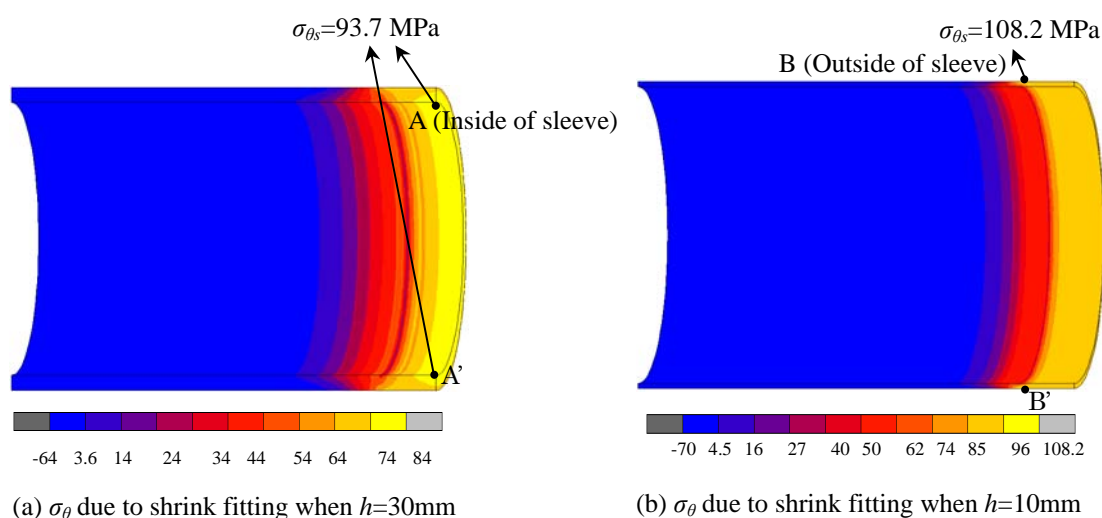
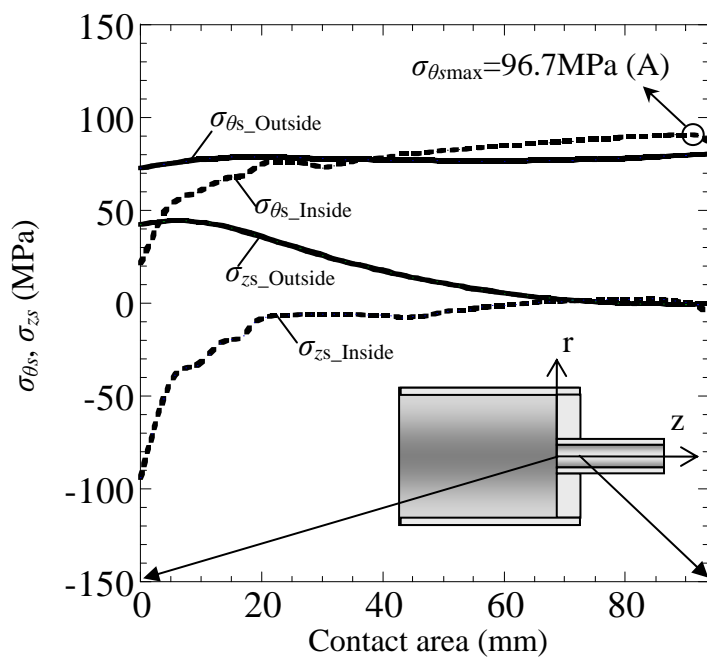
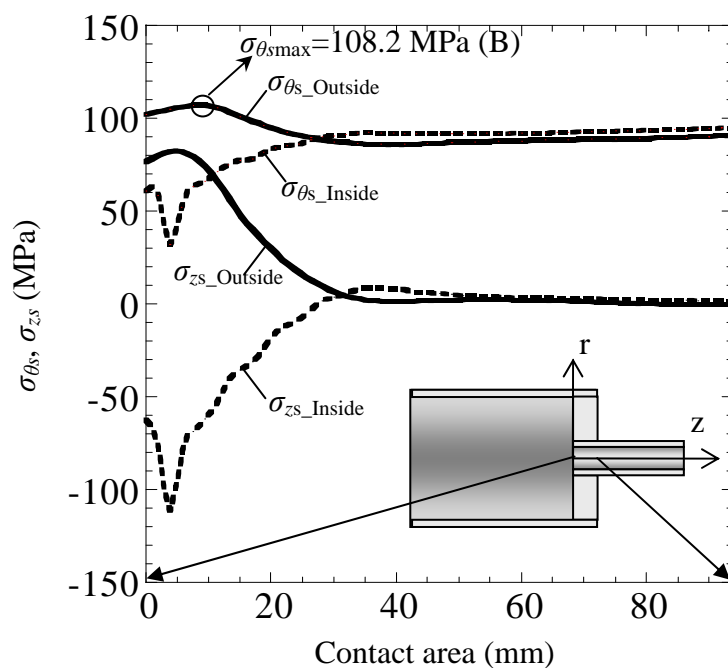


Fig.3-5 σ_{θ_s} distribution on the sleeve when $\delta/d = 0.3 \times 10^{-3}$

ちらの場合もスペーサーリングとの接触左端付近では、内面の σ_{θ_s} は外面の σ_{θ_s} に比べて小さい。よって部分的な焼嵌め端部では、このように外側の σ_{θ_s} が大きくなる現象が生じると考えられる。しかし、右端に向かうにつれて内面の σ_{θ_s} が大きくなり、途中で逆転する。 $h=30\text{mm}$ の場合は図 3-5(a)に示す点 A で $\sigma_{\theta_s\text{max}}$ をとるが、 $h=10\text{mm}$ の場合は図 3-6(b)から分かる通り、左端付近で外面の σ_{θ_s} が最大値を示す。このように内圧を受ける中空円筒体では通常、内面の σ_{θ} が大きいものに対して、 $h=10\text{mm}$ での部分焼嵌めでは内外 σ_{θ} の大小が逆転して外周面で σ_{θ} の最大が生じるため、設計上注意を要する。



(a) $\sigma_{\theta}, \sigma_z$ vs. contact area for $h=30\text{mm}$



(b) $\sigma_{\theta}, \sigma_z$ vs. contact area for $h=10\text{mm}$

Fig.3-6 Shrink fitting stress distribution on the sleeve when $\delta/d=0.3 \times 10^{-3}$

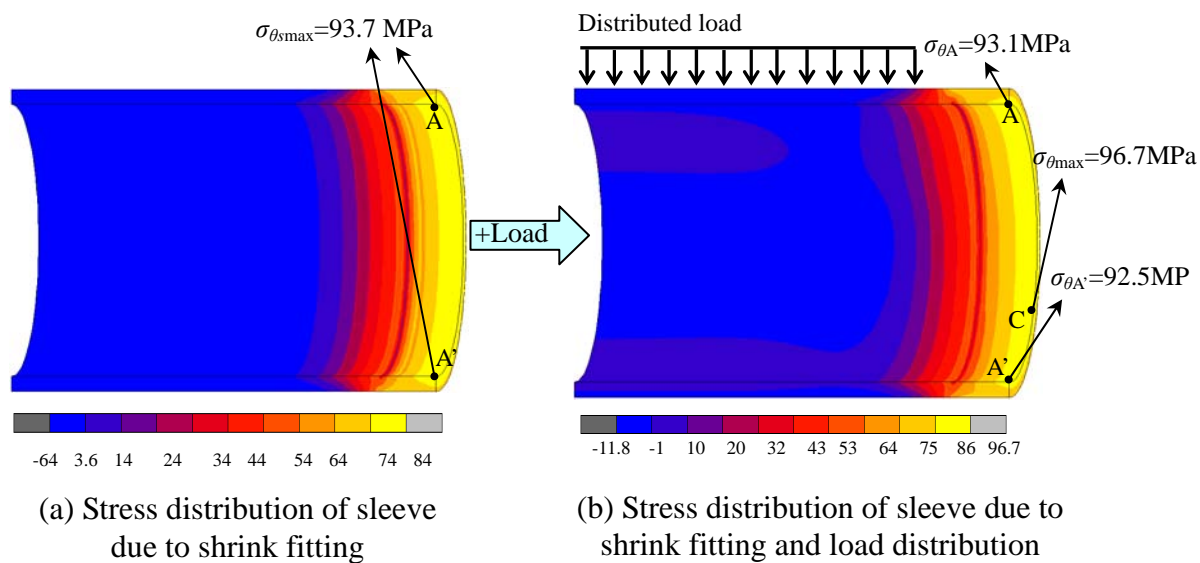


Fig.3-7 Stress distribution of the sleeve when $\delta/d=0.3 \times 10^{-3}$

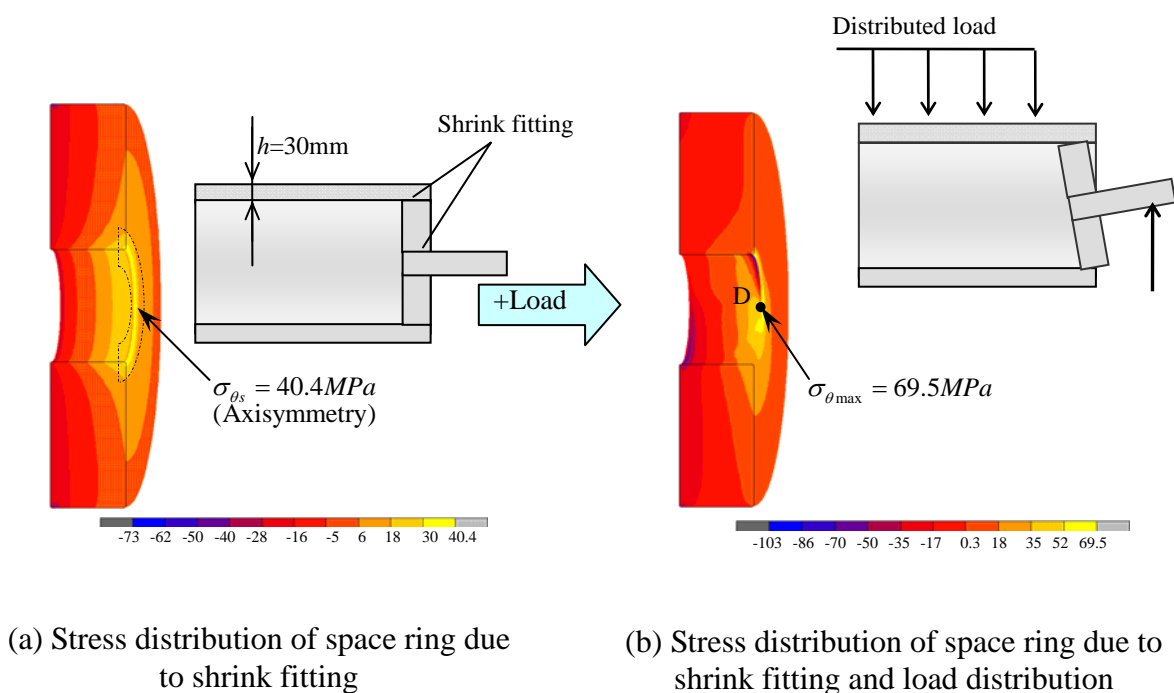


Fig.3-8 Stress distribution of the space ring when $\delta/d=0.3 \times 10^{-3}$

3.3.2 曲げ荷重による最大応力 $\sigma_{\theta\max}$ について

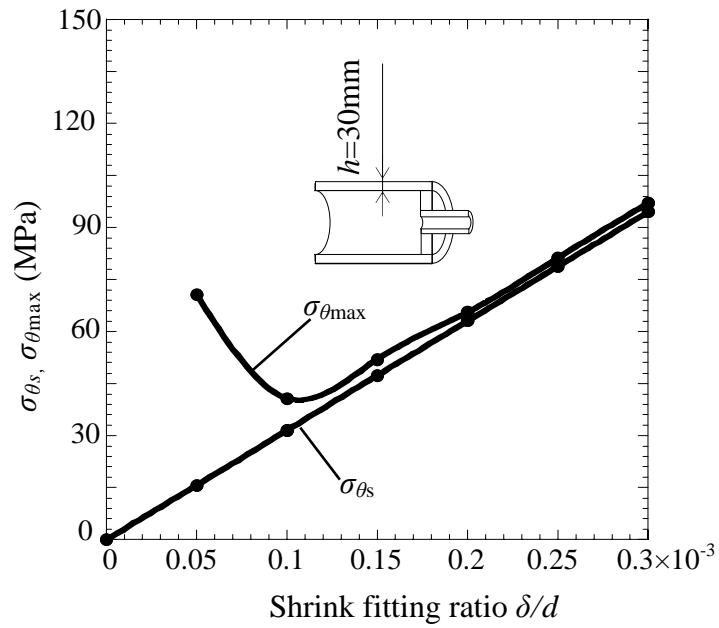
次に、図 3-7(b)に、焼嵌め状態（図 3-5(a), 図 3-7(a)）から分布荷重を負荷した後の σ_{θ} の分布を示す。分布荷重による σ_{θ} の増加量を $\sigma_{\theta b}$ とすると、 $\sigma_{\theta\max} = \sigma_{\theta s} + \sigma_{\theta b}$ である。図 3-7(b)より、 $\sigma_{\theta\max}$ は点 C に生じ、焼嵌め時の値より増加する($\sigma_{\theta b} > 0$)。一方、点 A（及び点 A'）に生じる応力は分布荷重の負荷により、低減する($\sigma_{\theta b} < 0$)。

図 3-8(b)には、焼嵌め状態（図 3-8(a)）から分布荷重を負荷した後のスペーサーリングにおける σ_{θ} の分布を示す。図 3-8(b)から分かる通り、 $\sigma_{\theta\max}$ はスペーサーリング内側の点 D に生じるが、その値はスリーブに生じる $\sigma_{\theta\max}$ に比べて 1/2 程度と小さい。そこで以下では、スリーブに生じる応力を主に検討を進める。

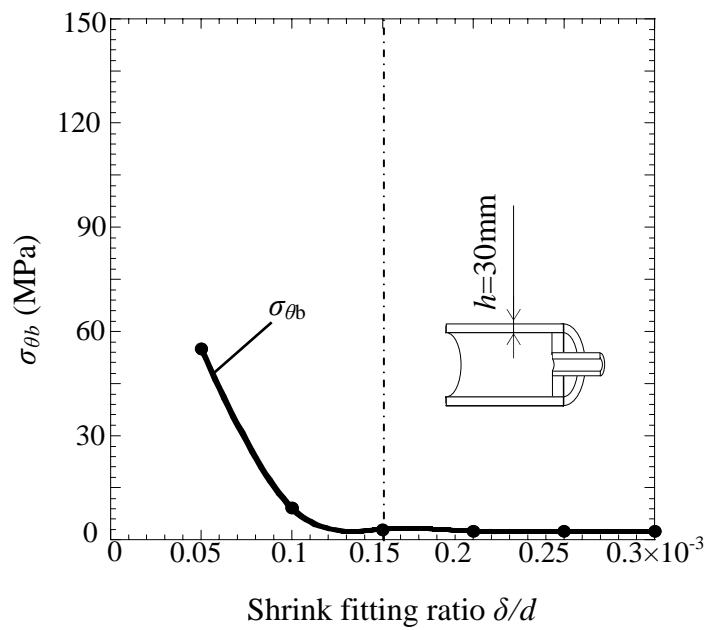
3.3.3 $\sigma_{\theta\max}$ および $\sigma_{\theta b}$ と焼嵌め率 δ/d の関係について

図 3-9(a)に、初期形状において、焼嵌め率 δ/d を変化させたときの $\sigma_{\theta s}$ および $\sigma_{\theta\max}$ を示す。焼嵌め率が小さい場合は、接触端部での応力集中の影響で $\sigma_{\theta\max}$ は大きくなっており、焼嵌め率を大きくしていくと徐々に減少する。その後、 $\delta/d = 0.1 \times 10^{-3}$ 付近で極小となり、その後は増加に転じる。 $\delta/d \geq 0.15 \times 10^{-3}$ では $\sigma_{\theta s}$ とほぼ平行に線形的に増加する。

次に図 3-9(b)には、曲げ負荷による応力 $\sigma_{\theta b} = \sigma_{\theta\max} - \sigma_{\theta s}$ と焼嵌め率 δ/d の関係を示す。 $\sigma_{\theta b}$ は焼嵌め率の増加とともに減少し、 $\delta/d \geq 0.15 \times 10^{-3}$ では $\sigma_{\theta b}$ は一定となっている。このことから、焼嵌め率をある値より大きくすると、スリーブとスペーサーリングが固着した状態になると考えられる。同様な現象を先に小径の搬送用ローラーの問題で考察した⁽⁵⁾。

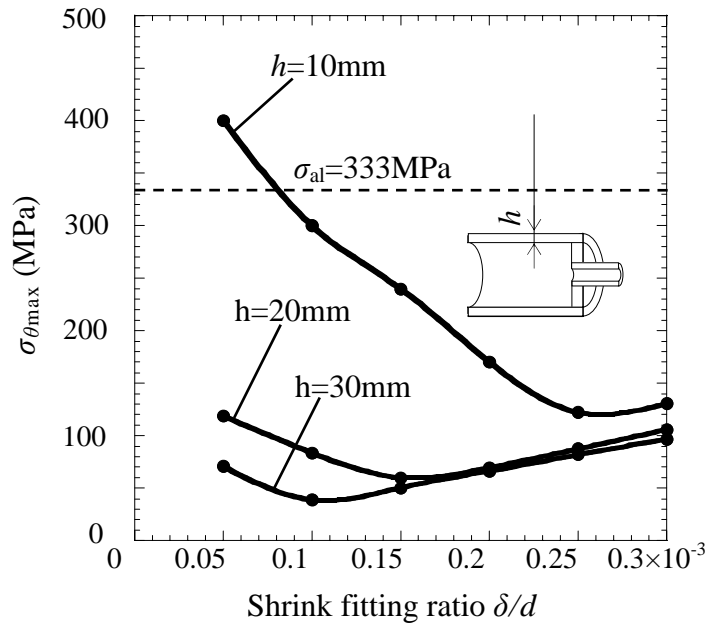


(a) $\sigma_{\theta_{\max}}, \sigma_{\theta_s}$ vs. δ/d

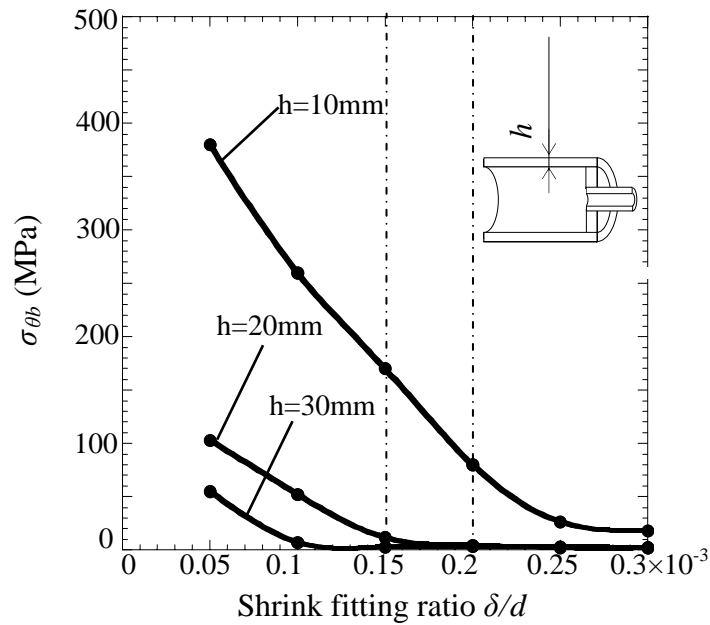


(b) σ_{θ_b} vs. δ/d

Fig.3-9 σ_{θ} vs. δ/d when $h=30\text{mm}$ ($\sigma_{\theta_{\max}} = \sigma_{\theta_s} + \sigma_{\theta_b}$)



(a) $\sigma_{\theta_{\max}}$ vs. δ/d ($\sigma_{\theta_{\max}} = \sigma_{\theta_s} + \sigma_{\theta_b}$)



(b) σ_{θ_b} vs. δ/d

Fig.3-10 σ_{θ} vs. δ/d when $h=10$ mm, 20mm, 30mm ($\sigma_{\theta_{\max}} = \sigma_{\theta_s} + \sigma_{\theta_b}$)

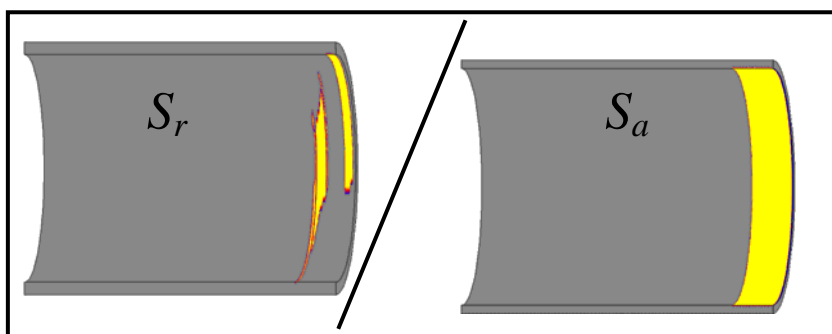
3.3.4 $\sigma_{\theta_{\max}}$ および σ_{θ_b} に及ぼすスリーブ厚さ h の影響

ここでは、大径ロールにおいてスリーブ厚さ h の影響を調べるとともに、どのような接触状態で σ_{θ_b} 一定となるかを明らかにする。

図 3-10(a)に、スリーブ厚さ $h=10\text{mm}$, 20mm , 30mm における、それぞれの $\sigma_{\theta_{\max}}$ と焼嵌め率 δ/d の関係を示す。図 3-10(a)より、 $\sigma_{\theta_{\max}}$ はスリーブ厚が薄い方が大きく、その傾向は焼嵌め率が小さいほど顕著である。また図 3-10(b)に、各 h に対する σ_{θ_b} と焼嵌め率 δ/d の関係を示す。図 3-10(b)より、スリーブ厚さ h が薄いと分布荷重による σ_{θ} の増加量 σ_{θ_b} が大きいことが分かる。また、 h が薄いと σ_{θ_b} が一定値に達する δ/d が大きくなり、スリーブとスペーサーリングとの接触状態が h が薄くなると固着化し難くなるためと考えられる。図 3-10(a)から分かる通り、最大応力を低くするという点では $\sigma_{\theta_{\max}}$ が極小となる焼嵌め率が最適であり、設計強度 σ_{a1} を 333MPa (=引張強度/安全率=500/1.5) とすると $h=10\text{mm}$, $\delta/d < 0.1 \times 10^{-3}$ においては瞬時破壊のリスクがでてくる。

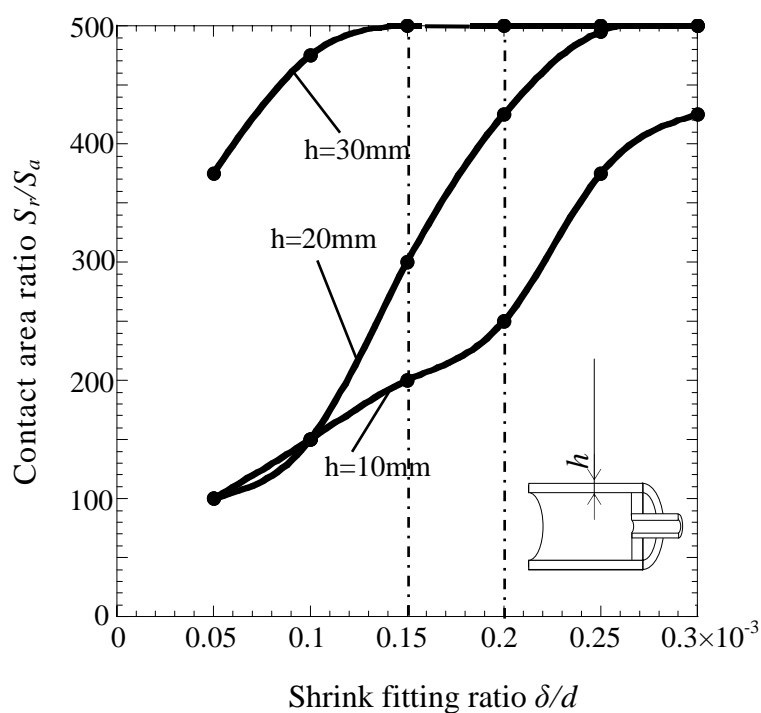
3.3.5 スリーブとスペーサーリングの接触状態について

前 3.3.4 にて σ_{θ_b} が一定となる δ/d が各スリーブ厚 h において存在し、それ以上の δ/d では接触部を固着状態と想定してきた。そこで、焼嵌め後、負荷したスリーブとスペーサーリングの接触状態について検討するため、図 3-11 に各 h に対する有効接触面積比と焼嵌め率 δ/d の関係を示す。有効接触面積比は、負荷した後の接触面積 S_r と見かけ上の接触面積 S_a の比をとっている。図 3-11 より、 σ_{θ_b} が一定値に達する条件が存在する $h=20\text{mm}$ および 30mm の場合、有効接触面積比 $S_r/S_a=1$ に達する δ/d と、 σ_{θ_b} が一定となる限界 δ/d がほぼ一致することが分かる。よって、限界 δ/d 以上では $S_r/S_a=1$ (固着状態) が実現できると考えられる。



Yellow area : Contact
 Gray area : Non-contact

(a) Contact area ratio (S_r/S_a)



(b) Contact area ratio S_r/S_a vs. δ/d

Fig.3-11 Contact area ratio S_r/S_a vs. δ/d
 (S_r : Real contact area after applying load, S_a : Apparent contact area)

3.4 疲労強度解析

ここまでは最大引張応力による瞬時破壊強度について検討してきたが、ここでは疲労強度について検討する。そこで、回転するロールの端部内面で曲げにより生じる応力が回転毎に負荷される図 3-12 のモデルを考える。図 3-12 に示すように焼嵌め後、負荷時にスリーブ上端部に最大応力 $\sigma_{\theta E}$ が点 E に生じ、下端部の点 E' に最小応力 $\sigma_{\theta E'}$ が生じるものとする。ロールは回転するため、それまで $\sigma_{\theta E}$ をうけていた点 E は回転して、点 E' で $\sigma_{\theta E}$ をうける。このような応力変動によって疲労損傷が生じる⁽⁶⁾。また、他の点についても検討した結果、平均応力 $\sigma_m = (\sigma_{\theta E} + \sigma_{\theta E'})/2$ および応力振幅 $\sigma_a = (\sigma_{\theta E} - \sigma_{\theta E'})/2$ は点 E で最大値をとることが分かった。

図 3-13(a), (b), (c) に各スリーブ厚における耐久線図を示す。本研究では修正 Goodman 曲線を用いて検討した。図 3-13 よりスリーブが厚い $h = 20\text{mm}$ および 30mm の場合は、すべての焼嵌め率で疲労による破壊に対して高い安全性を有することが分かる。しかし、スリーブが薄い $h = 10\text{mm}$ (Fig.3-13(c)) において、焼嵌め率が小さい $\delta/d < 0.1 \times 10^{-3}$ の場合は、疲労破壊に対するリスクが大きいことが分かった。そのようなスリーブが薄い場合では、焼嵌め率を大きくした方が疲労に対して安全側となる。

