

Title	セラミックシェルモールド鋳物の健全性に関する基礎的研究
Author(s)	田中, 照司
Citation	大阪大学, 1985, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/117
rights	
Note	

Osaka University Knowledge Archive : OUKA

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

Osaka University

セラミックシェルモールド鑄物の 健全性に関する基礎的研究

昭和60年7月

田 中 照 司

セラミックシェルモールド鑄物の 健全性に関する基礎的研究

昭和60年7月

田 中 照 司

目 次

第1章 緒 論	1
1.1 セラミックシェルモールド法概説	1
1.2 鑄造方案作成に関する従来の研究	7
1.2.1 砂型鑄物での引け巣発生予測に関する研究	7
1.2.1.1 Pellini 等の方案規則	7
1.2.1.2 Chvorinov 則	8
1.2.1.3 数値計算法	9
1.2.2 セラミックシェルモールド鑄物での引け巣発生予測に 関する研究の現状と問題点	10
1.3 本研究の目的および概要	13
1.3.1 本研究の目的	13
1.3.2 本研究の概要	13
参 考 文 献	15
第2章 セラミックシェルモールド鑄物の健全域に及ぼす鑄型 および鑄造条件の影響	18
2.1 緒 言	18
2.2 実 験 方 法	18
2.3 実 験 結 果	23
2.3.1 健全域の吟味	23
2.3.2 標準条件 ($\alpha = 1.4$, $T_m = 1600^\circ\text{C}$) での肉厚 (t), モジュラス (v/s) と健全域 (a , b) の関係	27
2.3.3 鑄込温度 (T_m), モジュラス比 (α) と健全域 (a , b) の関係	29
2.3.4 鑄型をセラミックウールで保温した場合	32
2.3.5 盲押湯, 押湯保温の影響	33
2.3.6 ネック付押湯の場合	34
2.3.7 円板および円筒試験片の場合	36

2.4 考 察	38
2.5 結 論	43
参 考 文 献	44

第3章 セラミックシェルモールド鑄物の健全域に及ぼす

鑄型間熱放射の影響	45
3.1 結 言	45
3.2 実 験 方 法	47
3.3 実 験 結 果	48
3.4 考 察	50
3.4.1 表面積補正係数 (K) の物理的意味	54
3.4.2 表面積補正係数 (K) と熱放射形状係数の関係	58
3.5 結 論	62
参 考 文 献	63

第4章 セラミックシェルモールド鑄物の健全域に及ぼす

肉厚勾配およびチルの影響	64
4.1 結 言	64
4.2 実 験 方 法	65
4.3 実験結果および考察	69
4.3.1 鑄物健全域に及ぼす肉厚勾配の影響	69
4.3.1.1 一般砂型鑄物での文献データの見直し	69
4.3.1.2 セラミックシェルモールド鑄物での実験結果	73
4.3.2 セラミックシェルモールド鑄物健全域に及ぼすチルの影響	78
4.4 結 論	80
参 考 文 献	81

第 5 章	セラミックシェルモールド鑄物実体の組織および機械的性質	
	に及ぼす鑄造条件の影響	82
5.1	緒 言	82
5.2	実 験 方 法	82
5.3	実験結果および考察	85
5.3.1	マクロ組織と健全域の関係	85
5.3.2	マイクロ組織と健全域の関係	87
5.3.3	引張試験結果	89
5.3.3.1	引張試料採取位置の影響	89
5.3.3.2	鑄造条件の影響	91
5.4	結 論	96
	参 考 文 献	97
第 6 章	本研究成果のセラミックシェルモールド実製品への適用	98
6.1	緒 言	98
6.2	実製品の概要	98
6.3	鑄造方案検討の実施例	103
6.3.1	製品A（ポンプ用インペラー）の場合	104
6.3.2	製品B（化学プラント用部品）の場合	108
6.3.3	製品C（原子力用バルブ部品）の場合	111
6.4	結 論	116
第 7 章	総 括	117
	謝 辞	119