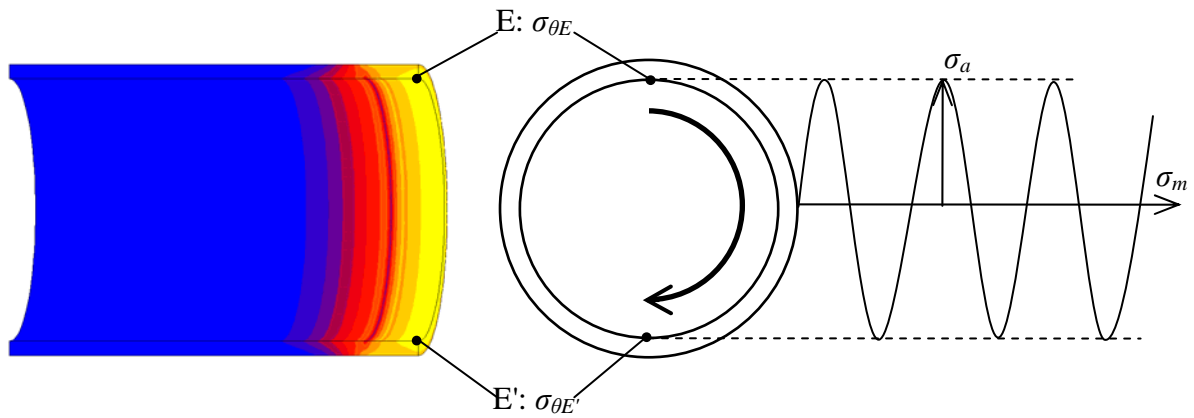
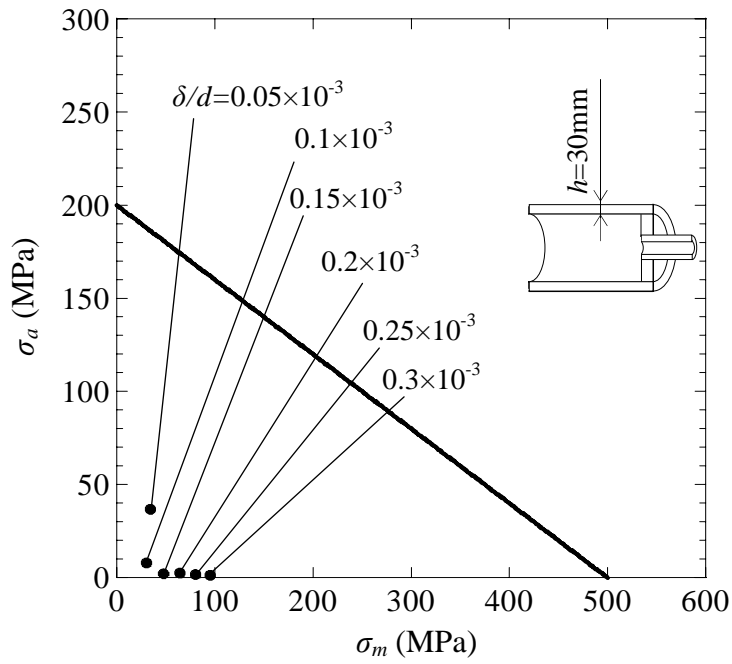
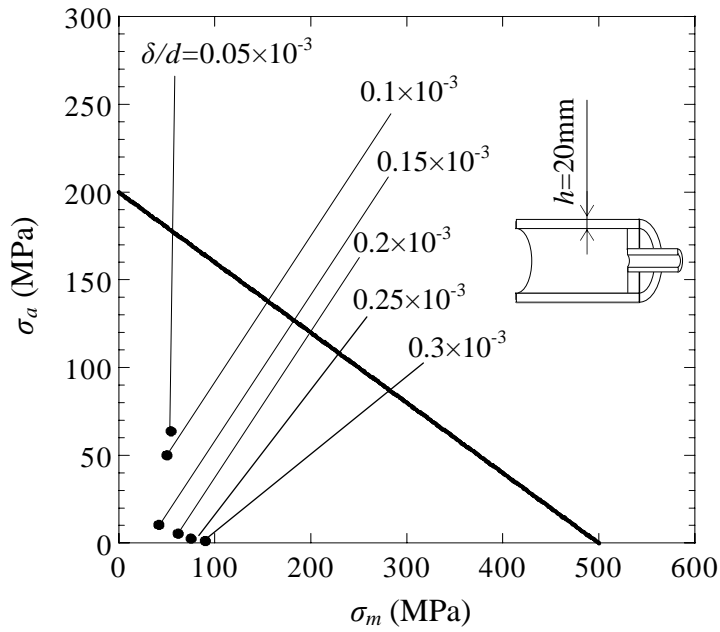


Fig.12 Cycle stress model

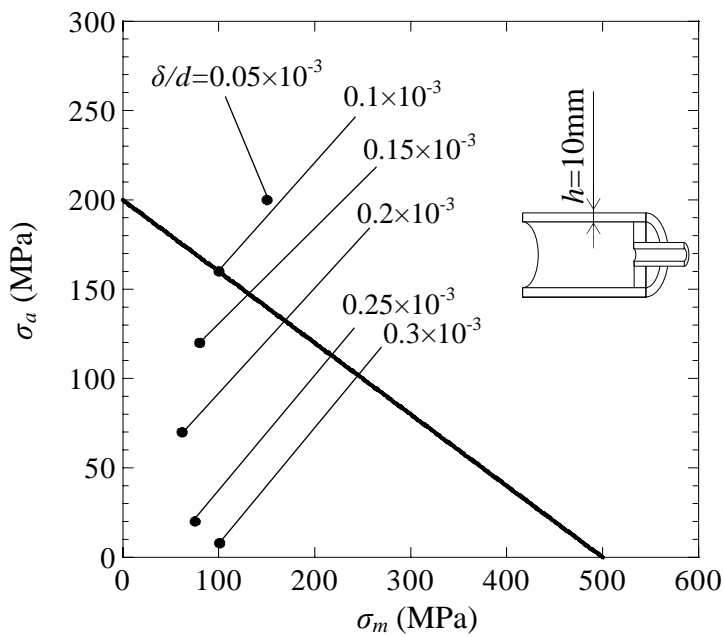


(a) σ_a vs. σ_m for $h=30\text{mm}$

Fig.3-13(1) Relationship between endurance limit and mean stress when $h=10\text{mm}$, 20mm , 30mm (Safety factor=1.0)



(b) σ_a vs. σ_m for $h=20\text{mm}$



(c) σ_a vs. σ_m for $h=10\text{mm}$

Fig.3-13(2) Relationship between endurance limit and mean stress when $h=10\text{mm}$, 20mm , 30mm (Safety factor=1.0)

3.5 結 論

本研究では、焼嵌め構造からなるセラミックス製ロールを対象に、応力と疲労強度解析を行った。以下に本研究で得られた結果を述べる。

(1) スリーブの焼嵌め部における焼嵌めによる、最大応力 $\sigma_{\theta_{s\max}}$ はスリーブが厚い場合は無限長円筒の焼嵌め問題と同様に、内面に生じるが、薄い場合は外面に生じるので、薄い場合には設計上注意を要する。

(2) 焼嵌め後に曲げ負荷が加わる条件下において、焼嵌め率 δ/d を大きくしていくと、 $\sigma_{\theta_{\max}}$ はある焼嵌め率で極小値をとる。但し、最大応力 $\sigma_{\theta_{\max}} = \sigma_{\theta_s} + \sigma_{\theta_b}$ である (σ_{θ_s} : 焼嵌め応力, σ_{θ_b} : 曲げによる応力)。

(3) 焼嵌め率 δ/d を大きくすると、曲げ負荷が加わっても片当りが生じ難くなり、スリーブとスペーサーリングが接触部全域にわたって良好な接触状態（固着状態）になる。また、曲げによるスリーブの応力 σ_{θ_b} が一定になりはじめる限界の δ/d と有効接触面積比（接触面積/見かけ上の接触面積）が1となる δ/d がほぼ一致することが確かめられた。

(4) 焼嵌め率 δ/d 、スリーブ厚さ h を大きくすると、片当りによる応力集中の効果が回避できるので、瞬時破壊や疲労による破壊を防ぐことができる。したがって、スリーブが薄い場合でも、焼嵌め率を大きくした方が疲労に対して安全側となるという、予想外の結果が得られた。

第3章 参考文献

1. E. Miki, "High corrosion resistance and cost reduction by spraying methods", *Plant Engineer*, Vol.21, No.1, pp.8-12 (1989).
2. T. Iwata, and H. Mori, "Material choice for hot run table roller", *Plant Engineer*, Vol. 15, No.6, pp.55-59 (1983).
3. S. Harada, N. Noda, O. Uehara, and M. Nagano, "Tensile strength of hot isostatic pressed silicon nitride and effect of specimen dimension", *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineering*, Vol.57, No.539, pp.173-178 (1991).
4. H. Kobayashi, and T. Kawakubo, "Fatigue difference between ceramics and metal", *Journal of the Japan Institute of Metals*, Vol.27, No.10, pp.757-765 (1988).
5. M. Tsuyunaru, N-A. Noda, Hendra, and Y. Takase, "Maximum stress for shrink fitting system used for ceramics conveying rollers", *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineering*, Series A, Vol.74, No.743, pp.919-925 (2008).
6. H. Kishimoto, "Science for fatigue of ceramics", *Journal of Metals & technology. Kinzoku*, pp.1-14 (1993).

第4章 搬送用セラミックス製ローラーの軸交換の解体の検討

4.1 焼嵌めで構成されたセラミックス製スリーブの焼外し条件の検討

4.1.1 緒言

圧延工場における鋼板搬送用ローラー(図 4-1 参照)には, 合金鋳鉄, 炭素鋼や合金鋼が使用されており, 使用条件によっては, 比較的早期にローラー表面の摩耗・肌荒れが生じる場合がある. そこで, 著者らは, 図 4-2(b)のように胴部をスリーブ化し, そのスリーブ材料を耐熱性・耐摩耗性に優れるセラミックスとし^{(1)~(4)}軸部をその両端に接合する新たな構造を考えた. ここでは接合部を, 従来の溶接接合ではなく焼嵌めとした^{(5)~(6)}. セラミックス化により, ローラーの交換サイクルを大幅に延長することが可能であり, さらにメンテナンスに要する時間・費用を軽減することができる. また, ローラーの自重が軽いため回転しやすく, 鋼板の走行速度の変化に追従できる利点も考えられる. 著者らは先に, この構造でローラーに生じる最大応力を焼嵌め応力 σ_{θ_s} と分布荷重 w による応力 σ_{θ_b} を区別して考察した⁽⁷⁾. 具体的には, 焼嵌め率, 嵌め込み長さ, スリーブ材質, 接触部の曲率半径 ρ を変化させてその最大引張応力 $\sigma_{\theta_{\max}} = \sigma_{\theta_s} + \sigma_{\theta_b}$ への影響を明らかにした.

一方で, 軸部には鋼を用いるため, 軸受部での摩耗や肌荒れ, 冷却水の使用など周辺環境に起因する腐食により定期的な交換が必要となる. その際, セラミックス製スリーブを外側から加熱しながら軸部を冷却することによる焼外しによって分解し, 別の軸と交換を行うことになる. しかし, ここで問題となるのが軸部とスリーブ部の材料の違いである^{(8)~(9)}. 即ち, 鋼はセラミックスより線膨張率が約 5 倍大きいのでセラミックス製スリーブに比べて, 加熱による膨張が大きいのでセラミックス製スリーブ外側から加熱しても内側の鋼が膨張し易いため, 焼外しが不可能となりかねない. そこで本研究では, 図 4-2(b)の構造の軸部を, 冷却のため中空とした図 4-2(c), (d)の構造を取上げる. そして, 軸部材料を鋼, スリーブ材料をセラミックスとした場合における, 焼外しが可能となる条件や焼外し完了までに要する時間等を, 様々な幾何的条件を変更して, 有限要素法を用いた解析により明らかにする.

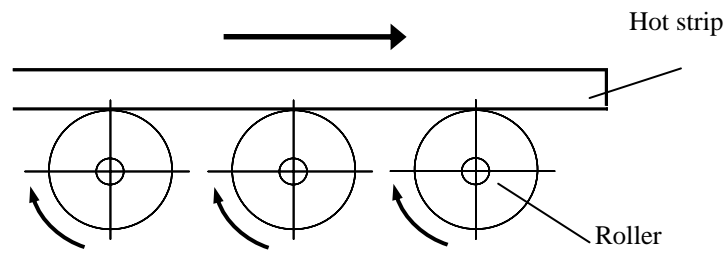


Fig. 4-1 Layout of conveying rollers

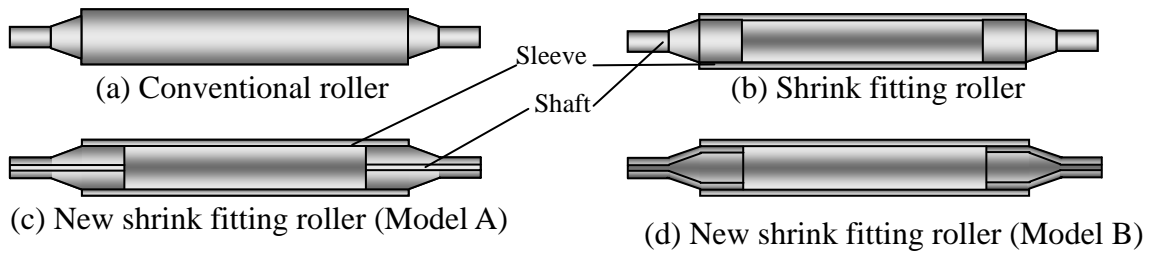
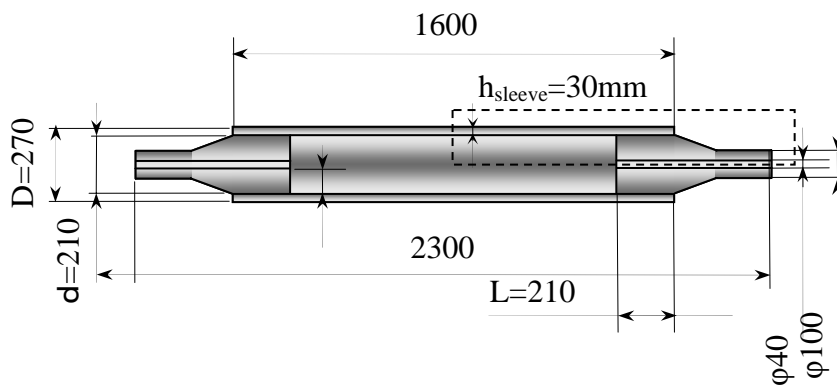
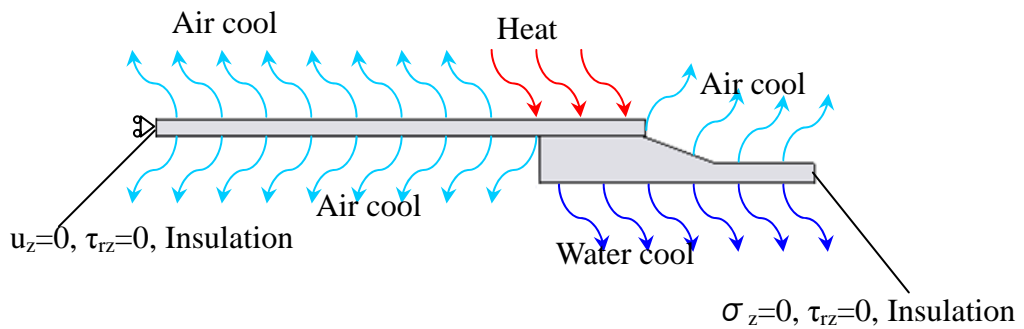


Fig. 4-2 Roller structure



(a) Dimensions (mm)



(b) Boundary condition

Fig.4-3 Model A initially considered

4.1.2 解析条件

4.1.2.1 境界条件

焼嵌め代 δ をスリーブ嵌め込み部の内径 ($d = 210\text{mm}$) で除したものを焼嵌め率 δ/d と定義する. 図 4-3 には軸に中心孔を有するモデル (model A) とその境界条件を示す. その後, 嵌めこみ長さ L 等の幾何的条件を変化させ, それぞれの形状で焼嵌め率 δ/d との関係調べる. 加熱時間は $10,000\text{s}$ とし, 図 4-3 (b) に示す通り, 加熱箇所はスリーブ部と軸部の接合箇所のスリーブ部外表面とする. また, 加熱に用いる雰囲気温度は加熱炉の実験により得られた図 4-4 の加熱曲線を基準として用いる. 水冷箇所は軸部内表面とする. その他のスリーブ部外表面, 内表面, 右端面及び軸部外表面, 左端面は空冷とする. 対流に関しては加熱及び水冷⁽¹⁰⁾では強制対流, 空冷では自然対流とした. その解析で与える熱伝達率 α とふく射率 ε の値を表 4-1 に示す. また, 本解析では 1/2 軸対称モデルを用いているためスリーブ部左端面は断熱及び軸方向変位 $u_z = 0$, せん断応力 $\tau_{rz} = 0$ である. 軸部右端面は断熱と $\sigma_z = 0$, $\tau_{rz} = 0$ である. 接触面での伝熱形態としては主に実接触面での固体熱伝導と接触面の隙間に介在する流体を通しての熱伝導であると考えられる^{(11)~(12)}. 本解析では焼嵌めによる接触圧力が大きく, 固体熱伝導が支配的となると考えられるので, 接触熱伝達率の値を大きくとり, $1.0 \times 10^9 \text{W/m}^2 \cdot \text{K}$ とした.

4.1.2.2 各材料の物性値

表 4-2 にローラーの材料の物性値を示す. 軸部の材料は鋼とするが, スリーブ部の材料としては, セラミックス H とセラミックス I の 2 種類のセラミックスを考える. 2 種類のセラミックスの大きな違いは熱伝導率であり, セラミックス H はセラミックス I に比べて常温で 4 倍程度熱伝導率が高い.

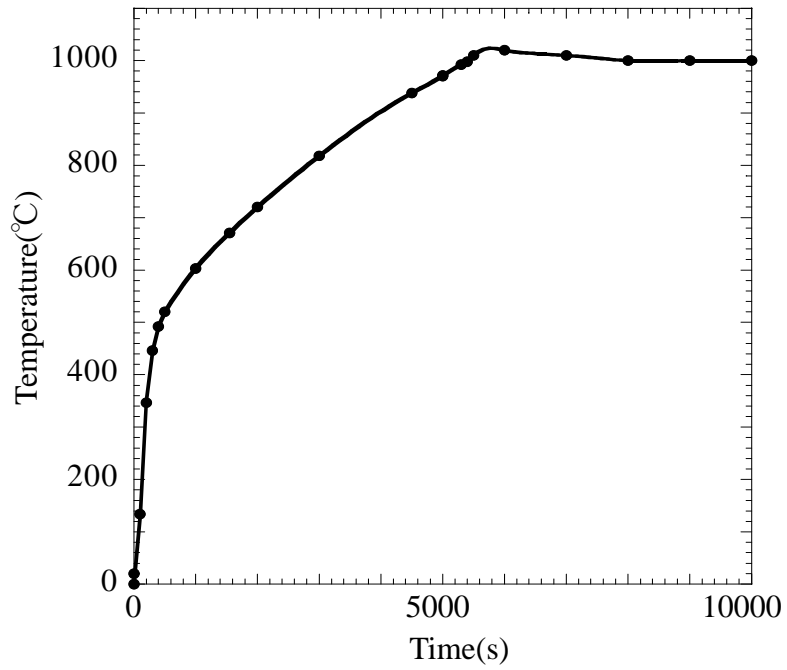


Fig.4-4 Atmosphere temperature

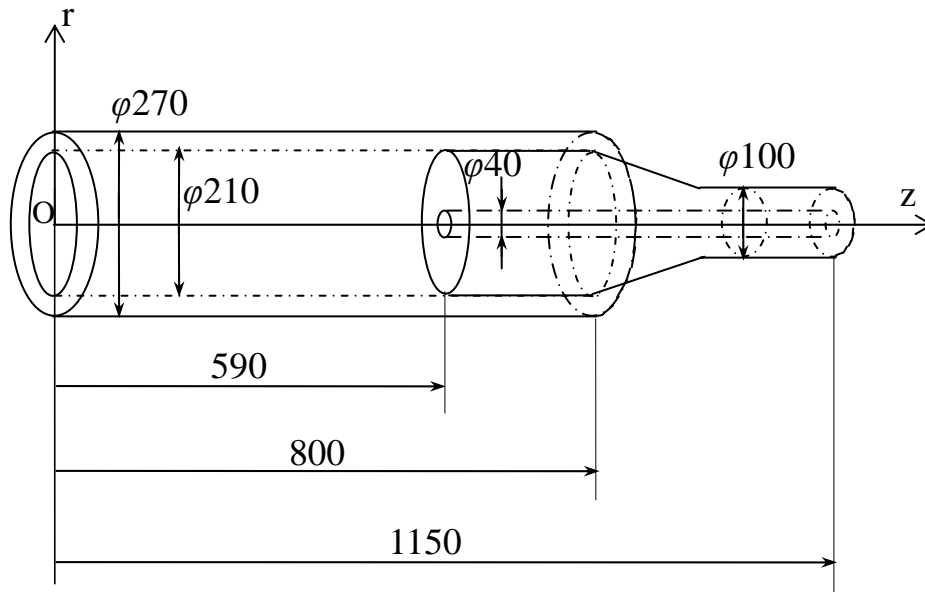


Fig.4-5 Model A with coordinate (mm)

Table4-1 Values of heat transfer coefficient and emissivity ε along the r, z (mm) coordinate in Fig.4-5

Heat (Forced convection, Radiation)	$r=135, z=\pm 590\sim 800$ $\alpha=50$ (W/m ² ·K) $\varepsilon=0.4$
Water cool (Forced convection)	$r=20, z=\pm 590\sim 1150$ $\alpha=1.163\times 10^4$ (W/m ² ·K) $\varepsilon=0$
Air cool (Natural convection)	$r=105, z=0\sim\pm 590$ $r=135, z=0\sim\pm 590$ $r=20\sim 105, z=\pm 590$ $r=105\sim 135, z=\pm 800$ $r=50\sim 105, z=\pm 800\sim 1150$ (shaft surface) $\alpha=50$ (W/m ² ·K) $\varepsilon=0$
Insulation	$r=105\sim 135, z=0$ $r=20\sim 50, z=\pm 1150$

Table4-2 Material properties

	Ceramics H	Ceramics I	Steel(H _v 200)
Young's modulus(GPa)	300	294	210
Poisson's ratio	0.28	0.27	0.3
Tensile strength(MPa)	500	500	600
Mass density(kg/m ³)	3200	3260	7800
Thermal conductivity (W/m·K)	62.5(393K) 12.5(1273K)	17(393K) 3.4(1273K)	25
Thermal expansion coefficient (1/K)	3.0×10^{-6}	3.0×10^{-6}	1.45×10^{-5}
Specific heat(J/kg·K)	680	650	477
Emissivity	0.4	0.4	0.4

4.1.2.3 解析モデル

本解析では、熱伝導解析に加え熱変形解析も必要であるため、両者を交互に解く軸対称連成解析(熱伝導と熱変形)を用いる。四辺形軸対称要素を使用し、初期形状(Model A)は、要素数 3894, 節点数 4457 である。モデルは軸方向の対称性を考慮し、全体の 1/2 を対象としている。

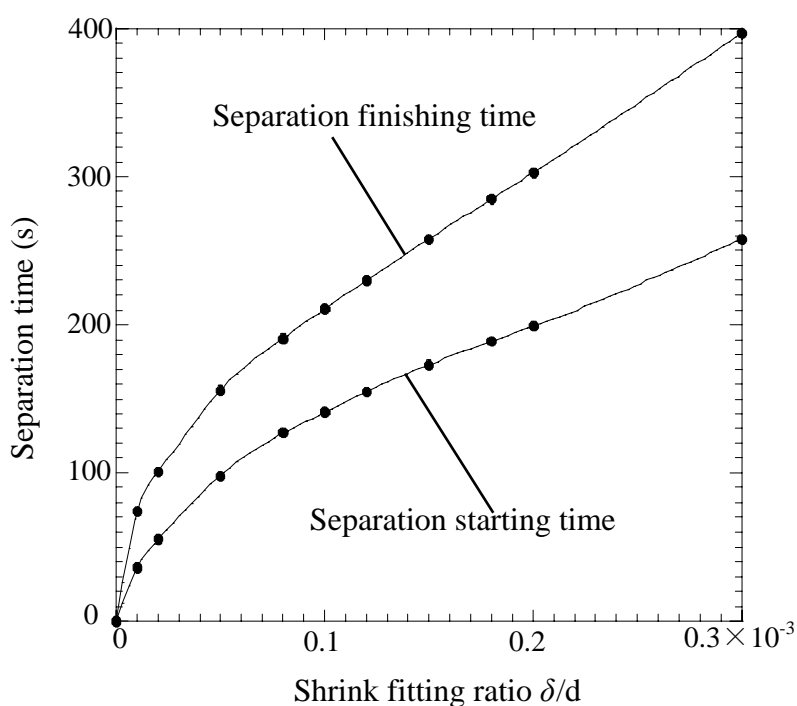


Fig.4-6 Time vs. δ/d for steel shaft and sleeve

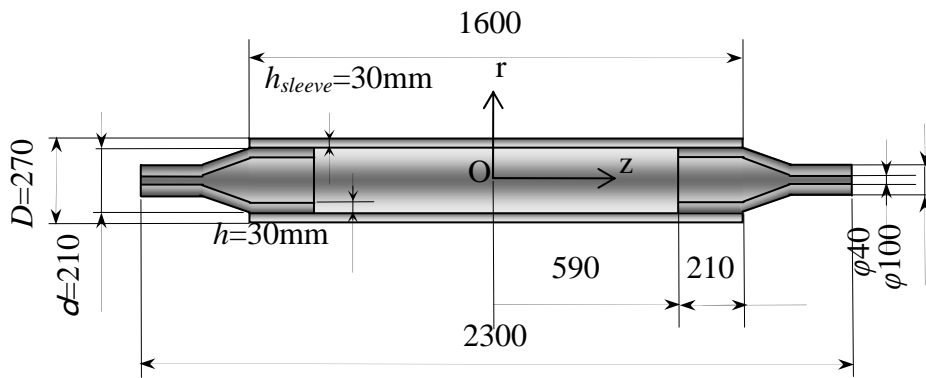
4.1.3 モデルAの解析結果及び検討

4.1.3.1 鋼製スリーブと鋼製シャフトの焼外しについて

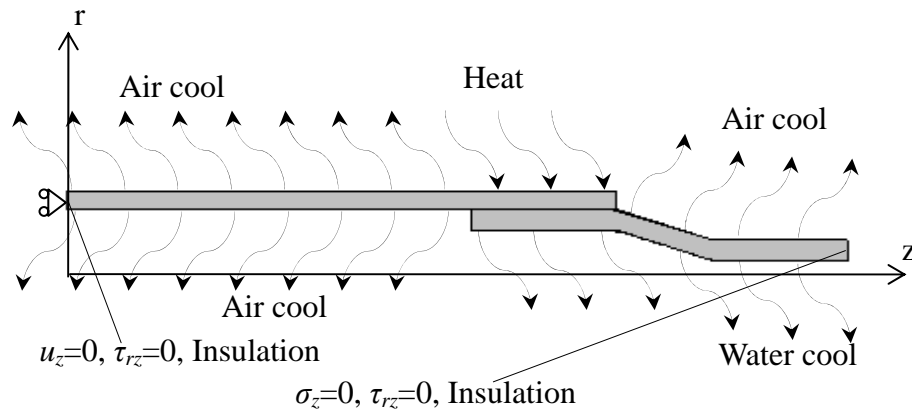
本研究では、軸部材料を鋼、スリーブ部材料をセラミックスとして焼外しを検討する。最初に比較のために、軸部、スリーブ部両者の材料を鋼として解析を行う。図4-6にその解析結果として、焼嵌め率 δ/d を変化させたときの分離時間の関係を示す。分離の判定は円柱座標での接触面の半径方向の変位差 $\Delta u_r = u_r|_{r=(d/2)^+} - u_r|_{r=(d/2)^-}$ が $\Delta u_r > 0$ となったときとする。分離開始時間は接触面での任意の位置が分離したことを示し、分離完了時間は接触面のすべての位置が分離したことを示す。焼嵌め率によらず分離開始が早ければ分離完了も早い。また、焼嵌め率が小さい場合は、分離に要する時間は短く、焼嵌め率を大きくしていくと分離に要する時間は長くなる。図4-6より、分離開始時間と分離完了時間は $\delta/d = 0.1 \times 10^{-3}$ 以下では顕著に増加し、それ以上になるとほぼ直線的に増加する。

4.1.3.2 セラミックス製スリーブと鋼製シャフトの焼外しについて

次に軸部材料を鋼、スリーブ部材料をセラミックスとして解析を行った。この場合では最終分離はもちろん部分的な分離も生じなかった。つまり相対的に線膨張率の大きな軸部がスリーブ内径に対して相対的に大きいまま、スリーブ部との間に隙間が生じない。分離させるためにはできるだけ軸部の外径の膨張を抑える必要がある。そのためにはスリーブから軸部に伝わってくる熱を逃がし、軸の温度上昇を抑える必要がある。



(a) Dimensions (mm)



(b) Boundary condition

Fig.4-7 Roller model B

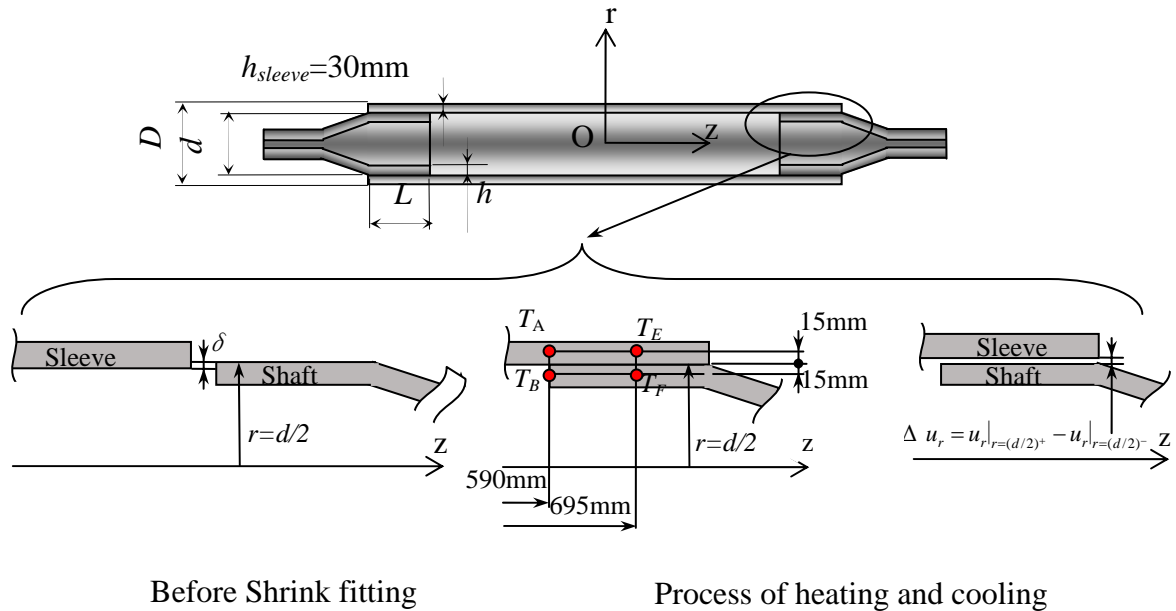


Fig.4-8 Relation of Dimensions and signs

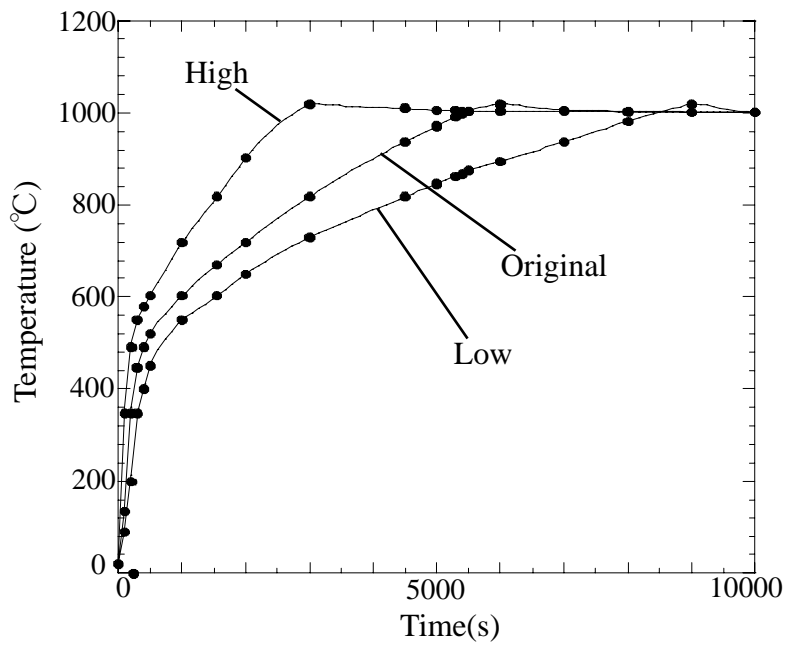


Fig.4-9 Three atmosphere temperatures

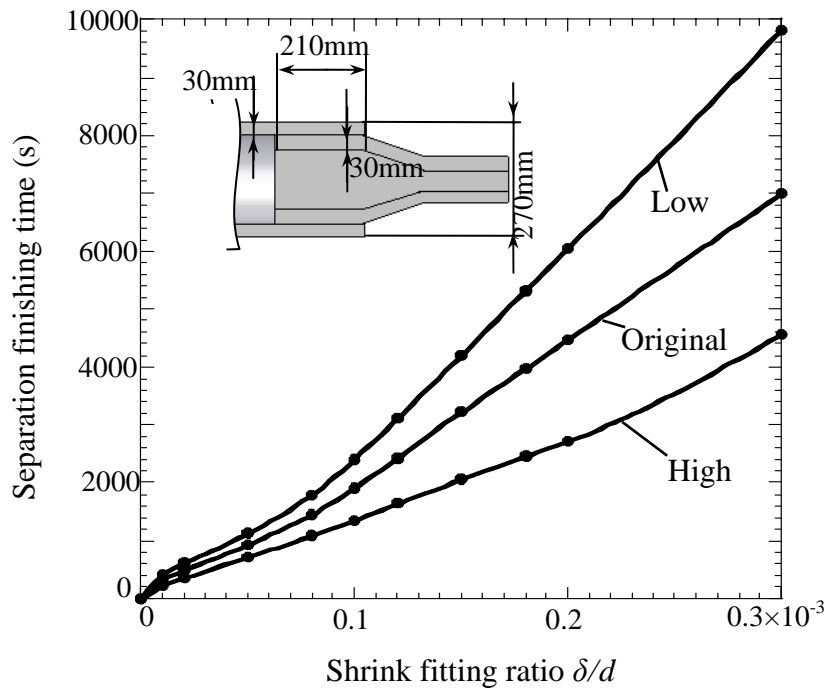


Fig.4-10 Time vs. δ/d for three atmosphere temperatures

4.1.4 モデルBの解析結果及び検討

4.1.4.1 分離時間と焼嵌め率の関係

図 4-7 に示したモデル B の形状で解析を行ったところ、セラミックス製スリーブと鋼製の軸の組み合わせでも分離できることが確認された。よって、以降は、このモデル B を用い、軸部材料を鋼、スリーブ部材料にセラミックス H を用いて解析を行う。また、これ以降は分離時間として接合部全体が分離する分離終了時間のみを示す。

まず、図 4-9 に示すように雰囲気温度の加熱曲線を変化させたときの焼嵌め率 δ/d と分離時間の関係を図 4-10 に示す。雰囲気温度の上昇が早いと分離終了時間時間は短い。温度上昇が遅いと分離終了時間は長くなるが、完全に分離することが可能である。そこで、これ以降、雰囲気温度には図 4-9 の Original(図 4-4 同様)を使用する。

図 4-11 に焼嵌め率 δ/d を変化させたとき、加熱時間の増加に対して接触部分 $z = 590\text{mm}$ から 790mm のどこが分離するかを示す。図 4-11 によれば分離は接合面の軸部左端面から開始し、続いてスリーブ部右端面が分離を始める。両側から分離が進行していき、中央付近で分離が完了する。焼嵌め率が小さい時は分離完了位置が接触面中央付近にあり、焼嵌め率が大きくなるにつれてスリーブ端部の方への位置が移動していることが分かる。分離開始から完了までの時間は焼嵌め率を大きくしていくと長くなる。さらに、図 4-6 に示したスリーブ部材料が軸と同じ鋼の場合と比べてセラミックス H では分離完了時間はかなり長くなっており、 $\delta/d = 0.1 \times 10^{-3}$ で分離完了時間が 10 倍近く、 $\delta/d = 0.3 \times 10^{-3}$ では 15 倍以上必要であることが明らかとなった。

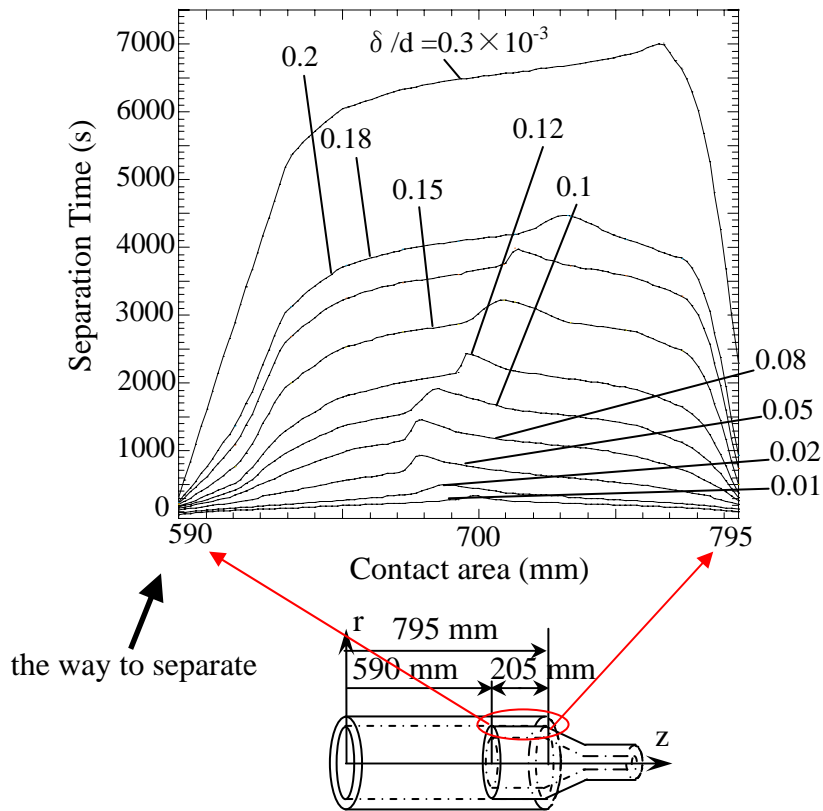


Fig.4-11 Separation history of contact area

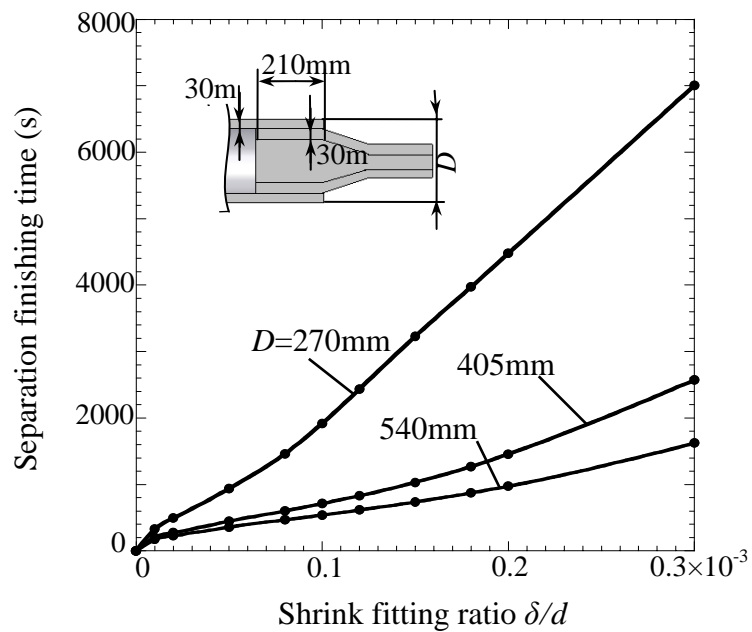


Fig.4-12 Time vs. δ/d for $D=270\text{mm}$, 405mm , 540mm

4.1.4.2 分離時間に及ぼすスリーブ部外径 D の影響

スリーブ外径 D を $D = 270, 405, 540\text{mm}$ とした場合(このとき $d = 210, 345, 480\text{mm}$) の分離終了時間と焼嵌め率 δ/d の関係を図 4-12 に示す. この図からスリーブ外径 D が小さくなると分離時間は長くなることが分かる. この理由を明らかにするために, 分離開始部(軸端部)におけるスリーブと軸の温度差に注目する. 図 4-13 に $D = 270, 540\text{mm}$ それぞれの場合の軸部端部でのスリーブ部と軸部の温度を肉厚中央部で代表させて図示する. すなわち, $D = 270\text{mm}$ のとき, $T_A(z, r) = T_A(590, 120)$, $T_B(z, r) = T_B(590, 90)$ として, また, $D = 540\text{mm}$ のとき, $T_A(z, r) = T_A(590, 255)$, $T_B(z, r) = T_B(590, 255)$ として図示する.

また, その温度差 $T_A = T_A - T_B$ と時間の関係も図 4-13 に示す. 図中の t_s は分離開始時間, t_f は分離完了時間を表している. 図 4-13 より, スリーブ温度は, $D = 540\text{mm}$ の方が高く, 軸部温度は $D = 270\text{mm}$ の方が高いことが分かる. 従って, スリーブと軸の温度差 ΔT は 540mm が大きく, 大径の方が分離し易いことが分かる. 分離開始時間と分離完了時間に注目して図 4-13 を見てみると, 分離開始時の温度差は 270mm と 540mm でそれぞれ $t_s = 9.5^\circ\text{C}(318\text{s})$, $t_s = 5.3^\circ\text{C}(215\text{s})$ であるが, 分離完了時のそれぞれの温度差は $t_f = 395^\circ\text{C}(7006\text{s})$, $t_f = 134^\circ\text{C}(1621\text{s})$ となっており, 温度差がつきにくい径小では分離が完了するまでにより大きな温度差が必要であることも分かる.

図 4-14 には, 分離開始後 1000s 時でのスリーブと軸の接触面における変位差 $\Delta u_r = u_r|_{r=(d/2)^+} - u_r|_{r=(d/2)^-}$ を示す. 図 4-14 より, $D = 540\text{mm}$ の軸端部からの分離が $D = 270\text{mm}$ よりも分離の進行が早いことが分かる. このようなことから, 径大スリーブの分離時間が径小スリーブより早いことが理解できる.

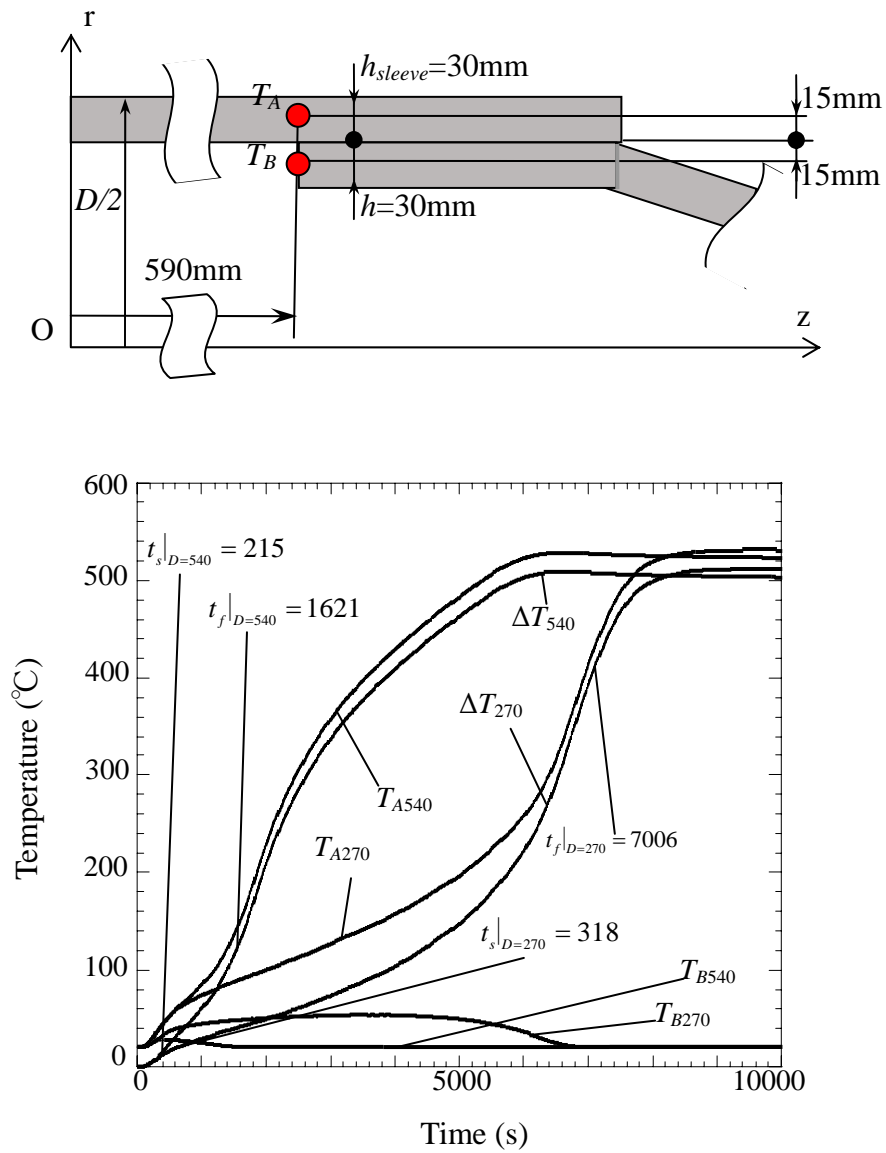


Fig.4-13 T_A , T_B and ΔT vs. Time for $D=270\text{mm}$, 540mm ($\delta/d=0.3 \times 10^{-3}$)

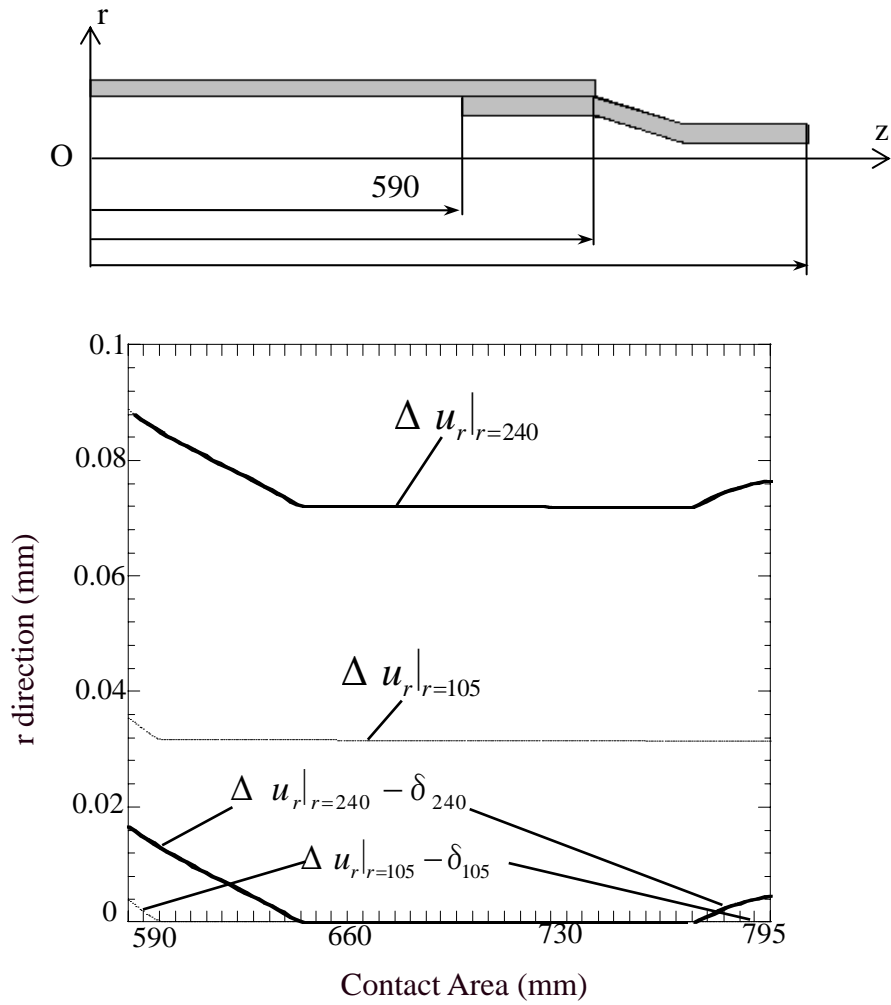


Fig.4-14 Δu_r vs. Contact Area for $D=270\text{mm}$, 540mm
(Time: 1000s, $\delta/d=0.3 \times 10^{-3}$)

4.1.4.3 分離時間に及ぼす軸嵌め込み部厚さ h の影響

モデル A とモデル B の比較からも分かる通り、軸嵌め込み部の厚さ h が大きいと分離は難しい。そこで、軸嵌め込み部厚さ h の影響を定量的に検討する。図 4-15 に軸嵌め込み部厚さ h を変化させて焼嵌め率 δ/d に対する分離完了時間の関係を示す。軸嵌め込み部厚さ h が大きくなると分離時間は長くなっており、この傾向は D を小さくするときの傾向(図 4-12)と似ている。すなわち、スリーブ厚さは 30mm で一定としているため軸厚さ h を大きくすると軸の内径が小さくなる。つまり、内径が小さいと、内面からの冷却効果が小さくなるため、軸とスリーブ間の温度差がつきにくくなって分離時間が長くなると考えられる。また、図 4-16 に示す各軸部嵌め込み厚さ h でのスリーブと軸部の中心付近の温度差 $\Delta T = T_E - T_F$ からもそのことが確認できる。ここで、 T_E はスリーブの $(z, r) = (695, 120)$ の温度であり、 T_F は軸部の $(z, r) = (695, 90)$ の温度である。

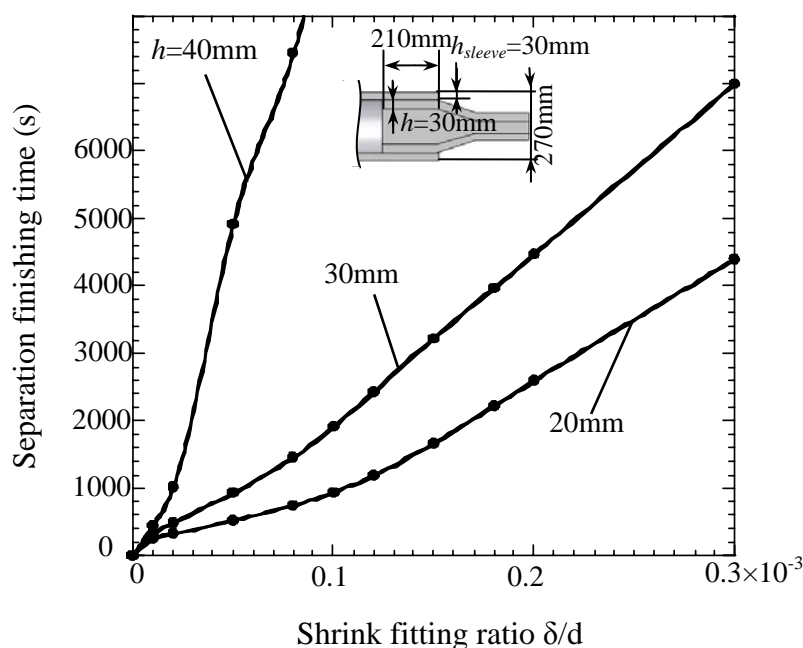
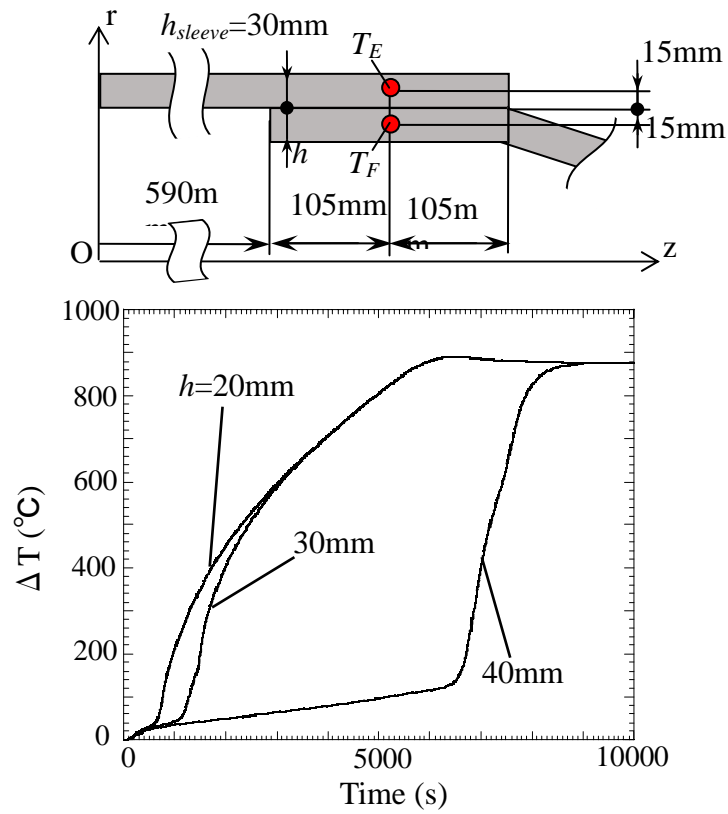
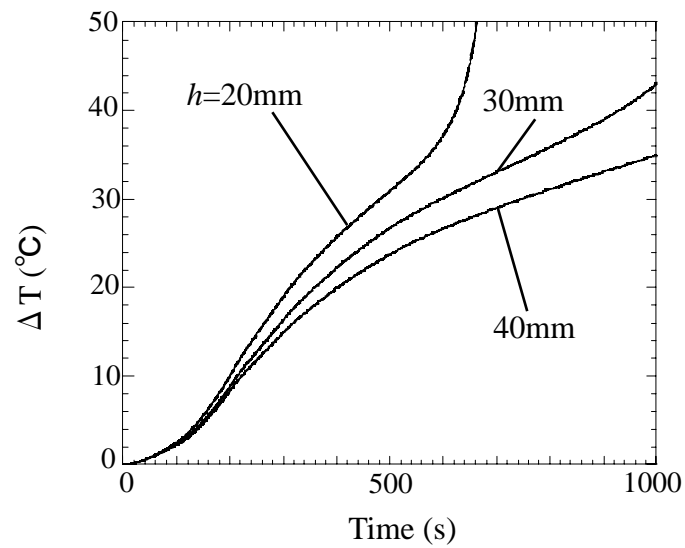


Fig.4-15 Time vs. δ/d for $h=20\text{mm}$, 30mm , 40mm



(a) ΔT vs. time for three thicknesses



(b) ΔT vs. Time for three thicknesses
(in a short time after heating starts)

Fig.4-16 Temperature vs. Time for $h=20\text{mm}$, 30mm , 40mm
($\delta/d=0.08 \times 10^{-3}$)

4.1.4.4 分離時間に及ぼす嵌め込み長さ L の影響

嵌め込み長さ L は、通常の設計ではスリーブ内径に比例するように設定されることが多い。ここでは図 4-3(b)に示すように、嵌め込み長さ L を変化させると冷却の面積が変わることなどから分離時間への影響が考えられる。そこで嵌め込み長さ L を 100mm, 120mm, 140mm, 150mm, 180mm と初期条件の 210mm とした場合で解析を行った。ここで加熱箇所は 210mm の時と同じ箇所で一定とし、水冷及び空冷箇所は嵌め込み長さ L に対応して変化させた。図 4-17 に嵌め込み長さ L に対する焼嵌め率 δ/d を変化させたときの分離完了時間の関係を示す。図 4-17 から分かる通り、 L を 210mm から短くしていくと分離完了までの時間は早くなる。これは、接触面長さが短くなることで分離が容易になるためと考えられる。しかし、 $L=140\text{mm}$ を境として逆に分離時間は長くなる。これは冷却長さが短くなりすぎることで、軸部を十分に冷却できなくなるためであると考えられる。

また、図 4-18 に $\delta/d = 0.3 \times 10^{-3}$ での接触面の分離開始位置と進行状況を示す。この図から分離は軸端から始まり、少し遅れてスリーブ端部が分離を始めることが分かる。最終分離位置はスリーブ端部側の内部に生じ、その位置は嵌め込み長さによらずほぼ同位置となる。

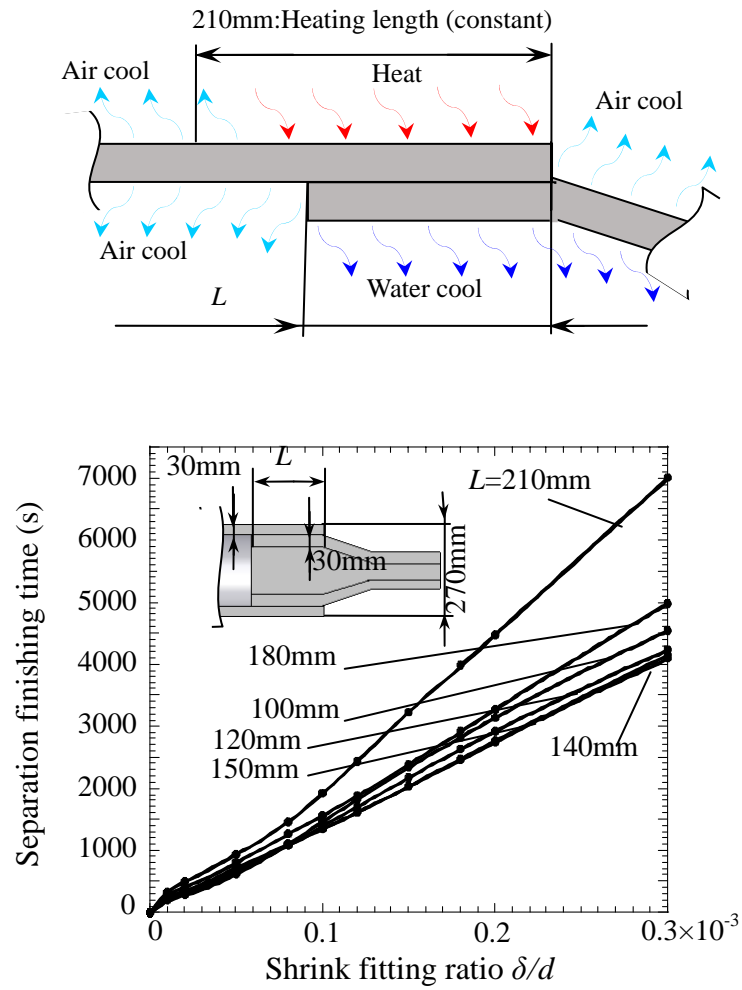


Fig.4-17 Time vs. δ/d for $L=100\text{mm}$, 120mm , 140mm , 150mm , 180mm , 210mm

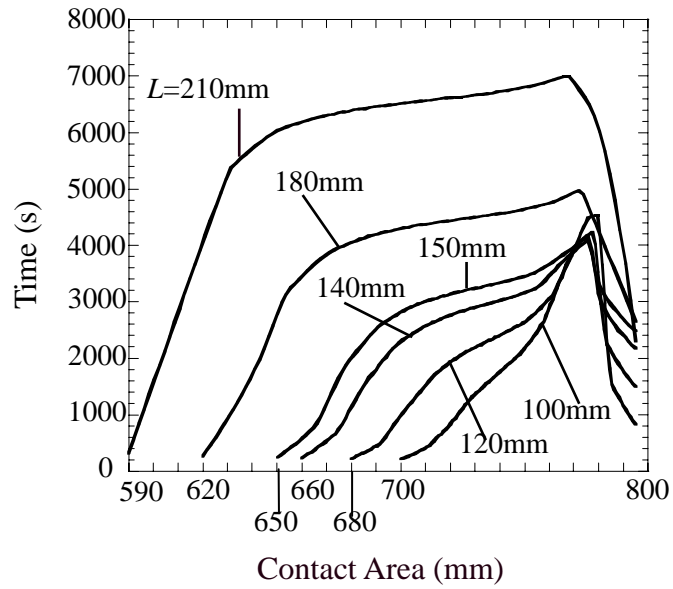
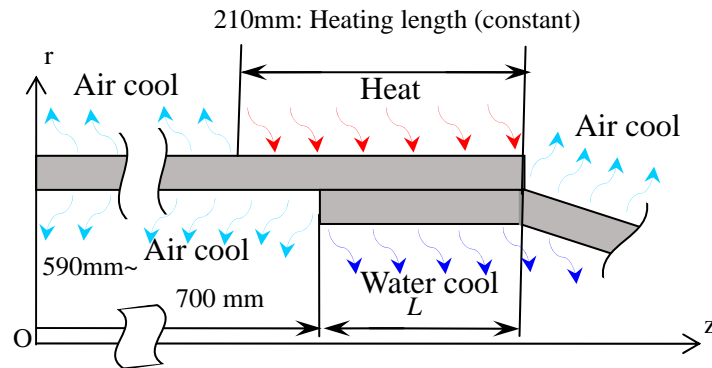


Fig.4-18 Separation history of contact area for each L ($\delta/d=0.3 \times 10^{-3}$)

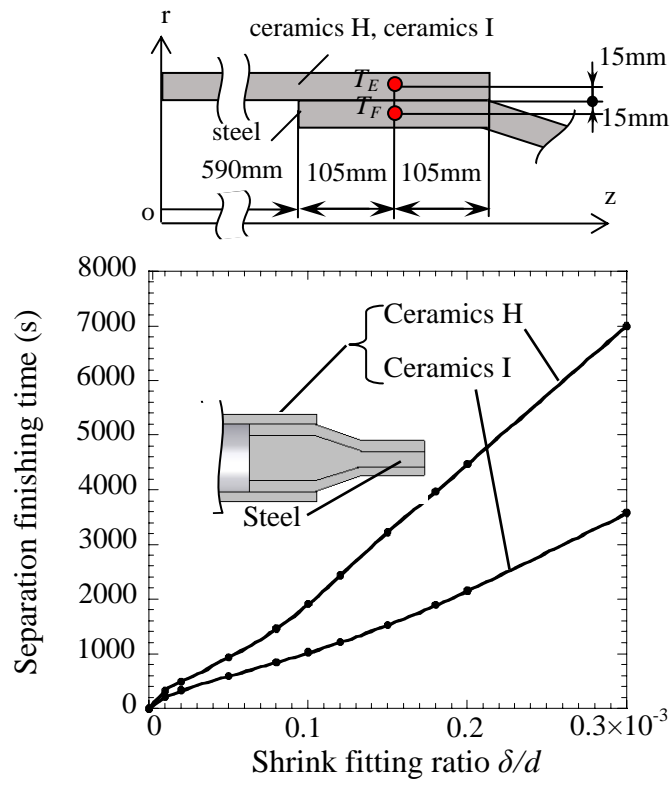


Fig.4-19 Time vs. δ/d when ceramics H sleeve, ceramics I sleeve

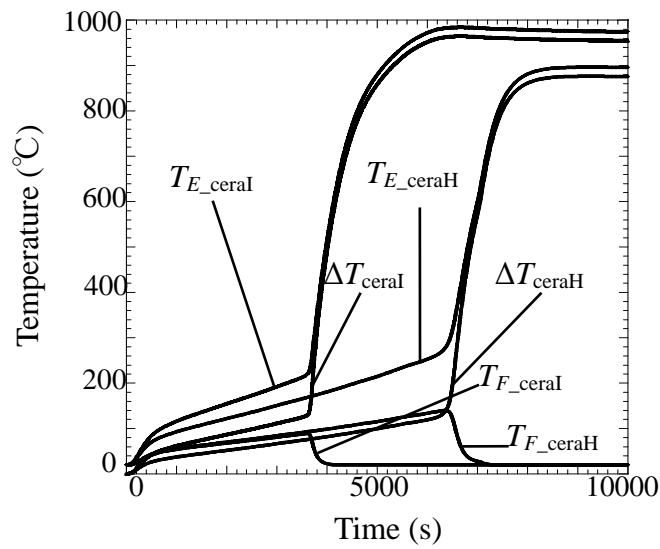


Fig.4-20 T_E , T_F and ΔT vs. Time for ceramics H sleeve, ceramics I sleeve

4.1.4.5 分離時間に及ぼすスリーブ部材料の影響

本解析では、スリーブ部に使用するセラミックスとして表 4-2 に示す熱伝導率が異なるセラミックス H とセラミックス I を考える。図 4-19 にスリーブ材料に対する焼嵌め率を変化させたときの分離時間の関係を示す。熱伝導率の高いセラミックス H の方が分離時間長いことが分かる。セラミックス H の熱伝導率は常温でセラミックス I の 4 倍程大きい。スリーブの熱伝導率が大きい軸の方がにも熱が伝わりやすく、スリーブと軸の温度差がつきにくいいため、高熱伝導性のセラミックス H の方が分離時間は長くなる。このことは、図 4-20 に示す各セラミックスでのスリーブと軸部の中心付近の温度差 $\Delta T = T_E - T_F$ からもそのことが確認できる。ここで、 T_E はスリーブの $(z, r) = (695, 120)$ の温度であり、 T_F は軸部の $(z, r) = (695, 90)$ の温度である。高熱伝導であるセラミックス H は、熱応力低減には有効であるが、分離時間を短縮するためにはセラミックス I が望ましい。

4.1.5 結論

本研究では、セラミックスローラーの胴部スリーブ部をセラミックス、中空軸部を鋼として焼嵌めた場合における軸交換のための焼外しの条件について解析、検討を行った。ここでは、スリーブと軸とが焼嵌め全域で分離する条件をもって焼外し可能と判定した。そして、焼嵌め部の寸法、形状、材質が分離に及ぼす影響を考察し、以下の知見を得た。

(1) スリーブ外側から加熱し、軸内側を水冷することによって内孔の小さい場合(図 4-2 モデル A)は分離不可能であるが、内孔を大きくした軸部肉厚の小さい場合(モデル B)は分離可能である。また、雰囲気温度の上昇が速いと分離時間は短くなる。また、ローラーの焼嵌め率が小さくなるにつれてスリーブと軸部の分離時間は短くなる(図 4-10, 11)。

(2) スリーブ部外径 D が大きくなりスリーブと軸部で温度差が生じ易くなると、分離時間は短くなることが明らかとなった(図 4-12)。

(3) 軸嵌め込み部厚さ h が小さくなると分離時間は短くなる(図 4-16)。これは、水冷の効果が大きくなるためにスリーブと軸の温度差がつきやすくなるためである。

(4) 嵌め込み長さ L を変化させていくと、分離時間が最も長いのは $L = 210\text{mm}$ の場

合で, 最も短いのは 140mm の場合であり(図 4-17), $L=140\text{mm}$ をこれより短くするとむしろ分離時間は長くなる.

(5) スリーブ材料として低熱伝導率の小さいセラミックス I の方が分離時間は短い(図 4-19). これは, 温度差が生じ易いためである.

4.2 単純な二重円筒モデルで分離メカニズムについての検討

4.2.1 緒言

前の述べたとおり⁽¹⁰⁾, 軸部には鋼を用いるため, 軸受部での摩耗や肌荒れ, 冷却水の使用など周辺環境に起因する腐食により定期的な交換が必要となる. その際, セラミックス製スリーブを外側から加熱しながら軸部を冷却することによる焼外しによって分解し, 別の軸と交換を行うことになる. しかし, ここで問題となるのが軸部とスリーブ部の材料の違いである. 即ち, 鋼はセラミックスより線膨張率が約 5 倍大きいためセラミックス製スリーブに比べて, 加熱による膨張が大きいのでセラミックス製スリーブ外側から加熱しても内側の鋼が膨張し易いため, 焼外しが不可能となりかねない.

前報で実体ローラーモデルについての焼外し可能な条件の検討を行った. 実体モデルでの分離プロセスは複雑であるため, ここでは, このような構造物の分離のメカニズムをより詳しく検討するため, 図 4-21 に示す焼嵌めで接合された二重円筒を用いて解析を行う. そして, 分離メカニズムの理解ができる.

4.2.2 解析条件

解析には, 実体ローラー(図 4-3)の焼嵌め部の寸法を用いて, 単純化した二重円筒

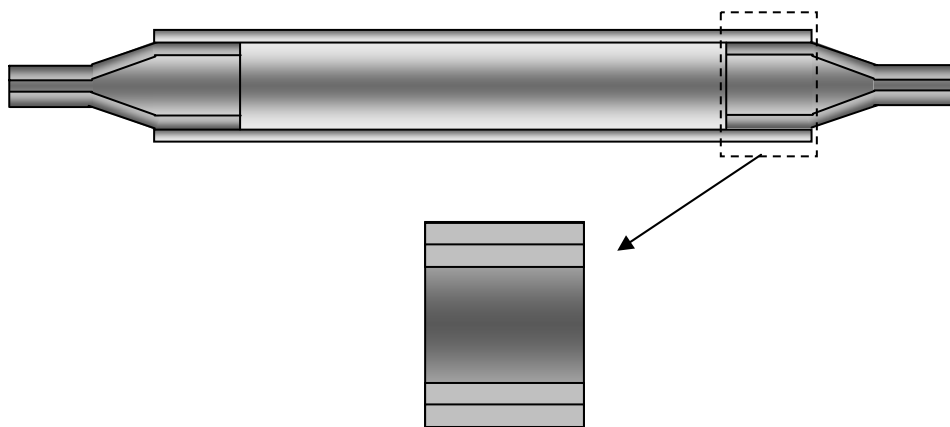


Fig.4-21 Double cylinder model

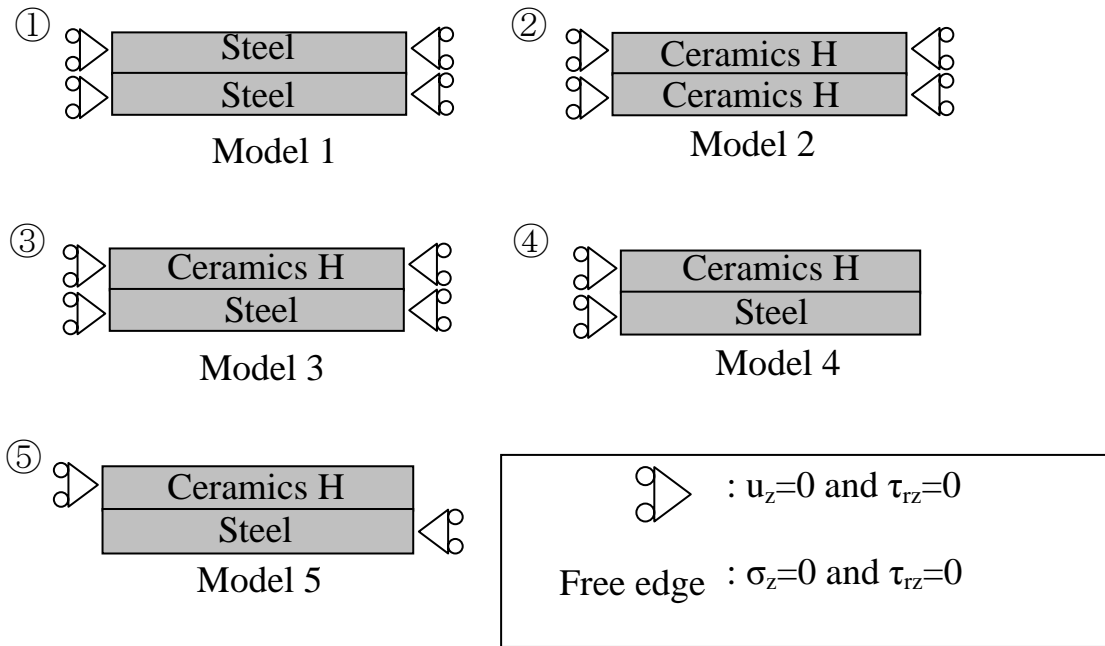
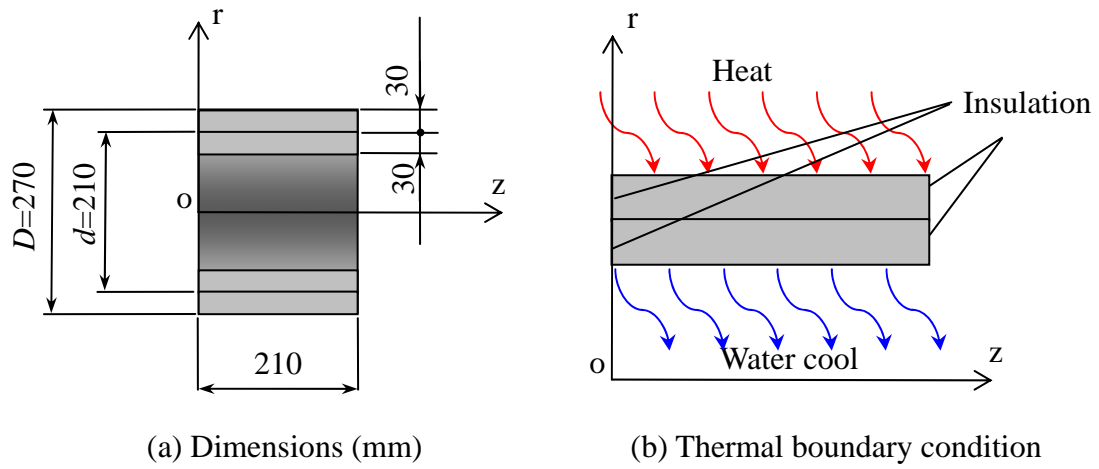
モデルを用いる。この二重円筒モデルを用いて異なる境界条件にて解析し、分離の挙動についての検討を行う。

図 4-22 に二重円筒モデルの寸法及び境界条件を示す。二重円筒モデルでは寸法及び熱的な境界条件は同じであり、図 4-22 のモデル 1 から 5 で示すように内側円筒と外側円筒の材料及び機械的な境界条件を変えて検討を行う。加熱時間は 10,000s とし、図 4-22(b)に示す通り、加熱箇所は外側円筒の外表面とする。また、加熱に用いる雰囲気昇温条件は図 4-4 の加熱曲線を用いる。水冷箇所は内側円筒の内表面とする。対流に関しては加熱、水冷とも強制対流とし、その解析で与える熱伝達率とふく射率 ε の値を表 4-3 に示す。

また、接触面での伝熱形態としては、実体モデルと同様、固体熱伝導が支配的となると考えられるので、接触熱伝達率の値を大きくとり、 $1.0 \times 10^9 \text{ W} / \text{m}^2 \cdot \text{K}$ とした。

表 4-2 に本研究で用いる材料の物性値を示す。単純な円筒モデルにおける材料には鋼とセラミックス H を用いる。

本解析では、実体モデルと同様、熱伝導解析に加え熱変形解析も必要であるため、両者を交互に解く軸対称連成解析(熱伝導と熱変形)を用い、四辺形軸対称要素を使用し、要素数 2016, 節点数 2210 で、実体ローラーモデルのほぼ半分である。



(c) Mechanical boundary conditions

Fig.4-22 Double cylinder models with 5 different boundary conditions

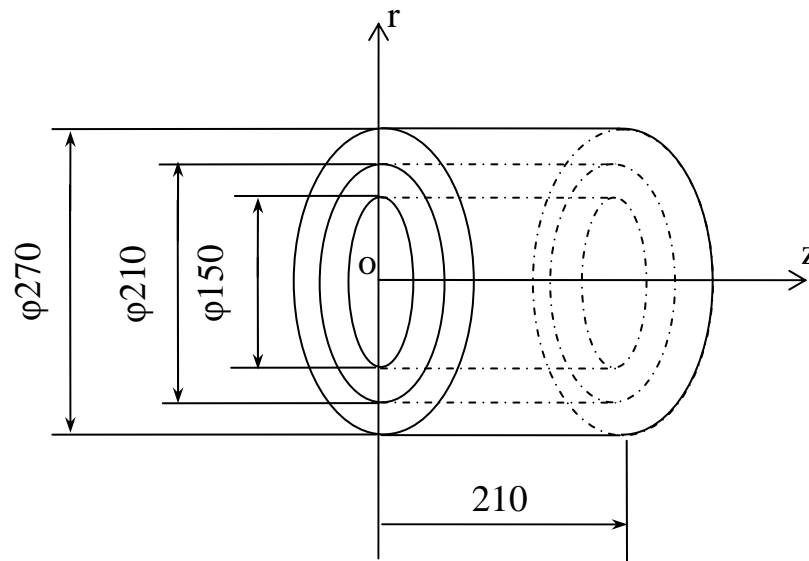


Fig.4-23 Double cylinder model with coordinate (mm)

Table 4-3 Values of heat transfer coefficient α and emissivity ε along the r, z (mm) coordinate in Fig.4-23

Heat (Forced convection, Radiation)	$r=135, z=\pm 0\sim 210$ $\alpha = 50 (W/m^2 \cdot K)$ $\varepsilon = 0.4$
Water cool (Forced convection)	$r=105, z=\pm 0\sim 210$ $\alpha = 1.163 \times 10^4 (W/m^2 \cdot K)$ $\varepsilon = 0$
Insulation	$r=75\sim 135, z=0, 210$

4.2.3 解析結果

4.2.3.1 実体ローラーモデルの分離メカニズム

図 4-24 に、 $\delta/d = 0.3 \times 10^{-3}$ 、5000s のとき、スリーブとシャフトの中心の温度分布を示す。分離域の温度差は高い、未分離域の温度差は低いことが分かる。図 4-24 より、分離は接触部の両端から開始する。図 4-25 には、実体モデルにおける分離完了までのスリーブとシャフトにおける両接触面の半径方向変位差の関係を示す。ここでは、分離開始時(308s)、分離過程中(5000s)と分離完了時(7006s)の変位差を示す。変位差が 0 より大きいと分離することを意味する。図 4-26 には、スリーブとシャフトにおける両接触面の半径方向変位の関係を示す。図 4-26 より、分離域でスリーブの半径方向の変位は大きくし、シャフトのは小さくする。

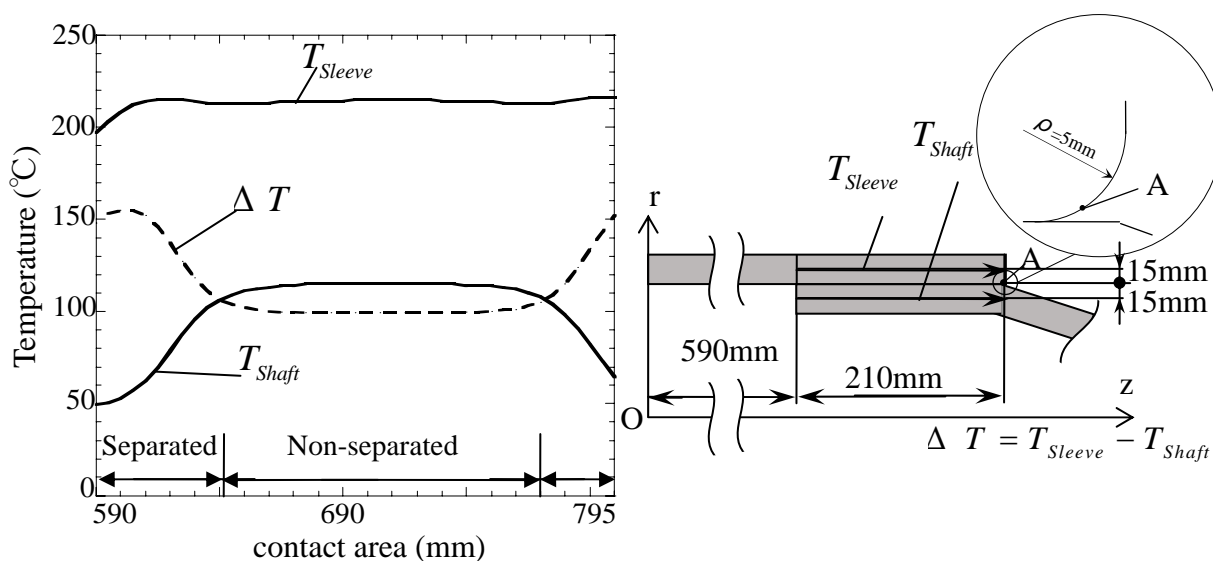


Fig.4-24 Temperature distribution along contact area at 5000s

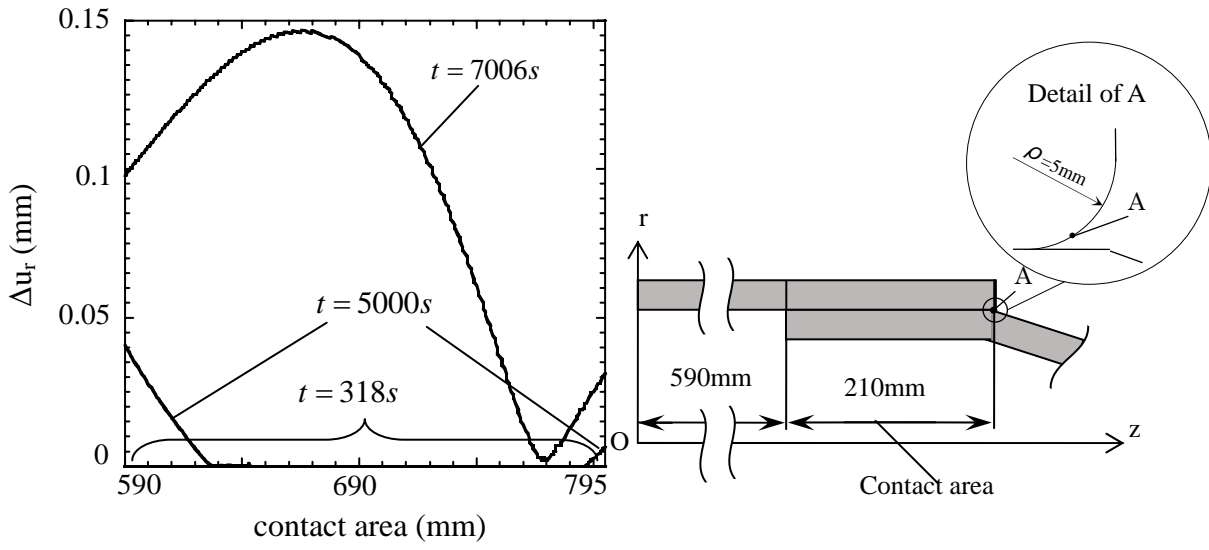


Fig.4-25 Δu_r along the contact area

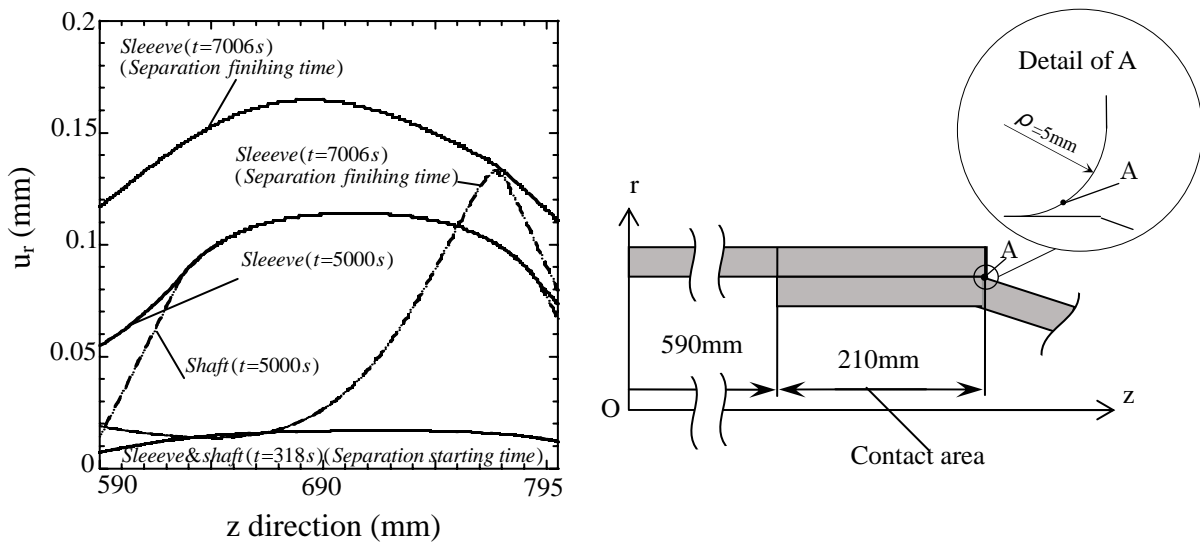
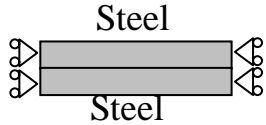
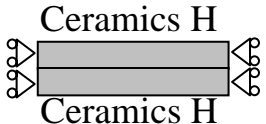
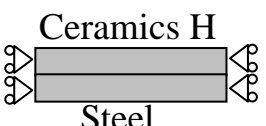


Fig.4-26 u_r along the contact area

Table 4-4 Separation finishing time(s) (model 1, 2, 3)

$\delta/d (\times 10^{-3})$	0.1	0.2	0.3
① 	1.6	219	282
② 	1195	4045	no separation
③ 	no separation		

4.2.3.2 単純な二重円筒モデルの分離メカニズム

(1) 二重円筒モデル 1, 2, 3 の分離時間

図 4-22(c)示すような二重円筒モデル 1 から 3 では円筒の両端境界条件から分かる通り、半径方向の変位 u_r が軸方向で一定となり、分離は一気に起きる。そこで、表 4-4 に示すように、モデル 1 から 3 で焼嵌め率を変化させた場合の分離完了時間のみに注目した。モデル 1 の内側円筒、外側円筒が共に線膨張率の大きな鋼の場合は焼嵌め率 $\delta/d=0.3 \times 10^{-3}$ でも分離できるが、モデル 2 のように、両方が線膨張率の小さいセラミックスの場合は焼嵌め率の大きい $\delta/d=0.3 \times 10^{-3}$ では分離できない。また、モデル 3 のように、外側円筒が内側円筒の鋼より線膨張率の小さいセラミックスの場合には、この境界条件では焼嵌め率の小さい $\delta/d=0.1 \times 10^{-3}$ でも分離できない。

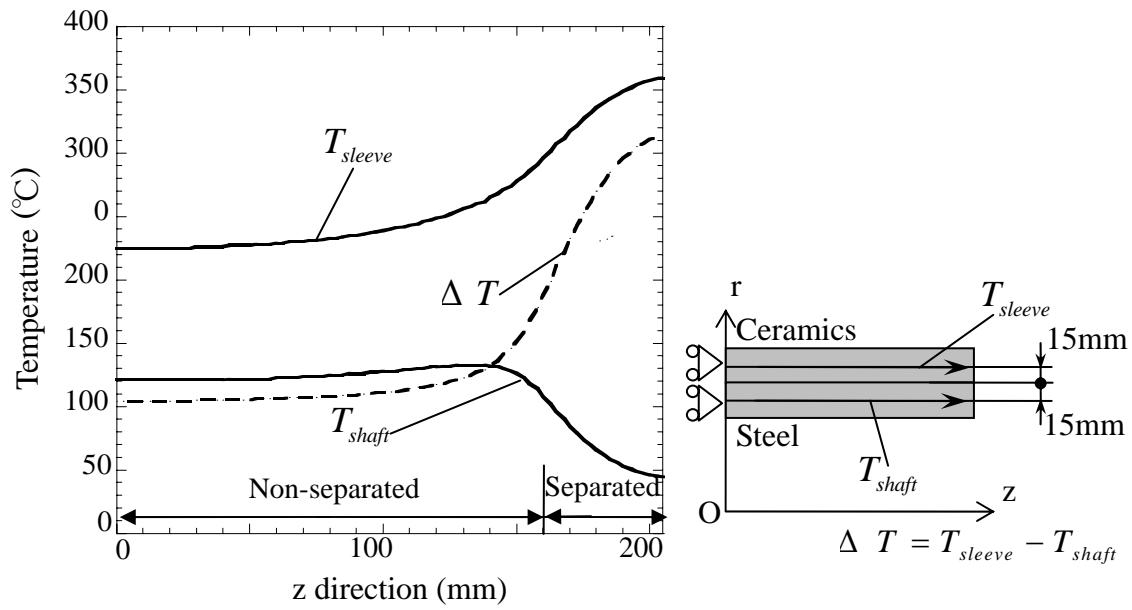
(2) 二重円筒モデル 4, 5 の分離時間

図 4-27 に、 $\delta/d = 0.3 \times 10^{-3}$ 、5000s のとき、モデル 4 とモデル 5 におけるスリーブとシャフトの中心の温度分布を示す。図 4-27 より、モデル 4 の温度差は z の方向に沿って大きくなり、モデル 5 の温度差は小さくなるのが分かった。図 4-25 には、二重円筒モデル 4, 5 における分離完了までの内側円筒と外側円筒における両接触面の半径方向変位差の関係を示す。変位差が 0 より大きいと分離することを意味する。外側円筒が

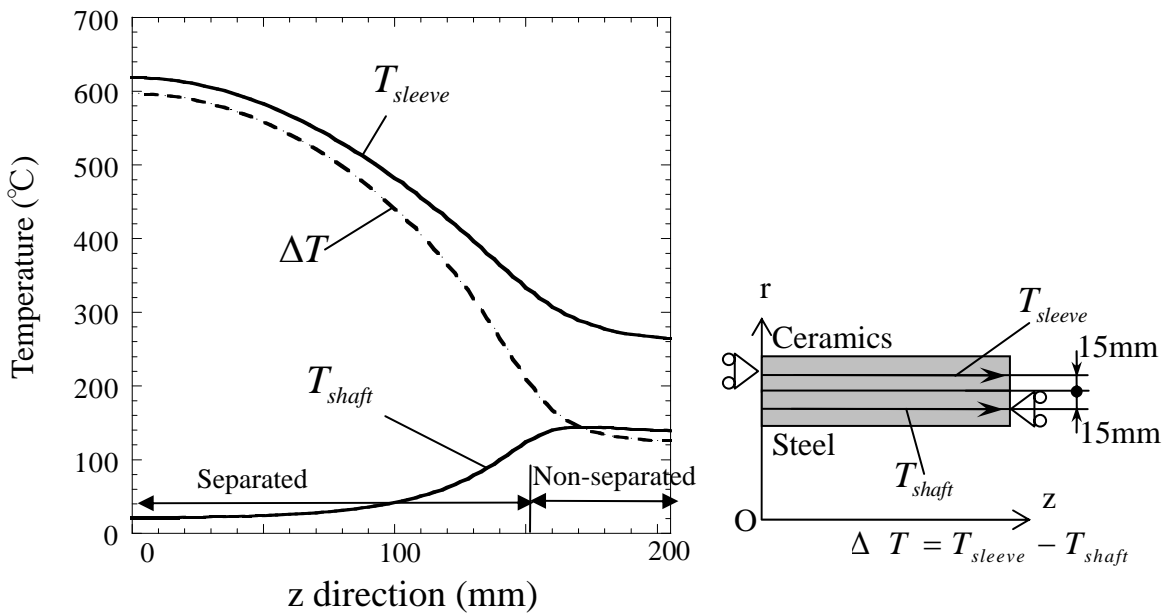
セラミックス, 内側円筒が鋼の組み合わせにおいて, モデル 3 の境界条件では分離できなかったが, モデル 4, 5 のように境界条件を変更すると分離できることが分かる.

次に, 図 4-29 に二重円筒モデル 4, 5 における分離完了までの内側円筒と外側円筒における両接触面の半径方向変位を示す. また, 本節での焼嵌め率は $\delta/d=0.3\times 10^{-3}$ である. 図 4-28, 29 (a), (b) より, モデル 4 は右端部から, モデル 5 は左端部から分離が進行していくことが分かる. このように端面支持条件の違いによる分離挙動が変化することについて考えてみる.

図 4-30 に, 一端を拘束された円筒が外側を加熱, 内側を冷却された場合の変形を示す. 左端が拘束を受けており, 外側が内側に比べて膨張するため曲げモーメントが生じて, 図 4-30 のように反固定面を傾けられたように変形し, 右端の r 方向一変位が大きい. 次に図 4-31 に, モデル 4, 5 の分離完了までの変形過程を示す. モデル 4, 5 とも外側円筒(セラミックス)は左端で拘束を受けているため, 右端の r 方向一変位が大きい. 一方, 内側円筒の拘束はモデル 4 では左端, モデル 5 では右端で受けているため, r 方向一変位はモデル 4 では右端, モデル 5 では左端が大きくなる. よって外側円筒と内側円筒の r 方向変位差は, モデル 5 の左端が最も大きく, 左端から分離が進行していくことが分かる. また, モデル 4 よりも分離完了時間が短くなる. また図 4-14 より, 実体ローラーモデルの分離の挙動は最初に左側から分離していく点ではモデル 5 に似ている. これは, モデル 5 とローラーモデルの拘束条件が似ているためと考えられる.

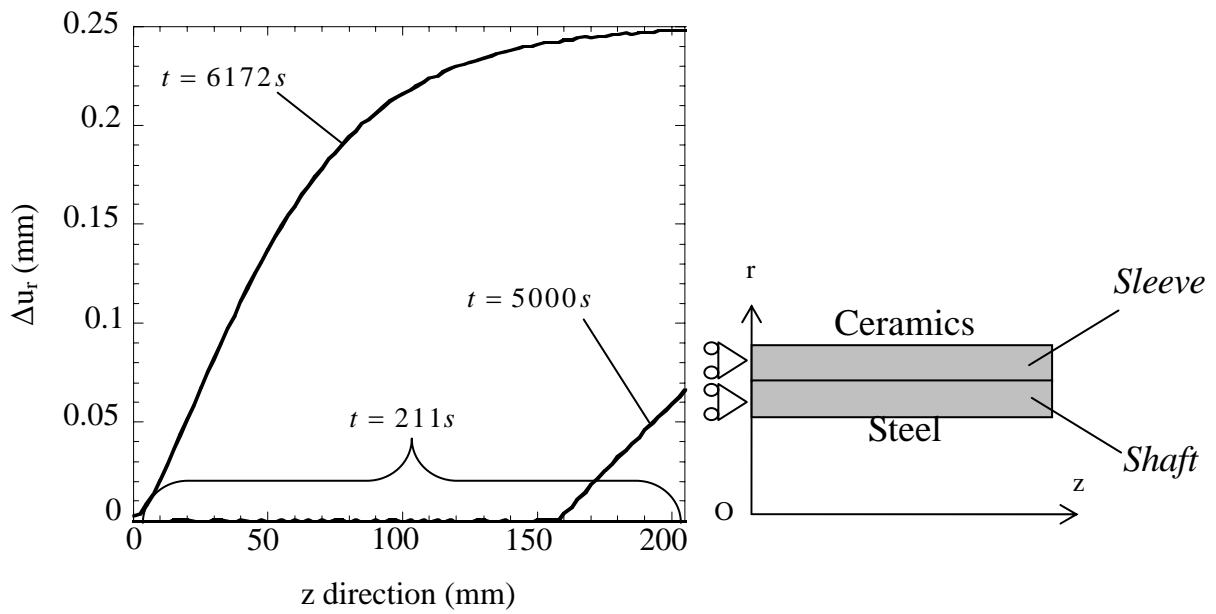


(a) Temperature along contact area at 5000s for Model 4

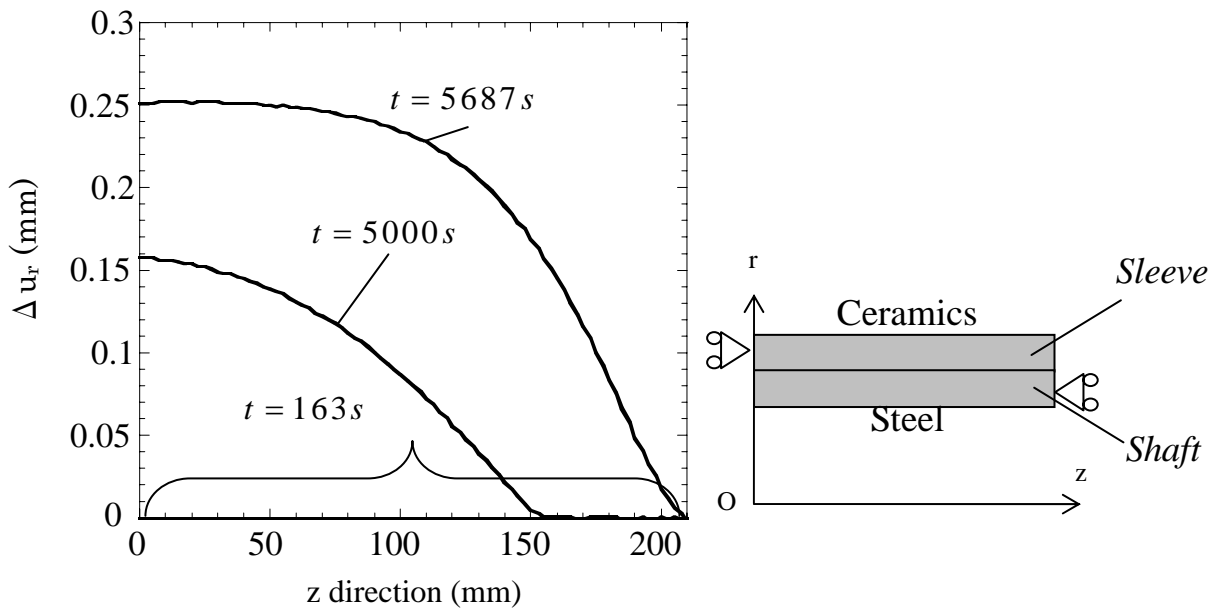


(b) Temperature along contact area at 5000s for Model 5

Fig.4-27 Temperature along contact area at 5000s

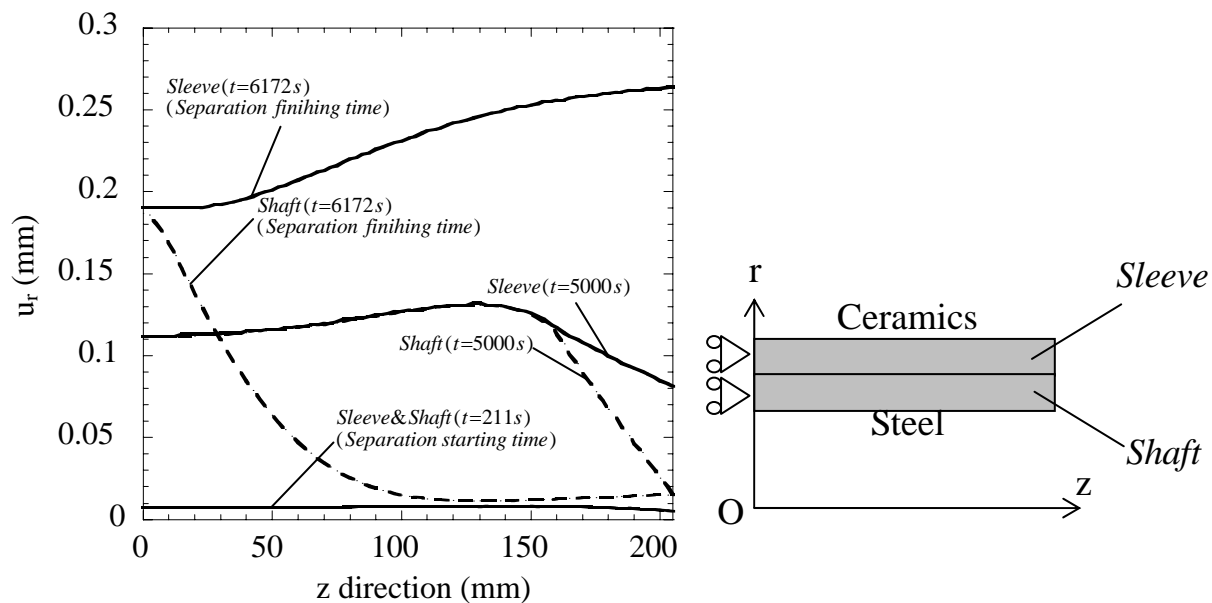


(a) Δu_r along the contact area for Model 4

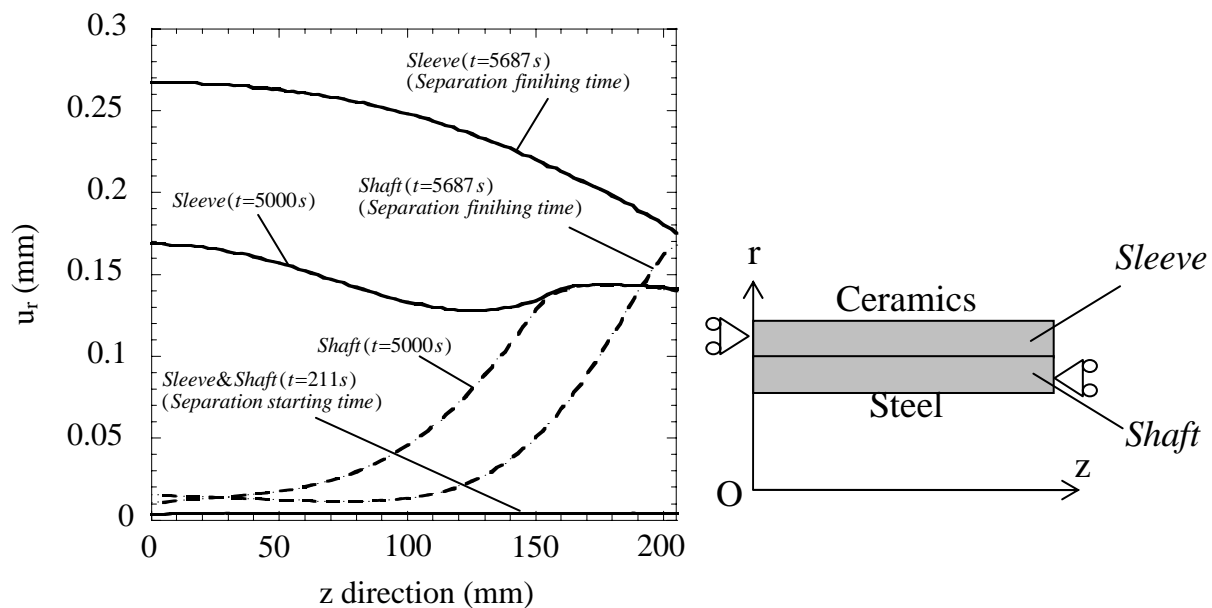


(b) Δu_r along the contact area for Model 5

Fig.4-28 Δu_r along the contact area



(a) u_r along the contact area for Model 4



(b) u_r along the contact area for Model 5

Fig.4-29 u_r along the contact area

4.2.4 実体モデルと単純な二重円筒モデルの分離メカニズムの比較

4.2.4.1 一重円筒の熱変形

前報より、モデル4とモデル5は分離でき、モデル3は分離できないことが分かる。分離メカニズムを確認するために、図4-30の示すように、鋼製一重円筒の熱変形を示す。円筒の外面から内面に温度差を付くと、一重円筒の熱変形は図4-28のように示す。しかし、両端を固定するため、モデル3は図4-28のように変形はできないことが理解できる。

4.2.4.2 モデル4とモデル5の熱変形の比較

図4-31(a)には、モデル4の変形過程を示す。図4-31(a)より、モデル4について、スリーブとシャフトの右端の変位は似ている。シャフトの熱線膨張率はスリーブより5倍程大きいので、シャフトの変位はちょっと大きいことが分かる。即ち、スリーブとシャフトの変位差は最初に右端で生じることが分かる。それから、分離は左端に移動する。

図4-31(b)には、モデル5の変形過程を示す。モデル5について、図4-31(b)に示すように境界条件は違うため、スリーブとシャフトの左端部の変位は違うことが分かる。即ち、スリーブとシャフトの変位差は最初に左端で生じることが分かる。それから、分離は右端に移動する。

モデル5の分離時間はモデル4より短いことを注意する。モデル4とモデル5の比較より、シャフトの変形はほぼ同じことが分かる。しかし、シャフトの固定方法が違うため、モデル4とモデル5のスリーブの変形は大変違うことが分かる。そして、モデル4と比べて、モデル5は分離を生じやすいことが分かる。



Fig.4-30 Thermal deformation of steel single cylinder model
(magnification of displacement: mm×50)

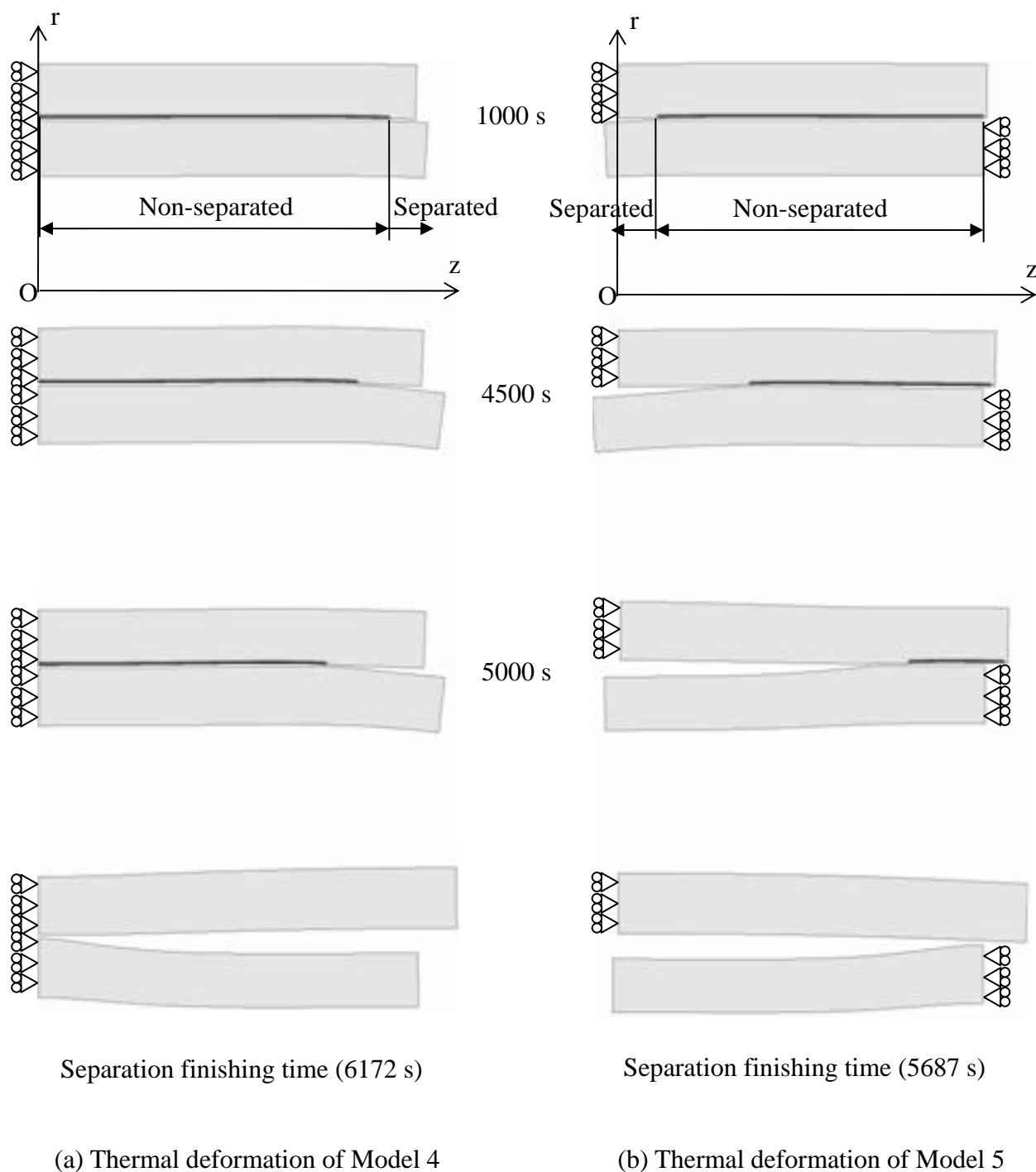


Fig.4-31 Thermal deformation of double cylinder model
(magnification of displacement: mm×50)

4.2.4.3 モデル4とモデル5の熱変形の比較

モデル5は実体ローラーモデルの境界条件が似てゐるため、モデル5と実体モデルの結果は比較できることが考えられる。

実体ローラーモデルの分離終了時間(7006s)はモデル5の分離終了時間(5687s)より長いことが分かる。モデル5の両端は断熱であるため温度差はつきやすい理由を考えられる。

4.2.5 結 論

前節では、実体ローラーモデルについての焼外し可能な条件の検討を行なった、本節では、このような構造物の分離のメカニズムをより詳しく検討するため、焼嵌めで接合された単純な二重円筒モデルを用いて解析を行い、実体ローラーモデルとの比較及び検討を行なった。

二重円筒モデルと実体ローラーモデルの結果を比較し、以下の知見を得た。

- (1) スリーブとシャフトの両端を固定する二重円筒モデルについて、スリーブとシャフトは両方が鋼製、あるいはセラミック製の場合は分離できる(表 4-4)。スリーブがセラミック製、シャフトが鋼製の場合は分離できない。これは内側の鋼製シャフトの熱線膨張率が外側のセラミック製スリーブより大きいことを考えられる。
- (2) 一端を固定、別の一端が自由の二重モデルも考えられた。セラミック製スリーブの左端部と鋼製シャフトの右端部を固定のモデル5はスリーブとシャフトの左端部を固定のモデル4より分離が生じやすい。そして、スリーブとシャフトの変形の影響のためだと考えられる。
- (3) 境界条件が似てゐるため、実体ローラーモデルはモデル5の分離メカニズムと似てゐると考えられる。しかし、モデル5の分離時間は実体ローラーモデルより短い。これはモデル5の両端は断熱で温度差はつきやすいためだと考えられる。

第4章 参 考 文 献

1. Iwata, T., and Mori, H., “Material Choice for Hot Run Table Roller”, *Plant Engineer*, Vol.15, No.6 (1983), pp.55-59.
2. K.Suganuma, T. Fujita, K. Niihara and T. Okamoto, “Joining of ceramics and metals”, *Annual Review of Materials Science*, 18, 47-73 (1988)
3. Makoto Kinoshita, “Joining Techniques for Fine Ceramics(<Special Issue>Fine Ceramics as Precision Machine Material) [in Japanese]”, *Journal of the Japan Society of Precision Engineering* 54(7), 1231-1235 (1988)
4. Kenji Ikeuchi, “Joining of Ceramics to Metal-Friction Bonding and Anodic Bonding”, *Journal of the Japan Welding Society* 71(6), 422-426 (2002)
5. Nitta Isami, Kusama Keiichi, Hara Toshiaki, “Shrink fit between a ceramic and a metal element using a hybrid shrink fitter: Measurement of Fitting Strengths”, *JSME international journal. Ser. C, Dynamics, control, robotics, design and manufacturing* 38-C(3), 617-624 (1995)
6. K. Suganuma, T. Okamoto, M. Koizumi and M. Shimada, “Effect of thickness on direct bonding of silicon nitride to steel”, *Comm. Amer. Ceram. Soc.*, 68[12], 334-335 (1985)
7. Masakazu Tsuyunaru, Nao-Aki Noda, Hendra., and Yasushi Takase, “Maximum Stress for Shrink Fitting System Used for Ceramics Conveying Rollers”, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineering*, Vol.74, No.743 (2008), pp.919-925 (in Japanese)
8. Masako Nakahashi, “Joining of Ceramics to Metals[1]- Interfacial reactions between ceramics and metals”, *Journal of the Japan Welding Society* 65(3), 190-195 (1996)
9. You Chul Kim, “Joining of Ceramics/Ceramics and Ceramics/Metals[2]-Mechanics in Solid-State Welds”, *Journal of the Japan Welding Society* 65(4), 319-323 (1996)
10. Wenbin Li, Hiromasa Sakai, Yasushi Takase, Nao-Aki Noda, “Analysis of Separation Conditions for Shrink Fitting System Used for Ceramics Sleeve”, *Journal of Solid Mechanism and Materials Engineering*, Vol5, No.1(2011), pp14-24.
11. K. Torii, “Heat Transfer Across the Solid Interface Governed by its Microscopic

Surface-Structure-Interface between Macro-and Micro-Mechanics”, *Journal of the Japan Society of Mechanical Engineers*, Vol.96, No.892 (1993), pp.198-203 (in Japanese).

12. Toshimichi Fukuoka, Masataka Nomura, Akihiro Yamada, “Evaluation of Thermal Contact Resistance at the Interface Composed of Dissimilar Materials (in Japanese)”, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers. A* 76(763), 344-350 (2010)

第5章 焼嵌めで構成されたセラミックス製スリーブの焼外し過程における熱応力の検討

5.1 緒言

圧延工場における鋼板搬送用ローラー(図5-1参照)には、合金鋳鉄、炭素鋼や合金鋼が使用されており、使用条件によっては、比較的早期にローラー表面に摩耗・肌荒れが生じる場合がある。摩耗・肌荒れが一定の限界値をこえるとそれらを削除して、肉盛補修され再利用される。そこで、著者らは、図5-2(b)のように胴部をスリーブ化し、そのスリーブ材料を耐熱性・耐摩耗性に優れるセラミックスとし⁽¹⁾軸部をその両端に接合する新たな構造を考えた⁽²⁾。ここでは接合部を、従来の溶接接合ではなく必要に応じて比較的容易にスリーブと軸を分離できる焼嵌めとした。セラミックス化により、ローラーの交換サイクルを大幅に延長することが可能であり、さらにメンテナンスに要する時間・費用を軽減することができる。また、ローラーの自重が軽いため回転しやすく、鋼板の走行速度の変化に追従できる利点も考えられる。著者らは先に、この構造で稼動状態において、ローラーに生じる最大応力を焼嵌め応力 σ_{os} と分布荷重 w による応力 σ_{ob} を区別して考察した⁽²⁾。具体的には、焼嵌め率、軸嵌め込み長さ、スリーブ材質、接触部の曲率半径 ρ を変化させてその最大引張応力 $\sigma_{\theta_{max}} = \sigma_{os} + \sigma_{ob}$ への影響を明らかにした。一方、セラミックス製ローラーの軸に用いられる鋼材が摩耗すると、軸のみを取りかえるためにセラミックス製スリーブから軸を分離する必要がある。図5-3に示すように、分離には接触面のスリーブ外側を加熱し軸内面を水冷する必要がある。そこで著者らはこの分離過程における焼嵌め率、スリーブ外径、軸厚さ、嵌め込み長さ、スリーブ材料熱伝導率の影響については前報で明らかにした⁽³⁾。しかし、このような焼外し時に発生する応力についてはその値が大きければ破壊を生じるため重要であるが、まだ検討行っていない。

そこで本研究では、主に図5-2(d)に示すモデルBを用いて熱応力等の考察を行う。そして、熱応力に対する焼嵌め率、スリーブ外径、軸厚さ、軸嵌め込み長さ、スリーブ材料熱伝導率の各影響と、これらの要因が分離全体の過程でスリーブの最大応力に

及ぼす影響について有限要素法を用いた解析により明らかにする。さらに分離のメカニズムを解明するため、単純な二重円筒モデルに対しても実体ローラーモデルと比較して考察を行う。

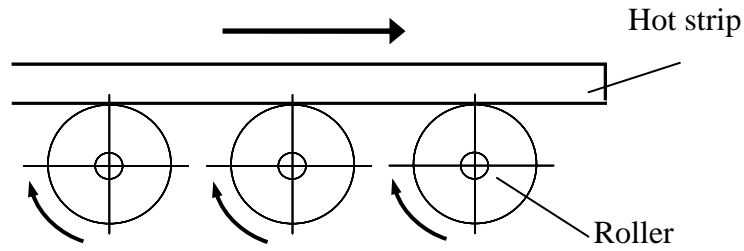


Fig.5-1 Layout of conveying rollers

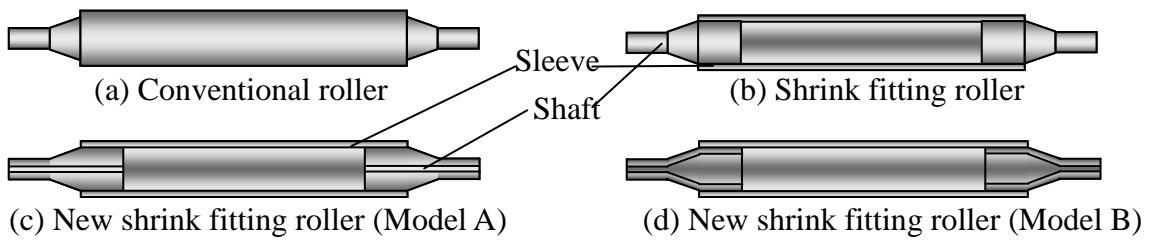
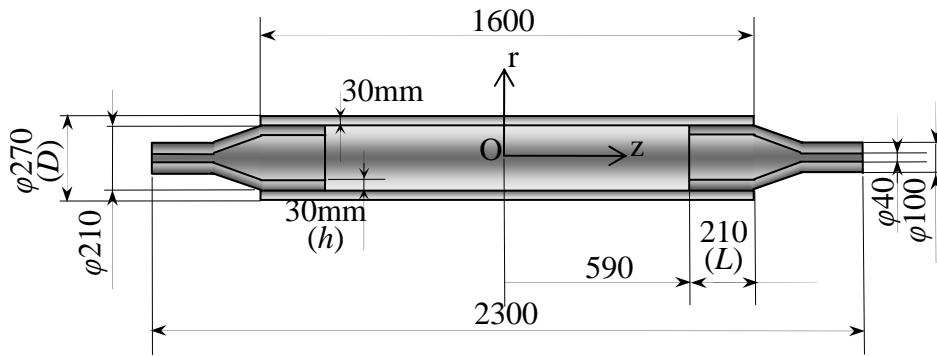
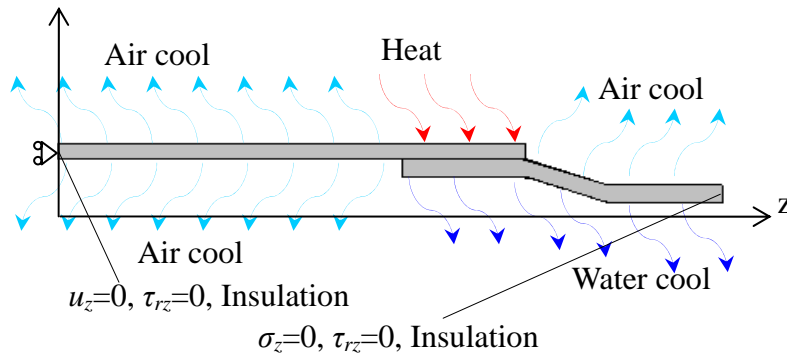


Fig.5-2 Roller structure



(a) Dimensions (mm)



(b) Boundary condition

Fig.5-3 Model B initially considered

5.2 解析条件

境界条件は第4章と同じように、加熱温度は Fig.4-4 に示し、与える熱伝達率 α とふく射率 ε の値を表 4-1 に示し、表 4-2 にローラーの材料の物性値を示す。本解析でも、熱伝導解析に加え熱変形解析も必要であるため、両者を交互に解く軸対称連成解析(熱伝導と熱変形)を 1 秒 1 ステップで行う。四辺形軸対称要素を使用し、初期形状(Model B)は、要素数 3760、節点数 4347 である。

5.3 実体ローラーモデルの解析結果及び考察

5.3.1 最大応力及び温度分布

解析の結果、スリーブの最大応力は円周方向応力であり、スリーブ内側で発生することが分かった。そこで、図 5-4 に、最大応力発生位置($z=720\text{mm}$)での、スリーブ内側と外側の温度と時間の関係を示す。なお、本節での焼嵌め率は $\delta/d=0.3\times 10^{-3}$ である。図 5-4 より、スリーブ内側と外側の温度差は分離するとき($t=6615\text{s}$)で最大となっていることが分かる。次に図 5-5 に、スリーブと軸の接触範囲における最大応力発生時($t=6246\text{s}$)での、スリーブ内側及び外側の温度分布を示す。また、図 5-6 にスリーブ断面の温度分布を示す。図 5-5 より、分離が完了した両端付近のスリーブ内外温度差は小さく、未分離域である中央付近の温度差は大きいことが分かる。また未分離域でも特に、分離完了域との境界で温度差が大きい。図 5-7 に、最大応力発生位置($z=720\text{mm}$)での、スリーブ半径方向の応力分布を示す。図 5-7 より、スリーブ外側に行くにつれて応力は減少していくことが分かる。また、一般に加熱が先行する部分には圧縮応力が生じるが、本事例では高温側のスリーブ外側でも引張応力が作用していることが分かる。図 5-8 には、スリーブと軸の接触範囲における最大応力発生時($t=6246\text{s}$)での、スリーブ内側の応力分布を示す。図 5-8 より、未分離域端部、分離完了域との境界付近で応力の凸起が見られる⁽⁵⁾。これは図 5-5 に示した境界での温度差に加え、接触端部での応力集中に起因するものと考えられる。

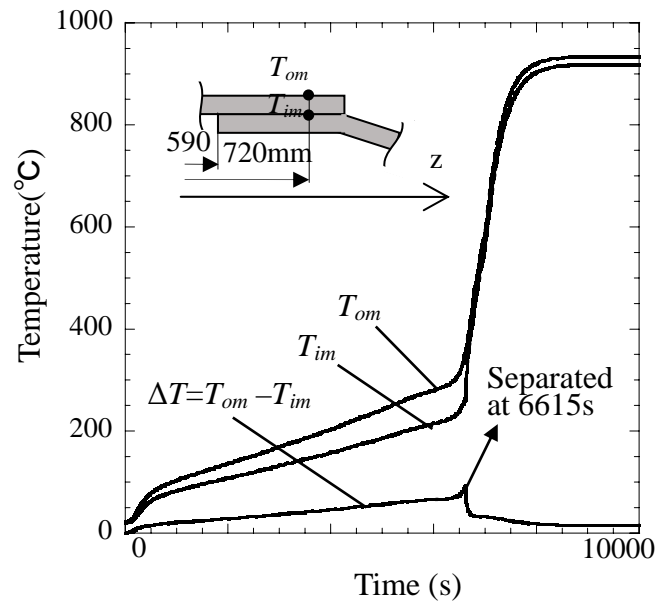


Fig.5-4 Temperature history in the whole process of separation ($\delta/d=0.3\times 10^{-3}$)

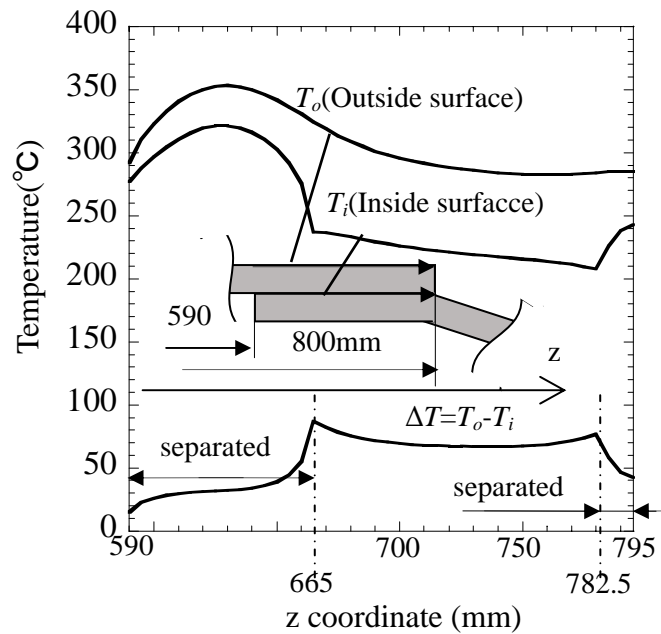


Fig.5-5 Temperature distribution along the interface when the maximum stress appears ($\delta/d=0.3\times 10^{-3}$)

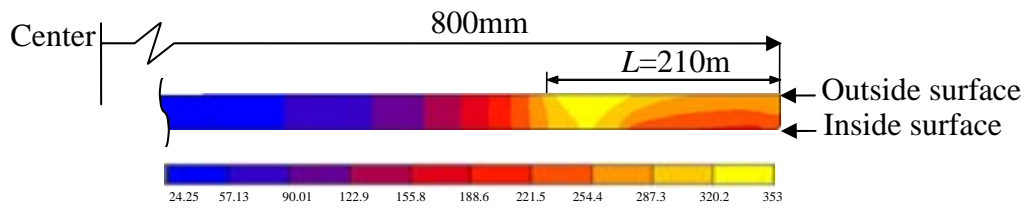


Fig.5-6 Temperature distribution of sleeve when maximum stress appears at 6246s ($\delta/d=0.3 \times 10^{-3}$)

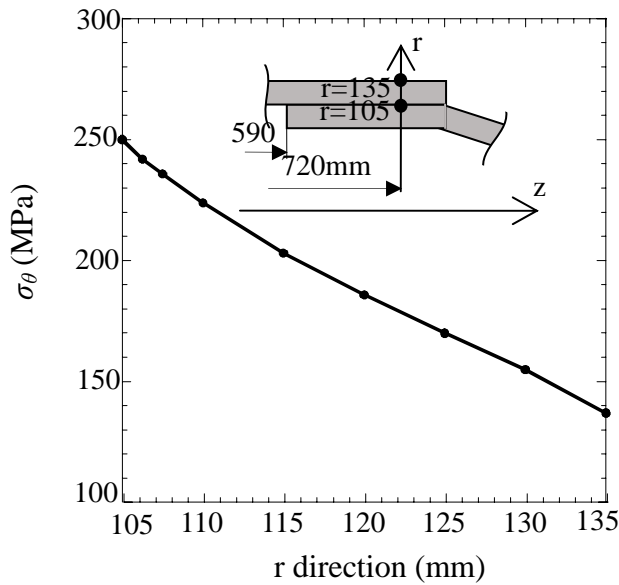


Fig.5-7 Stress distribution along r direction where and when maximum stress appears ($\delta/d=0.3 \times 10^{-3}$)

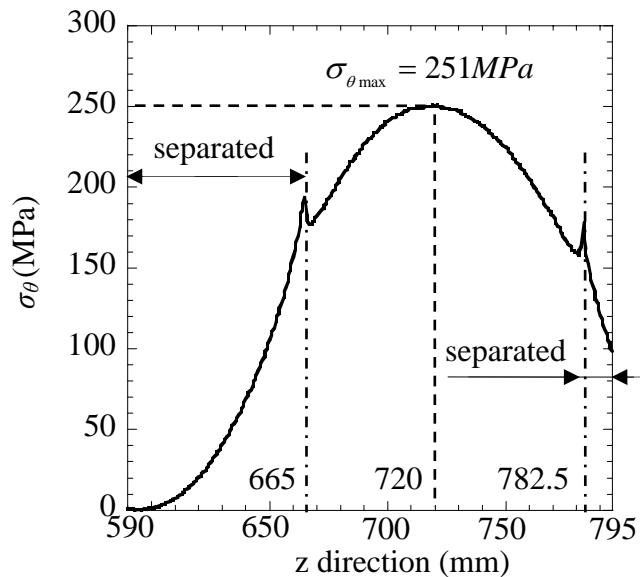


Fig.5-8 Stress distribution on the contact area when maximum stress appears ($\delta/d=0.3 \times 10^{-3}$)

5.3.2 最大応力及ぼす焼嵌め率 δ/d の影響

図 5-9 に焼嵌め率 δ/d を変化させたときの最大応力の時間変化を示す。ここで、加熱開始時($t=0s$)では、最大応力 $\sigma_{\theta_{max}}$ は焼嵌め応力 σ_{θ_s} (以降、焼嵌め応力: σ_{θ_s})であり、その最大値は図 5-10 に示すようにスリーブ内側の端部 A で生じる。図 5-9 より、焼嵌め率が大きいと最大応力は大きいことが分かる。また、最大応力は 500s 付近以降、時間とともに単調に増加していき、分離直前で最大値に達した後、急激に減少することが分かる。図 5-10 は $\delta/d = 0.3 \times 10^{-3}$ でのスリーブ断面の応力分布を示しており、図 5-10(a)は焼嵌め応力($t=0s$)、図 5-10(b)は加熱時の最大応力発生時($t=6246s$)での応力分布である。図 5-10(a)から焼嵌め応力の最大は 59MPa(引張)であるが、その後加熱過程で最大応力は 251MPa と、焼嵌め応力の 4 倍以上に増加することが図 5-10(b)から分かる。図 5-11 には、焼嵌め率と分離完了時間の関係を、図 5-12 に焼嵌め率と最大応力の関係を示す。図 5-11, 12 より、焼嵌め率と共に分離完了時間は長く、同様に最大応力も大きくなることが分かる。このように、焼嵌め率の増加は、焼外しの時間効率の低下や応力増加に伴う破壊リスクの増大をもたらす、焼外しを困難にする。そのためこれ以降では、分離完了時間と最大応力 $\sigma_{\theta_{max}}$ の関係について検討していく。

5.3.3 最大応力及ぼすスリーブ外径 D の影響

図 5-13 にスリーブ外径 D を 270mm, 405mm, 540mm と変化させて、焼嵌め率 δ/d を大きくしていった場合の分離完了時間と最大応力 $\sigma_{\theta_{max}}$ の関係を示す。図 5-13 より、 $\delta/d = 0.3 \times 10^{-3}$ のとき、径小の $D = 270mm$ では径大の 540mm より約 3 倍高い応力となる。このことより、外径 D を大きくすると、同じ焼嵌め率の下では最大応力を低減できることが分かる。また図 5-13 より、直径 D が異なっても最大応力はほとんど加熱時間のみで整理されていることが分かる。

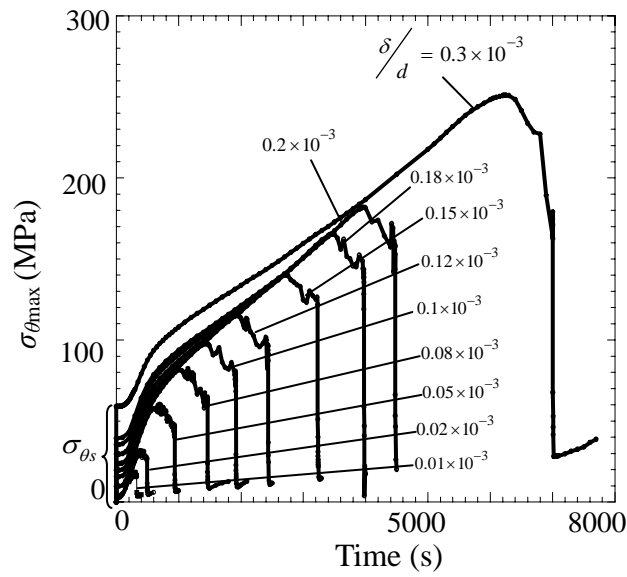


Fig.5-9 Maximum stresses vs. time for different δ/d

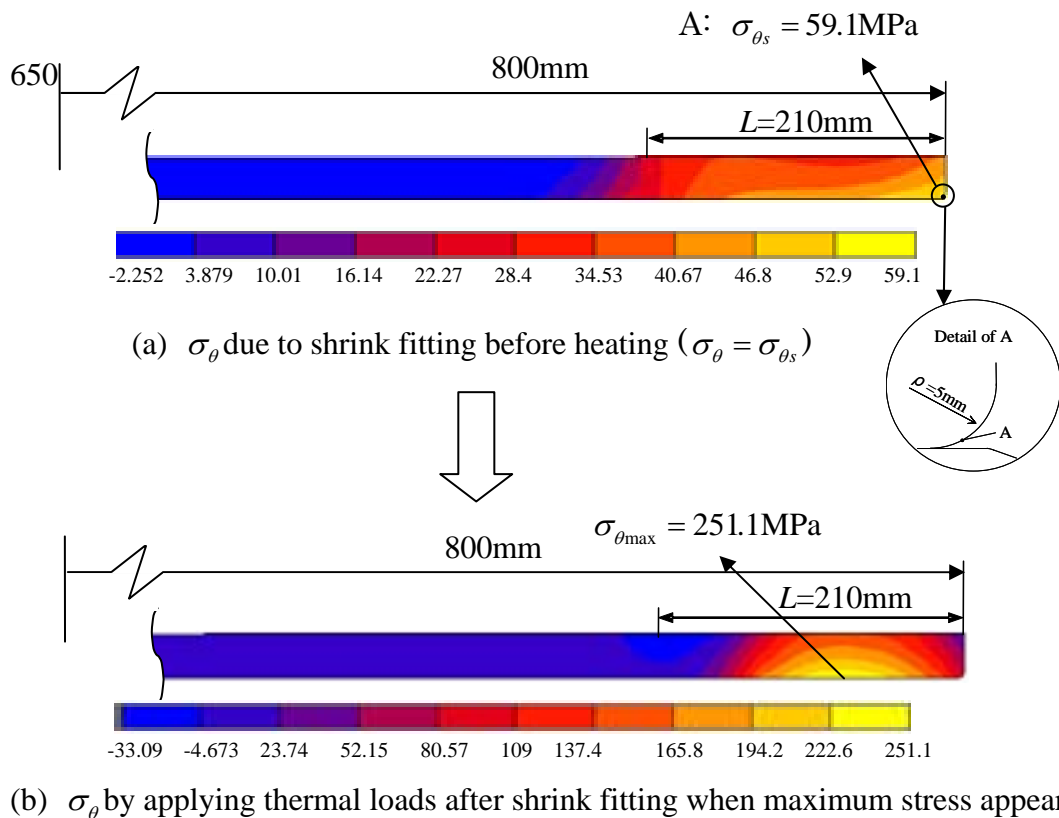


Fig.5-10 Stress distribution of sleeve ($\delta/d = 0.3 \times 10^{-3}$)

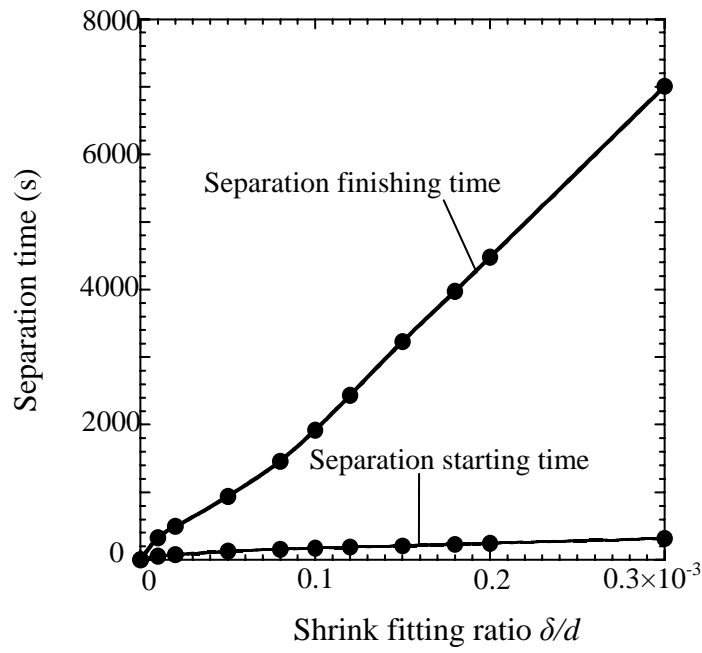


Fig.5-11 Effect of shrink fitting ratio on separation time

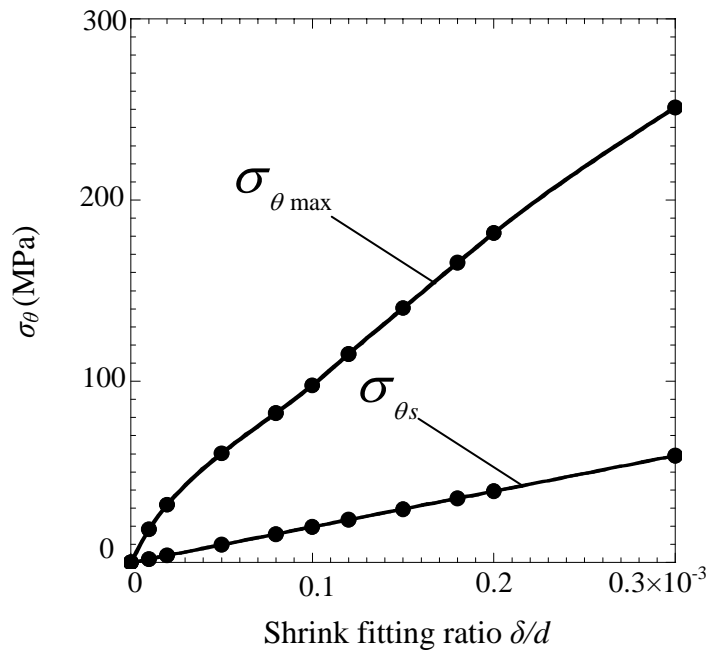


Fig.5-12 Effect of shrink fitting ratio on $\sigma_{\theta s}$ and $\sigma_{\theta \max}$

5.3.4 最大応力及ぼす軸嵌め込み部厚さ h の影響

図5-14に軸嵌め込み部厚さ h を20mm, 30mm, 40mmと変化させて, 焼嵌め率 δ/d を大きくしていった場合の分離完了時間と最大応力 $\sigma_{\theta\max}$ の関係を示す. ここで, $h = 40\text{mm}$ では $\delta/d > 0.08 \times 10^{-3}$ を超えるとスリーブから軸を分離することができないため, $\delta/d > 0.08 \times 10^{-3}$ までの値を示している. 図5-14より, 軸嵌め込み部厚さ h が異なると最大応力は加熱時間のみでは整理されないことが分かる. また, $h = 40\text{mm}$ では, 分離完了時間が5000sを超えた辺りで最大応力が大きく変化し, $\delta/d > 0.08 \times 10^{-3}$ ではセラミックス製スリーブの引張強さ500MPaを超えている. しかし, 同じ焼嵌め率の下では, h を小さくすると最大応力を低減できることが分かる.

5.3.5 最大応力及ぼす嵌め込み長さ L の影響

嵌め込み長さ L は, 通常的设计ではスリーブ内径に比例するように設定される. ここでは, 嵌め込み長さ L を100mm, 120mm, 140mm, 150mm, 180mm, 210mmとした場合で解析を行った. 加熱は $L = 210\text{mm}$ の時と同じ箇所で一定とし, 水冷及び空冷箇所は嵌め込み長さ L に対応して変化させた. 図5-15に嵌め込み長さ L を変化させたときに, 焼嵌め率 δ/d を大きくしていった場合の分離完了時間と最大応力 $\sigma_{\theta\max}$ の関係を示す. 前報で議論したように, 嵌め込み長さ L を210mmから短くしていくと分離完了時間は早くなるが, 140mm以下では一概にはいえない. 図5-15に示したように, $\delta/d = 0.3 \times 10^{-3}$ のときの最大応力は $L = 210\text{mm}$ で最大値をとり, L を小さくすると, $L = 140\text{mm}$ で最小値をとるが, さらに L を小さくすると若干増加していくことが分かる. これは以下のように考えられる. 外側スリーブの加熱域は210mmと一定にしているのに対して, 嵌め込み長さが短くなると軸の冷却において軸端面での空冷の影響が大きくなり, 軸の冷却能が減少する. したがって, 嵌め込み長さが短くなって外スリーブの加熱が進み, 抜け易くなる効果と前述の軸冷却能によるバランスで最短時間が決まってくるものと考えられる. また図5-15より, 嵌め込み長さ L が異なっても図5-13同様, 最大応力はほとんど加熱時間のみで整理されていることが分かる.

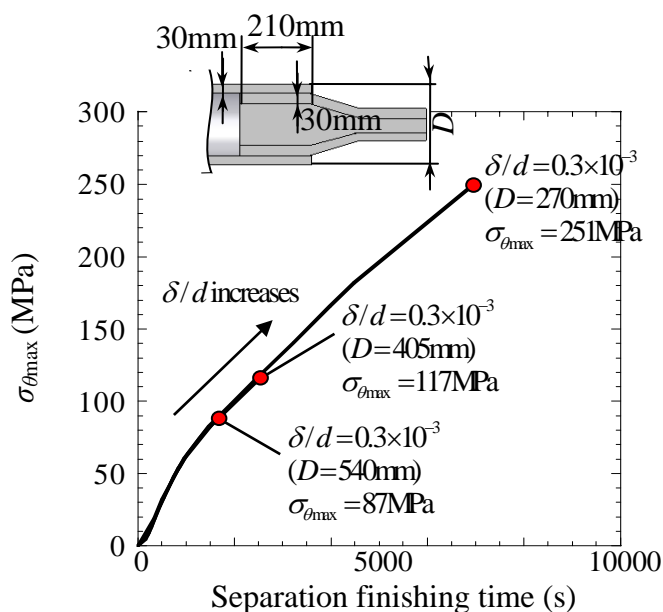


Fig.5-13 Effect of D on $\sigma_{\theta_{max}}$

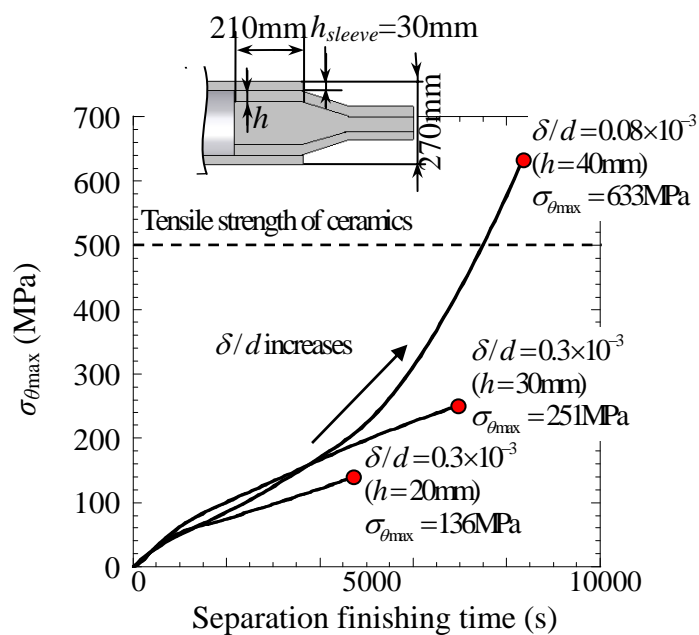


Fig.5-14 Effect of h on $\sigma_{\theta_{max}}$

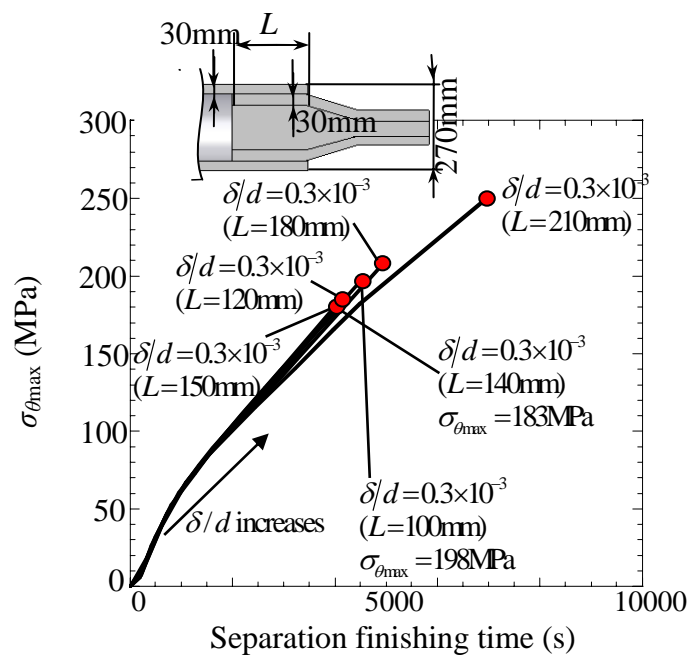


Fig.5-15 Effect of L on $\sigma_{\theta\text{max}}$

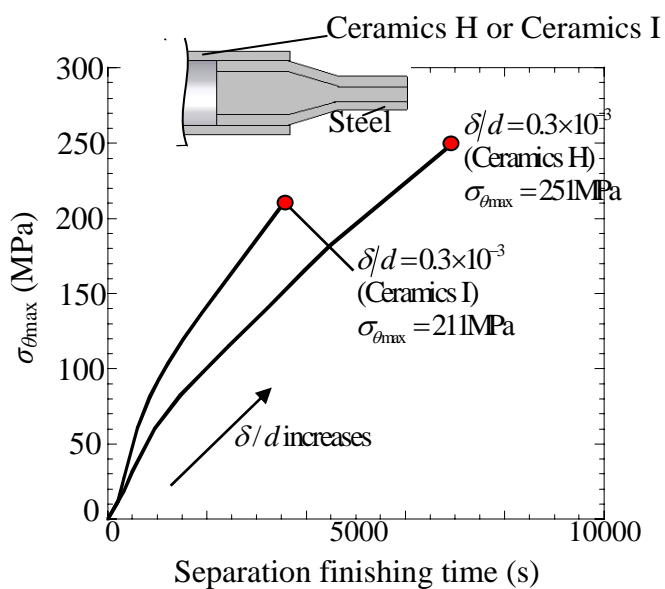


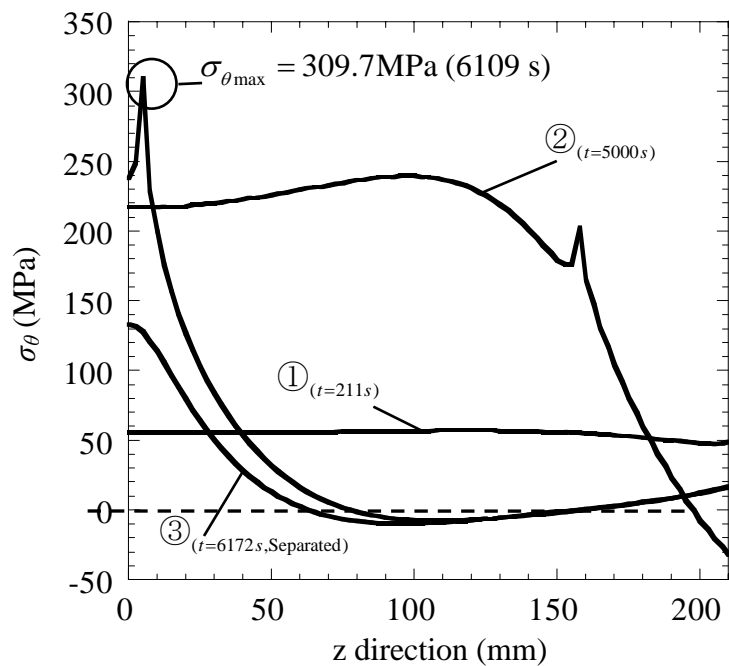
Fig.5-16 Effect of thermal conductivity on $\sigma_{\theta\text{max}}$

5.3.6 最大応力及ぼすスリーブ材料の熱伝導率の影響

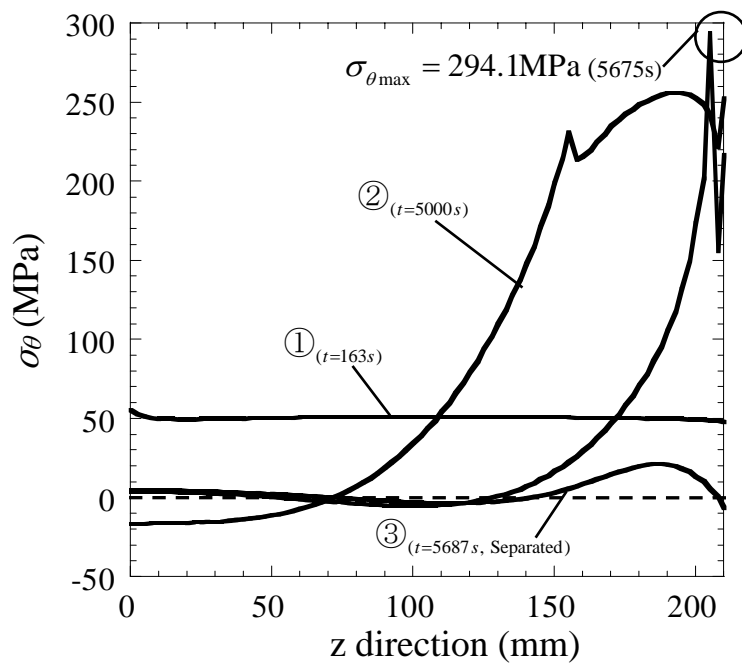
本解析では、スリーブに使用するセラミックスは表 4-2 に示す熱伝導率が異なるセラミックス H とセラミックス I を用いる。図 5-16 に各スリーブ材料における、焼嵌め率 δ/d を大きくしていった場合の分離完了時間と最大応力 $\sigma_{\theta\max}$ の関係を示す。図 5-16 より、セラミックス H に比べて熱伝導率が小さいセラミックス I の方が値は小さいことが分かる。このことより、同じ焼嵌め率の下では、スリーブに用いるセラミックスの熱伝導率が小さいと最大応力を低減できることが分かる。また図 5-16 より、スリーブの熱伝導率が異なる最大応力は加熱時間のみでは整理されないことが分かる。

5.4 二重円筒モデルの解析結果

図 5-17 に、二重円筒モデル 4, 5 の各時間に対応した全接触面における外側円筒内面の円周方向の応力 σ_{θ} 分布を示す。図 5-17 より、モデル 4, 5 とともにローラーモデルの結果である図 5-8 同様、未分離域での分離域との境界付近で応力に凸起が見られるところは注目される。また、モデル 4, 5 とともに最大応力は分離完了の直前で発生し、分離完了後は接触面全体の応力が急減することも分かる。



(a) Model 4



(b) Model 5

Fig.5-17 Stress distribution along z direction of model 4, 5 ($\delta/d=0.3\times 10^{-3}$)
(Time progress: ①→②→③)

5.5 結 論

本研究では、胴部セラミックス製スリーブ両端に、鋼製中空軸を焼嵌めたセラミックスローラーにおいて、スリーブ外側を加熱して軸を焼外し交換する場合の熱応力等について解析、検討を行った。そして、焼嵌め部の寸法、形状、材料物性が焼外しを完了する過程の応力に及ぼす影響を考察し、以下の知見を得た。

(1)スリーブに生じる最大応力は円周方向応力であり、焼嵌め部のスリーブ内側に発生する。最大応力は温度差が最大になる分離時ではなく、その少し前に生じる。

(2)焼嵌め率 δ/d を大きくすると、最大応力は大きくなる。焼嵌め率 δ/d が大きくなると分離完了時間が長くなって線膨張率の大きい鋼製軸の温度が高くなることによる影響が大きい。

(3)焼嵌め率一定でスリーブ外径 D を大きくすると最大応力が低減し、 $\delta/d = 0.3 \times 10^{-3}$ のとき、 $D = 540\text{mm}$ では $D = 270\text{mm}$ と比べ約 1/3 低減する(図 5-13)。

(4)焼嵌め率一定で軸嵌め込み部厚さ h を小さくすると最大応力が低減し、 $\delta/d = 0.3 \times 10^{-3}$ のとき、 $h = 20\text{mm}$ では $h = 30\text{mm}$ と比べ約 1/2 低減する(図 5-14)。

(5)焼嵌め率一定で嵌め込み長さ L を小さくしていくと、いったん最大応力は低減するが、 $\delta/d = 0.3 \times 10^{-3}$ のとき $L = 140\text{mm}$ で最小値となり、 L をさらに小さくしていくと最大応力は大きくなっていく(図 5-15)。

(6)焼嵌め率一定では、スリーブ材料として低熱伝導率のセラミックスの方が最大応力が低減する(図 5-16)。

(7)焼嵌め率を小さく、スリーブ外径 D を大きく、軸嵌め込み厚さ h を小さく、セラミックス製スリーブを低熱伝導率にすると、いずれの場合も熱応力が低減する。これは焼外し時間が短くなることと一致する。

(8)二重円筒モデルで両端を固定したモデルの場合、外側及び内側が線膨張率の大きな鋼の場合分離することができるが、両円筒、または外側円筒が線膨張率の小さなセラミックスの場合分離は困難である。

(9)外側円筒が線膨張率の小さなセラミックスで内側が鋼製円筒場合でも、境界条件を変更することで分離が可能となる。

第5章 参 考 文 献

1. Iwata, T. and Mori, H., “Material Choice for Hot Run Table Roller”, *Plant Engineer*”, Vol.15, No.6(1983), pp.55-59.
2. 露成正一, 野田尚昭, HENDRA, 高瀬康, “搬送用ローラーにおけるセラミックス製スリーブの焼嵌め接合部に生じる最大応力について”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol.74, No.743 (2008), pp.919-925.
3. Wenbin Li, Hiromasa Sakai, Yasushi Takasei, Nao-Aki NODA, “Analysis of Separation Conditions for Shrink Fitting System Used for Ceramics Sleeve”, *Journal of Solid Mechanism and Materials Engineering*, Vol5, No.1(2011), pp14-24.
4. 鳥居薫, “表面微細構造に支配される固体接触伝熱, マクロとミクロの接点”, 日本機械学会誌, Vol.96, No.892 (1993), pp.198-203.
5. S, Timoshenko, *Strength of Materials, Part II* (1976), p.212, Robert.E Krieger Publishing Company

第6章 結 論

セラミックスは熱や腐食に対して優れた性質を備えているが、一方では鋼に對比して靱性が小さく、応力集中部から破壊につながる欠点がある。加えて、成形や加工が困難で、高価なため構造物としての実用化が限られている。特に、数百 mm を超える大型構造物の製品例は少なく、それらは外力や熱衝撃の低い、搬送用ローラーや成形ロール等で使われているのみである。このように、大型構造物でのセラミックス化が進まない原因の一つに、信頼性が低いにもかかわらず、その対応技術や研究の遅れが考えられる。

そこで本研究では連続溶融金属めっき用ロールや搬送用ローラーなどの大型セラミックス構造物の強度設計に関する問題を取り上げた。具体的な課題としては、焼嵌め接合部において、使用中に生じる熱衝撃や曲げの繰り返しに対する強度設計について有限要素法と有限体積法を用いて解明した。また、ロール、ローラーが長期間使用されて、耐用寿命に到った後に、保守整備がなされる際に必要な接合部の解体についても、解析を行った。

得られた結論はすでに各章の終わりに示したが、それらを要約すると次のようになる。

(1) 第1章：セラミックスの特徴及び構造用セラミックスを用いた高温で用いられる製品開発を中心とする歴史について述べた。そして、大型セラミックス構造物の強度信頼性の向上、メンテナンス時の効率の向上を目標として、焼嵌め接合からなる構造物を研究する必要性を述べた。

(2) 第2章：連続溶融金属めっき用ロールとしてセラミックス製ロールを適用する場合の熱応力について検討した。本ロール（胴部直径：600mm，軸部直径：540mm， $\delta/d = 0.1 \times 10^{-3}$ ，その他詳細は Fig. 2-2, Table 2-1 に参照）において最大の熱応力は、稼動に際して高温保持されためっき浴中にロールを浸漬する時に生じる。そこで、胴部スリーブとシャフトとを焼嵌め接合にて組立てたセラミック製シンクロールを溶融亜鉛に浸漬するので、スリーブとシャフトとの接合部における接触状態の変化についても解析した。また、熱解析に必要な熱伝達

係数も併せて解析し、その特徴を考察した。解析によって得られた結論を以下に示す。

①浸漬時のロール表面での熱伝達係数を有限体積法を用いて三次元解析を胴部、頸部及び軸部に分けて行い、いずれも浸漬先頭部で最大であり、後端よりやや前面で最小値をとることが分かった。最大値と最小値の倍率は2~5である。また、頸部を除き、最大値はロール長手端部で生じる。

②ロールを熔融亜鉛に浸漬する過程において、シャフトとスリーブとの焼嵌めによる接触は、浸漬が進行するにつれて浸漬が先行するスリーブ下部から分離していき、ロール全体が浸漬した後固定位置に到達する間、スリーブの熱膨張が先行して、50%以上が非接触状態になる。さらに浸漬が進行していくとシャフト部も膨張するため、接触状態が回復していく。このことから、焼嵌めロール接合部における最大応力は焼嵌め応力に熱応力を加えるよう単純な方法では予測できないことが分かる。

③焼嵌めロールのスリーブに生じる最大応力は、下側半分程度が浸漬した時と、全体が浸漬する34秒後の二回にピーク値が現れる。その中の最初のピークが最大応力163MPaで、セラミックスの設計強さ333MPa ($\sigma_B/S=500/1.5$) より小さいことが分かった。また、その位置はスリーブとシャフトが接触していないことから、内面からの入熱に対して非接触状態(断熱状態)になり、スリーブの内外温度差、スリーブのシャフト接合部と非接合部との加熱変形の差異等に起因して、最大応力が発生すると考えられる。

④スリーブとシャフトとの非接触による断熱の効果を調べるため、単体スリーブで焼嵌め接合部に相当する位置を断熱した場合の解析を行った。この場合、最大応力は焼嵌めロールより15%ほど大きくなった。このことから、単体スリーブの解析により、焼嵌めロールのスリーブ部の応力状態を安全側で予測できることが分かった。

(3) 第3章：連続酸洗設備用ロールの胴部、頸部にセラミックス、軸部に鋼を用い各部品を焼嵌めで接合する構造を考える。本研究はこのような構造物(胴部直径：600mm，頸部直径：540mm，軸部直径：150mm， $\delta/d=0.3\times 10^{-3}$ ，その

他詳細は Fig. 3-3, Table 3-1 に参照) を考えて焼嵌め率, スリーブ厚さを変化させてその最大引張応力による瞬時破壊と最大応力振幅による疲労について検討した. 解析によって得られた知見を以下に示す.

①焼嵌め部における焼嵌めによる, スリーブの最大応力 $\sigma_{\theta_{\max}}$ はスリーブが厚い場合は内面に生じるが, 薄い場合は外面に生じるので, 薄い場合には設計上注意を要する.

②焼嵌め後に曲げ負荷が加わる条件下において, 焼嵌め率 δ/d を大きくしていくと, $\sigma_{\theta_{\max}}$ はある δ/d で極小値をとる.

③焼嵌め率 δ/d を大きくすると, 部分的な当りが生じ難くなり, スリーブとスペーサーリングが固着状態に近づく. δ/d を大きくしていったら, 曲げによるスリーブの応力 σ_{θ_b} が一定となる δ/d と有効接触面積比 (接触面積/見かけ上の接触面積) S_r/S_a が 1 となる δ/d とはほぼ一致することが分かった.

④焼嵌め率 δ/d , スリーブ厚さ h を大きくすると, 部分的な当りによる応力集中の効果が回避できるので, 疲労による破壊を防ぐことができる. また, 本研究の範囲内ではスリーブが薄い場合でも, 焼嵌め率が大きい方が疲労に対して安全側となる.

(4) 第4章: 搬送用ローラーの軸部には鋼を用いるため, 軸受部での摩耗や肌荒れ, 定期的な交換が必要である. セラミックローラー (胴部直径: 270mm, 軸部直径: 210mm, $\delta/d = 0.3 \times 10^{-3}$, その他詳細は Fig. 4-7, Table 4-1 に参照) の胴部スリーブをセラミックス, 中空軸部を鋼として焼嵌めた場合における軸交換のための焼外しの条件について検討を行った. 加えて, 焼嵌め部の寸法, 形状, 材質が分離に及ぼす影響を考察した. このような構造物の分離メカニズムをより詳しく検討するため, 焼嵌めで接合された単純な二重円筒モデルを用いて解析を行い, 実体ローラーモデルとの比較及び検討を行なった. 以下の知見を得た.

①スリーブ外側から加熱し, 軸内側を水冷することによって軸内孔の小さい場合は分離不可能であるが, 内孔を大きくした軸部肉厚の小さい場合は分離可能である.

②雰囲気温度の上昇が速く、焼嵌め率を小さく、スリーブ外径 D を大きく、軸嵌め込み厚さ h を小さく、セラミックス製スリーブを低熱伝導率にすると、いずれの場合も分離時間が短縮できる。

③嵌め込み長さ L を変化させていくと、分離時間が最も長いのは $L=210\text{mm}$ の場合で、最も短いのは 140mm の場合であり、 $L=140\text{mm}$ をこれより短くするとむしろ分離時間は長くなる。このように、嵌め込み長さは短かすぎでも、分離はしにくくなることが分かった。

④二重円筒モデルにおいて、スリーブとシャフト双方共両端を長さ方向に固定する場合、両方共鋼製、あるいはセラミック製の場合は分離できた。しかし、スリーブがセラミックス、シャフトが鋼の場合は分離できなかった。

⑤セラミックススリーブと鋼製シャフトの組合せ二重円筒も出るにおいて、以下の場合には分離できた。すなわち、セラミックスの一端のみを固定した条件で、鋼も同様に固定する場合は分離できた。セラミックスの一端のみを固定し、鋼の反対側を固定すると更に分離しやすくなることが分かった。

⑥二重円筒モデルを用いた分離メカニズムの考察により、実体モデルの分離過程を論理的に理解することができた。

(5) 第5章：胴部セラミックス製スリーブ両端に、鋼製中空軸を焼嵌めた搬送用ローラーにおいて、スリーブ外側を加熱して軸を焼外す場合の熱応力等について解析し、軸交換のための検討を加えた。そして、焼嵌め部の寸法、形状、材料物性が焼外し過程の応力に及ぼす影響を考察し、以下の知見を得た。また、複雑な焼外し過程の挙動を、より理解しやすくする目的で、同芯二重円筒モデルを用い、円筒材質の組合せや、端面支持の条件を変えて外周加熱による焼外し挙動を調べた。

①スリーブに生じる最大応力は円周方向応力であり、焼嵌め部のスリーブ内側に発生する。最大応力は温度差が最大になる分離時ではなく、その少し前に生じる。

②焼嵌め率を小さく、スリーブ外径 D を大きく、軸嵌め込み厚さ h を小さく、セラミックス製スリーブを低熱伝導率にすると、いずれの場合も熱応力が低減する。これは焼外し時間が短くなることと一致する。

③焼嵌め率一定で嵌め込み長さ L を小さくしていくと、いったん最大応力は低減するが、 $\delta/d = 0.3 \times 10^{-3}$ のとき $L = 140\text{mm}$ で最小値となり、 L をさらに小さくしていくと最大応力は大きくなっていく。

④二重円筒モデル 4, 5 の各時間に対応した全接触面における外側円筒内面の応力を考察した。モデル 4, 5 とともにローラーモデルの結果と同じように、未分離域での分離域との境界付近で応力に凸起が見られた。また、実体モデルと同様に、モデル 4, 5 とともに最大応力は分離完了の直前で発生し、分離完了後は接触面全体の応力が急減することが分かった。

謝 辞

本論文は、九州工業大学工学部 野田尚昭教授の懇切丁寧なご指導のもとにまとめ上げられたもので、終始変わらぬ熱心なご鞭撻を賜り、格別のご配慮にあずかりました。論文を完成させることができましたのはひとえに野田教授のご指導のおかげであり、ここに心より感謝の意を表します。

本論文の作成にあたり、九州工業大学工学部 幸左賢二教授、九州工業大学工学部 宮崎康次教授、九州工業大学工学部 松田健次教授、九州工業大学工学部 佐野義一先生には、貴重な御助言とご教示をいただきました。厚く御礼を申しあげます。また、工学部技術部 高瀬康技術員には、研究全般にご援助を頂きました。深く感謝いたします。

さらに、九州工業大学工学部弾性力学研究室の皆様には、研究の遂行の上でご協力とご助力を頂きました。ここに感謝の意を表します。とくに、修士2年生酒井悠正氏（第2, 3, 4, 5章）、修士1年生原田正太氏（第4章）、修士2年生東佑亮氏（第2章）には、各章の数値計算に助力を頂きました。皆様のご支援と激励に心より感謝いたします。

付 録 A

熔融金属にセラミックスを浸漬させるときの熱伝達係数について

1 緒 言

比較的大型のセラミックスの熔融金属中における用途として、低圧鋳造法に用いられるストークや、連続熔融金属めっき用ロールなどがあげられる。低圧鋳造は、熔融金属を高速・高圧で金型に注入する鋳造技術であり、連続熔融金属めっき用ロールは自動車用等に使用される鋼板をメッキさせる際に用いられる熔融金属メッキ浴中のロールである。それぞれの概略図を図 1 に示す。

ストーク及びロールには、従来から、鉄鋼材料などが使用されているが、耐食性が不十分なため短寿命である。すなわち、使用中に溶損が進み、鋳造品及びめっき品の外観や機械的な特性を低下させる要因のひとつとなっている。セラミックスを用いることができれば、必要な期待される耐食性、耐熱性、耐摩耗性を十分に満足することが可能となり、長寿命化が達成できるようになった。しかし、一方で、セラミックスは靱性が鉄鋼材料に対して小さいという欠点があり、高い荷重や衝撃によって破壊が生じるリスクがある。

そこで、セラミックスを熔融金属めっきロールに用いる場合に懸念される熱衝撃に対する安全性を検討するため、浸漬する際の最大引張応力を精度良く求める必要があると考えた。そのためには浸漬時の熔融金属による熱伝達係数を求める必要がある。ここでは有限体積法を用いて、セラミックス構造物の形状、大きさ、速度などを変え、熱伝達係数への影響を解析し、考察した。

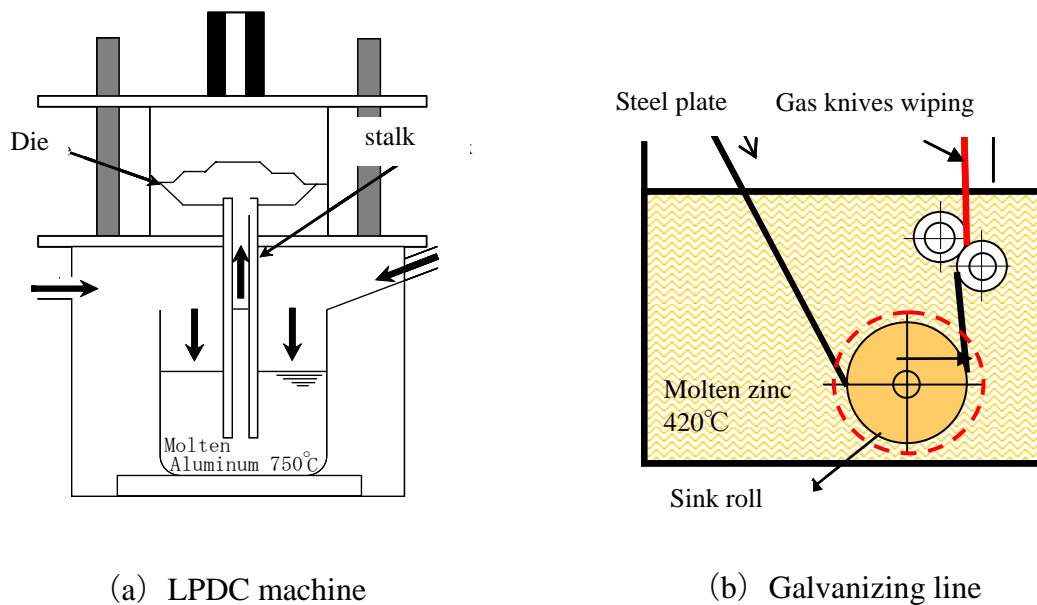


Fig.1 Schema of the low pressure die casting (LPDC) machine

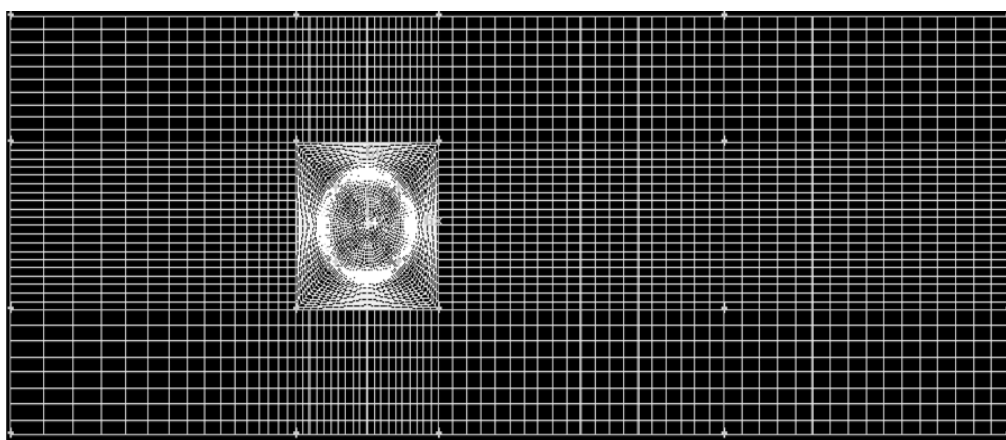


Fig.2 Mesh for 2D circular model

2 解析方法および解析条件

2.1 熱伝達係数 α の解析方法

計算格子は計算格子作成ソフト **GAMBIT2.4.6** を用いて作成した。図 2 にメッシュモデルの例を示す。数値解析には、汎用解析コード **FLUENT6.3.26** を使用した。本計算コードで用いる基礎方程式は質量保存方程式と運動保存方程式であり、有限体積法により解かれる。

2.2 解析条件

表 1 に、420°C(693K)での溶融亜鉛、及び 750°C (1023K)での溶融アルミニウムの物性値を示す。また、表 2 に、ストークに用いられている **Sialon** の物性値を示す。本研究では **Sialon** を用いて二次元モデルを作製し解析を行なう。また、形状の影響を調べるために、円形モデル、長方形モデル、楕円形モデルについて調べ、流速の影響、角度に対する影響についても調べた。

以上のモデルで形状や浸漬方向、流速による熱伝達係数の影響を有限体積法で確認する。

Table 1 Material properties of molten zinc and molten aluminum

Physical Property	Zinc (420°C)	Al (750°C)
Thermal conductivity(W/m · K)	58.8	112
Kinematics viscosity (mm ² / s)	0.489	0.967
Isobaric specific heat (Kj / kg · K)	0.505	1.10
Viscosity (mPa · s)	3.26	2.20
Constants in Eq. (1) when		
Re=1×10 ³ -2×10 ⁵ (C ₁)	0.26	0.26
Re=1×10 ³ -2×10 ⁵ (n)	0.6	0.6

$$Nu_m \equiv \frac{\alpha_m \cdot D}{\lambda} = C_1 \cdot Re^n \cdot Pr^{0.37} \cdot \left(\frac{Pr}{Pr_w} \right)^{0.25} \quad (Re=1 \times 10^3 \sim 2 \times 10^5) \quad (1)$$

Table 2 Material properties of ceramics

Material Property	Sialon
Thermal conductivity(W / m · K)	17.0
Specific heat (J / kg · K)	650
Specific Weight	3.26

3 熱伝達係数の解析結果

3.1 ストークの解析結果

3.1.1 垂直に浸漬する際のストークの熱伝達係数

ここでは、ストークを速度 $u = 25\text{mm/s}$ で図 1(a)の示すように熔融金属に垂直に浸漬した時のストーク内外の熱伝達係数を解析した。図 3 は軸対称モデルと、二次元長方形モデルを比較した熱伝達係数を示す。二次元長方形モデルの結果は、軸対称モデルで直径が無限大となった場合に相当する。軸対称モデルでは、図 3 に示すように管の外側 A と内側 B の流れが異なる。一方、二次元モデルの両側 C, D では、 α の値はモデルの形状の対称性より一致している。また、二次元モデルの C, D の値は、軸対称モデルのストーク外側 A と内側 B の α の平均値に近い値となった。この理由は、軸対称モデルの内側の場合、熔融アルミニウムが円筒内部に侵入する際に流速が少し減速され、これら内外の影響が平均化されるためだと考えられる。

3.1.2 平行に浸漬する際のストークの熱伝達係数 (仮定)

図 4 はストーク ($2a = 170\text{mm}$) を速度 $u = 25\text{mm/s}$ で熔融アルミニウムに平行に浸漬した時(図 1(b)のような場合を仮定)の円柱の表面熱伝達係数の分布を示している。なお、この図は二次元円柱が $u = 25\text{mm/s}$ の流れに置かれた場合に対して浸漬速度を流入速度とした熱流動計算を行って解析した結果である。図 4 に示すように、 α の値は $x = -85\text{mm}$ で最大値 $\alpha_{\max} = 10.2 \times 10^3 \text{W/m}^2 \cdot \text{K}$ となり、 $x = 65\text{mm}$ 付近で最小値 $\alpha_{\min} = 2.5 \times 10^3 \text{W/m}^2 \cdot \text{K}$ となる。その平均値は $\alpha_m = 6.7 \times 10^3 \text{W/m}^2 \cdot \text{K}$ であり、Zukauskas の値(公式(1)) $\alpha_m = 6.4 \times 10^3 \text{W/m}^2 \cdot \text{K}$ と大体においてよく一致している。

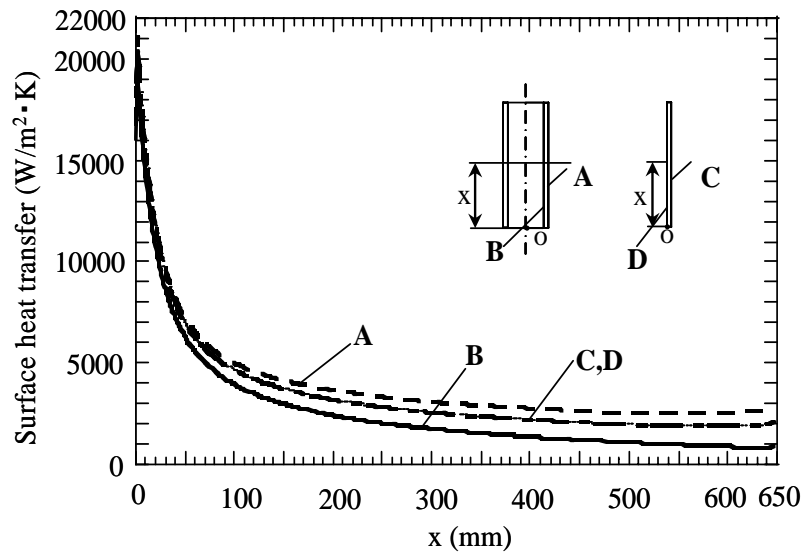


Fig.3 Surface Heat transfer coefficient α for 2D and axis-symmetry model as a function of x in the molten metal with the velocity $u = 25mm / s$

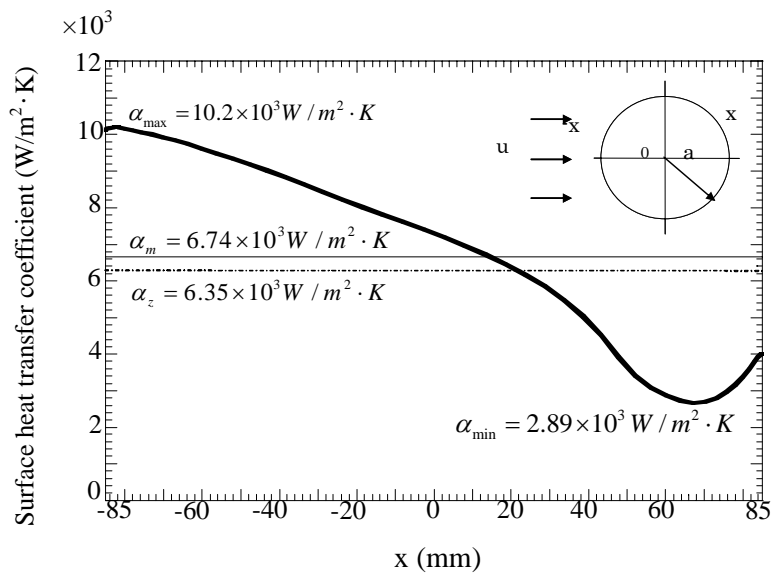


Fig.4 Surface heat transfer coefficient as a function of x for 2D circular model in the molten metal with the velocity $u = 25mm / s$

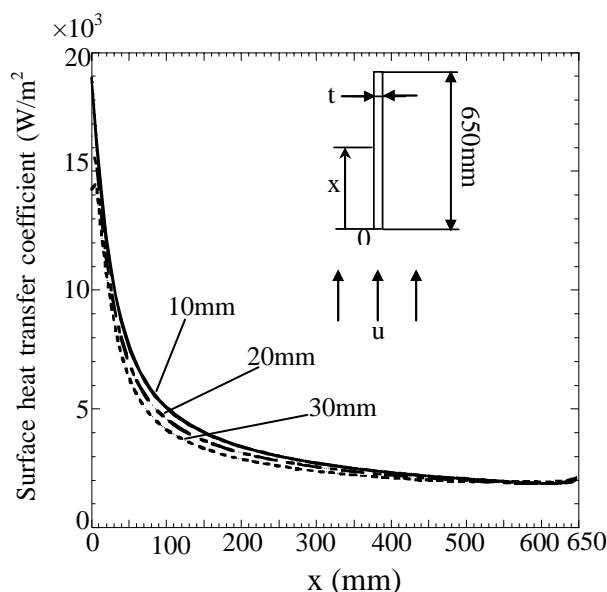


Fig.5 Surface heat transfer coefficient for 2D models with different thicknesses as a function of x in the molten metal with the velocity $u=25\text{mm/s}$

3.2 厚さ t を変えた場合の二次元長方形モデルの熱伝達係数

図 5 に厚さ t を $10\sim 30\text{mm}$ の間で 5mm 間隔で変化させ溶融アルミニウムを $u = 25\text{mm/s}$ で流入させた際の二次長方形モデルの結果を示す. 厚さ t を $10\sim 30\text{mm}$ に設定したのはセラミックスの構造上, この厚さでしかセラミックス製構造物を作製できないからである. 図 5 から分かるように熱伝達係数の最大値及び最小値は変わらないことが分かる. 違いが見られるのは $x = 50\sim 250\text{mm}$ の位置で, 厚さ t が小さいほど熱伝達係数が大きくなっている. この理由としては厚さ t が大きくなるほど $x = 0$ の位置で溶融アルミニウムが迂回することで長方形モデル $x = 50\sim 250\text{mm}$ の位置に接触する溶融アルミニウムの量が減少するため熱伝達係数が小さくなると考えられる.

3.3 直径及び溶融金属を変えた場合の平均熱伝達係数

次に, 直径 D の影響を調べるため, 直径を変えた二次元円形モデルの平均値を比較した結果を図 6 に示す. この図 6 は, 図 4 と同じ条件で二次元円柱が流れに置かれた場合に対して浸漬速度を流入速度とした熱流動計算を行い, 直径を $20\sim 540\text{mm}$ で変えたときの結果である. また, 溶融金属を, 溶融アルミニウム及び溶融亜鉛の二つの結果を比較する解析も行った. 図 6 より, 熱伝達係数の値は異なるが, 溶融金属に関わらず, 直径 D が大きくなると熱伝達係数は小さくなった.

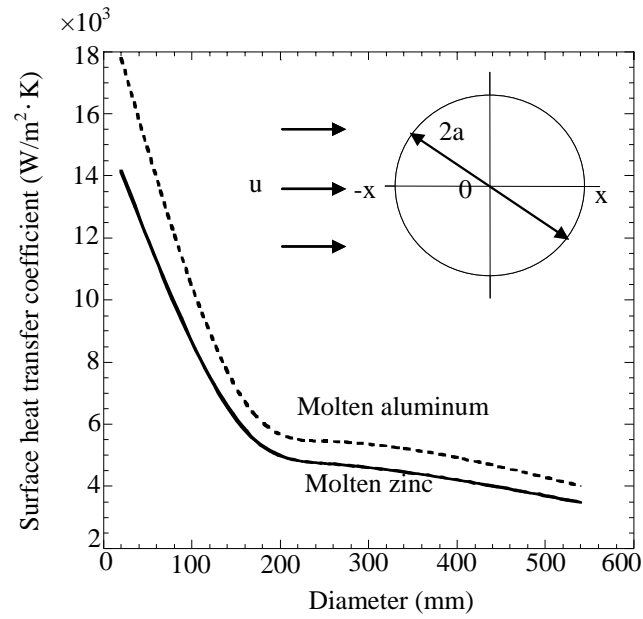


Fig.6 Average surface heat transfer coefficient for different diameter and molten metal with the velocity $u = 25 \text{ mm/s}$

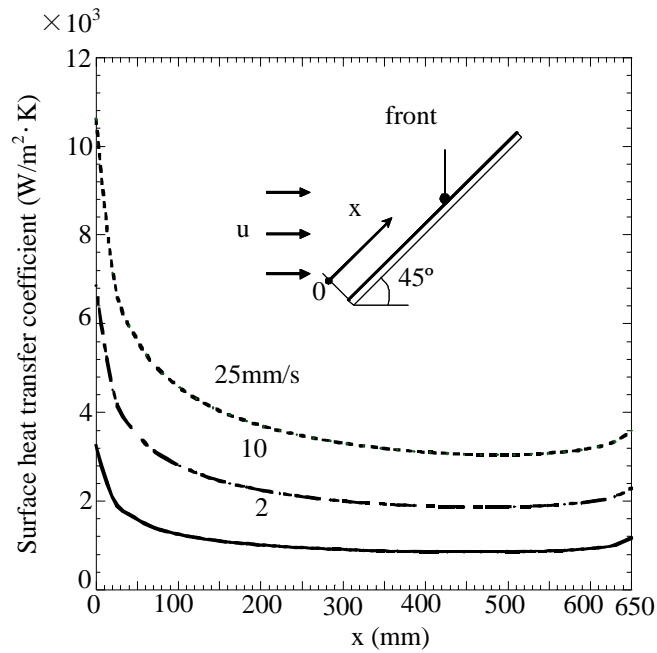


Fig.7 Surface heat transfer coefficient for front of 2D rectangular model ($t=20 \text{ mm}$) inclined by 45° with different velocities

3.4 厚さ $t=20\text{mm}$ の場合の二次元長方形モデルを 45° 傾けた際の熱伝達係数

図 7, 図 8 に厚さ 20mm , 長さ 650mm の二次元長方形モデルを 45° 傾け, 溶融アルミニウム中に $2\sim 25\text{mm/s}$ で浸漬させた際の熱伝達係数である. また, ここでは浸漬速度を溶融金属の流入速度として, 熱伝達係数を算入した. 図 7 に外側, 図 8 に内側の熱伝達係数を示す. まず図 7 について説明する. 流入速度を $2\sim 25\text{mm/s}$ で変えて計算したが, どの流速でも一番左端 $x=0\text{mm}$ の位置で熱伝達係数が最大となった. また $x=0\sim 100\text{mm}$ の位置まででは熱伝達係数は小さくなっていき, それ以降では, ほぼ一定の値となった. この理由としては, 溶融金属が $x=0\text{mm}$ の位置で接触し, その後, 溶融金属の流速が小さくなり, レイノルズ数が小さくなったため熱伝達係数が小さくなったと考えられる. 図 8 では, 図 7 と同様に一番左端の, $x=0\text{mm}$ の位置で最大の値になった. $x=0\sim 100\text{mm}$ の位置まで小さくなり, 流速によって異なるが, それ以降より熱伝達係数は緩やかに大きくなっていった. 流速が大きくなっていくほど $x=100\text{mm}$ 以降では熱伝達係数が大きくなった. 原因としては, 溶融金属が $x=0\text{mm}$ の位置で接触後, 流速が大きくなるほど迂回する距離が小さくなり, モデルに沿って溶融金属が流れ, 熱伝達係数が大きくなったと考えられる.

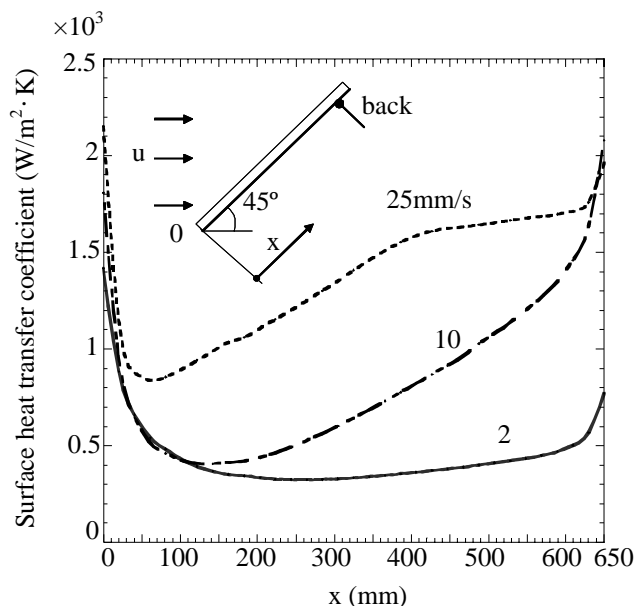


Fig.8 Surface heat transfer coefficient for back of 2D rectangular model ($t=20\text{mm}$) inclined by 45° with different velocities

3.5 厚さ $t=20\text{mm}$ の場合の二次元長方形モデルを 90 度傾けた際の熱伝達係数

図 9, 図 10 に厚さ 20mm, 長さ 650mm の二次元長方形モデルを 90 度傾け, 熔融アルミニウム中に 2~25mm/s で浸漬させた際の熱伝達係数である. また, ここでは浸漬速度を熔融金属の流入速度として, 熱伝達係数を算出した. 図 9 に前面, 図 10 に裏側の熱伝達係数を示す. まず図 9 について説明する. 二次元モデルの両端で熱伝達係数が最大となり中心にいくにつれ小さい値をとった. また, 流速が大きいほど熱伝達係数が大きくなった. 原因としては熔融金属が二次元モデルに近づくにつれて迂回するため両端の熱伝達係数が大きくなり, 中央にいくにつれ小さくなったと考えられる. 次に図 10 の説明をする. 図 10 も, 図 9 と似たような値となった.

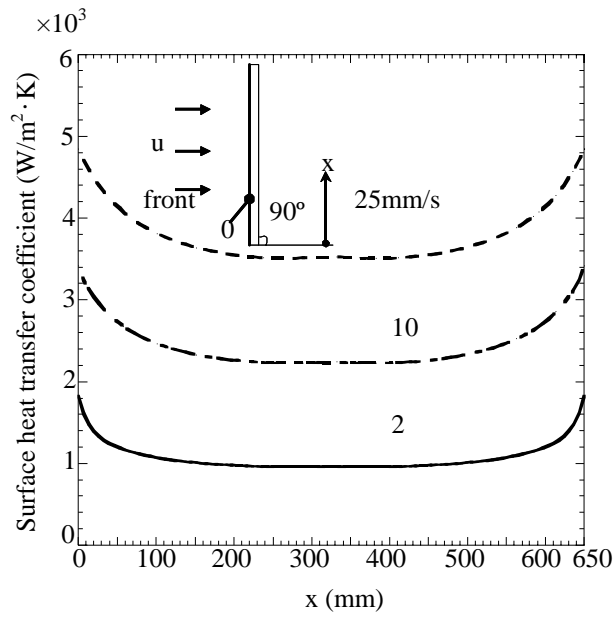


Fig.9 Surface heat transfer coefficient for front of 2D rectangular model (t=20mm) inclined by 90° with different velocities

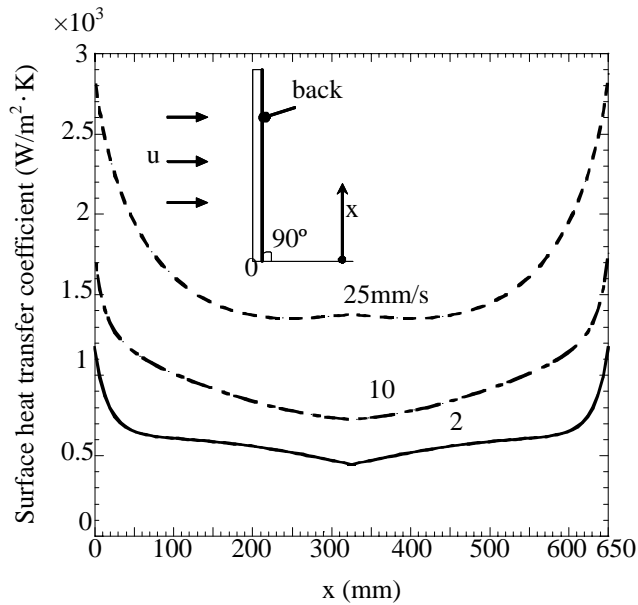


Fig.10 Surface heat transfer coefficient for back of 2D rectangular model (t=20mm) inclined by 90° with different velocities

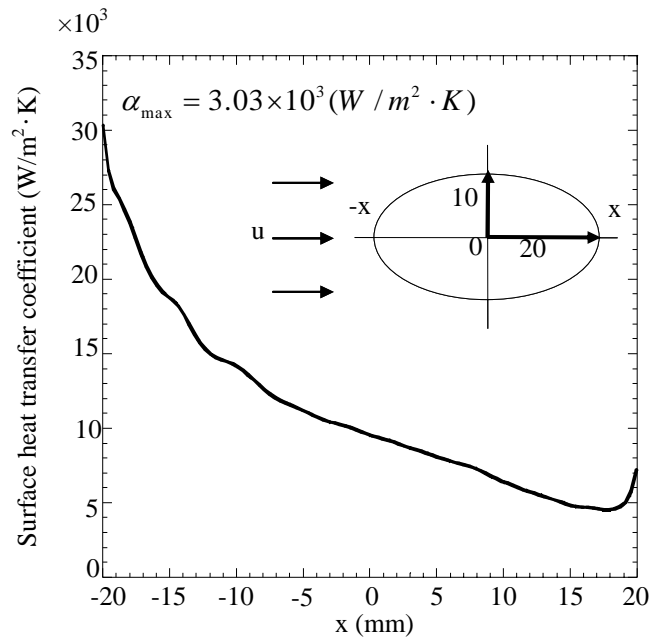


Fig.11 Surface heat transfer coefficient for 2D elliptical model (a:b=10:20) with the velocity $u=25\text{mm/s}$

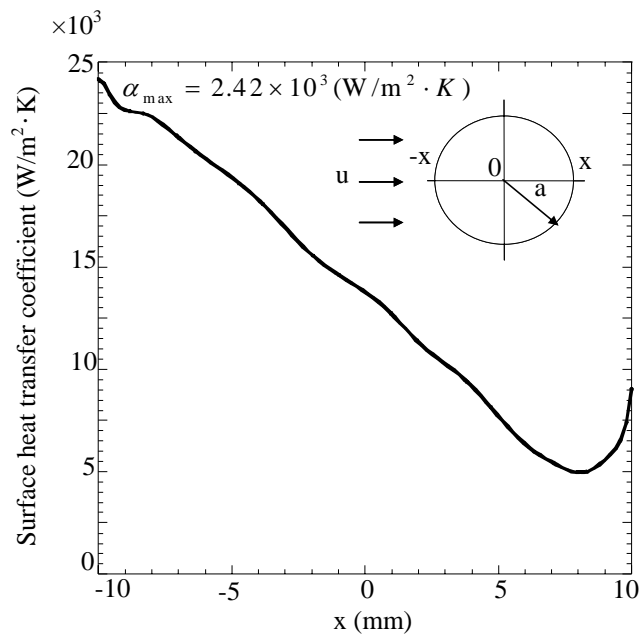


Fig.12 Surface heat transfer coefficient as a function of x for 2D circular (D=20mm) in the molten metal with the velocity $u=25\text{mm/s}$

3.6 二次元楕円形モデルの熱伝達係数

次に、二次元楕円形モデルの熱伝達係数について説明する。短軸の長さを a 長軸の長さを b としたとき、 a 対 b の長さ(mm)を 10:20, また、二次元長方形モデルとの比較のために 10:325 の寸法の違う二つの二次元楕円について解析を行なった。はじめに、図 11 の $a:b$ が 10:20 のときの熱伝達係数について説明する。図 12 に直径 $d = 20\text{mm}$ の二次元円形モデルの熱伝達係数の結果を示す。図 11 と図 12 を見比べると一番左端の位置で熱伝達係数が最大となり、二次元楕円形のほうが円形モデルよりも大きくなった。原因としては、楕円モデルの局率半径が $\rho = 5\text{mm}$ と円形モデルより小さく熔融金属に対する影響が大きいためだと考えられる。また、それ以降では、ほぼ円形モデルと似たような値となった。次に図 13 の $a:b$ が 10:325(mm)について説明するため、図 14 に、二次元楕円形と二次元円形のモデルを比較した図を示す。この図から分かるように二つを見比べると $x = 0 \sim 325\text{mm}$ の位置ではほとんど似たような値になった。しかし、左端の熱伝達係数の最大値は楕円モデルが円形モデルの約 5 倍の値をとった。原因としては二次元楕円形の曲率半径 ρ が 0 に近く熔融金属に対する影響が大きく、澱み点での熱伝達係数が大きくなったと考えられる。また、 $x = 0\text{mm}$ 以降ではほぼ一定の値となった。

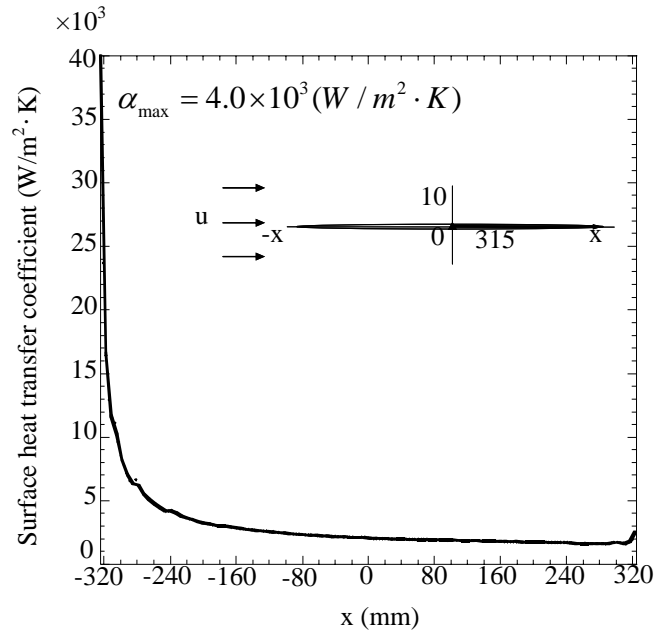


Fig.13 Surface heat transfer coefficient for 2D elliptical model (a:b=10:325) with the velocity $u=25\text{mm/s}$

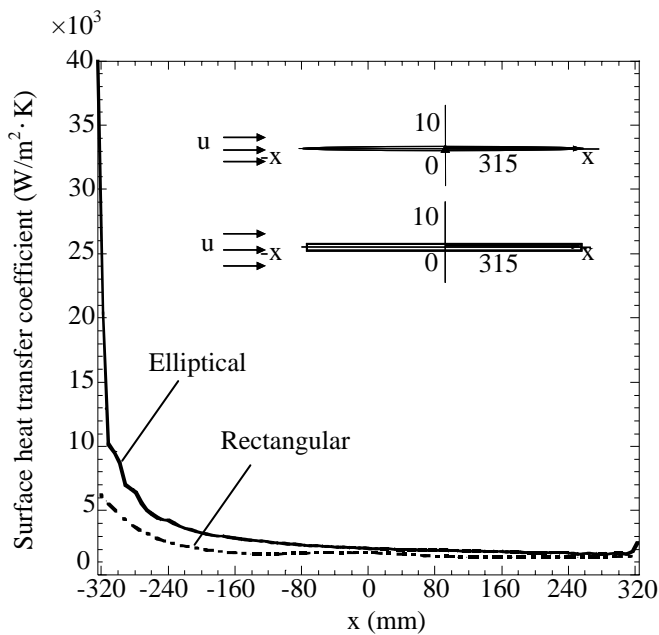
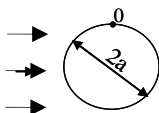
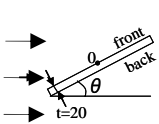
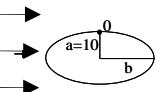


Fig.14 Surface heat transfer coefficient for 2D elliptical model and 2D rectangular model with the velocity $u=25\text{mm/s}$

4 結論

結論として, 表 3 には, 速度 $u = 25\text{mm/s}$ で異なるモデルの表面熱伝熱係数の結果を示す. 熱伝熱係数の最大値はセラミックス製モデルの前端で生じることが分かる.

Table3 Results of surface heat transfer for different models with the velocity $u=25\text{mm/s}$ ($\text{W/m}^2\cdot\text{K}\times 10^3$)

Model	Dimension	α_{\max}	α_0	α_{\min}	
	$2a=20\text{mm}$	24.1	14.6	0.49	
	$2a=170\text{mm}$	8.38	5.63	1.62	
	$2a=540\text{mm}$	5.21	3.07	1.02	
	$\theta=0^\circ$	17.5	2.45	1.88	
	$\theta=45^\circ$	front	10.6	3.24	3.05
		back	2.15	1.41	0.84
	$\theta=90^\circ$	front	4.85	3.52	3.51
		back	2.85	1.36	1.35
		$a/b=1/2$	30.3	9.55	4.53
$a/b=1/32.5$		39.9	2.08	1.61	