1.1 セラミックシェルモールド法概説

本研究の中心テーマであるセラミックシェルモールド鑄物は、工業的、歴史的あるいは技術的にみて、普通の砂型鑄物とは異なる独得の領域を形成している。

セラミックシェルモールド法は、ソリッドモールド法とともに、インベストメント法の一つに分類される。通常、精密鑄造法と呼ばれるものは、このインベストメント法の他にプラスターモールド法、セラミックモールド法があげられる⁽¹⁾が、今日ではインベストメント法は精密鑄造品生産量の約80%を占め⁽²⁾、工業的規模の点で他の二つを圧倒している。更に、セラミックシェルモールド法とソリッドモールド法を比べた場合、耐火材料、造型技術の進歩によりセラミックシェルモールド鑄物がインベストメント鑄物の大半を占めるようになっており⁽³⁾、このように考えると、精密鑄造品の大半はセラミックシェルモールド法によるものとみて差しつかえない。なお、パタン材料にワックスを用いるロストワックス法とインベストメント法とはほぼ同義語で使用されることが多いようであるが、最近ではワックスの代りにユリア樹脂やナフタリンを用い他の点でロストワックス法と何ら変らない方法も開発されており、本論文ではこれらの技術を総称してインベストメント法と呼ぶことにする。

さて、インベストメント法の原理は古代エジプトにおける青銅製の美術鑄物の製作法にすでに見出される。この方法は、その後インド、中国を経て我国にも伝わり、西歴4世紀頃から仏像や工芸品の製作に利用されるようになった。この方法が工業的な生産手段として取り入れられるようになったのは、英国において

1930年航空機用エンジン部品の製造に利用されたのが最初であり、次いで1940年に米国のアウステナル・ラボラトリー社により整形外科方面で使用されていた鑄造技術をタービン翼の製造に利用し、戦中には約4,000万枚の翼が作られたといわれる⁽⁴⁾。その後、ジェットエンジンの進歩とともにインベストメント法の技術

も飛躍的に向上し、今日ではガスタービンエンジン用の一方向凝固あるいは単結晶タービン翼を⁽⁶⁾ 頂点としてジェットエンジンの性能を左右する重要技術にまで高度成長するとともに、表1-1⁽¹⁾に示すように、その適用範囲は広い工業分野に及び、いわゆる高付加価値铸件の生産手段として確固たる地歩を築くにいたった。製造方法では、最初の頃(1940~1955年)はソリッドモールド法が中心であったが、年代が進むにつれいろいろな面で優れた性質をもつセラミックシェルモールド法の使用が急速に増え、現在は大勢的にはセラミックシェルモールド法へ移行している。

表1-1 インベストメント法の用途例⁽¹⁾

機 種	品 名
ガスタービン、ジェットエンジン部品	動翼、静翼、ノズル、ロータ、コネクタ、クレビス、ハウジング、アダプタ、その他
航空機機体部品	操縦装置、翼機構、座席装置、空気調節装置などのレバー、フレーム、ヒンジ、ジョイント、通信機用シャーシ、その他
内燃機関部品	予燃焼室噴口、過給機翼車、噴口、入口導翼、その他
蒸気タービン部品	動翼、静翼、ノズル、噴口片、その他
車両部品	バルブシート、トルクコンバータホイール、ロータリプレートシフタ、ヘリカルクラッチ、セグメントギア、パウル、クロー、ストップ、その他
食品機械、印刷機械、製紙機械部品	ウエアリングプレート、カム、ホルダ、ディスクプレート、アタッチメント、その他
圧縮機、バルブ部品	バルブシート、バルブガイド、弁体、弁座、その他
ポンプ部品	インペラ、ノズル、ジョイント、ギアケース、ジョイントケース、その他
電気装置、通信機部品	ノーフェーズブレーカ部品、変圧器部品、導波管、スプロケット、カム、特殊モータフレームコア、ヨーク、磁石、レーダ用ホーン、その他
計測器部品	マイクロフレーム、ハイトゲージ、スライダ、フィラ、ジャイロ、レバー、カム、アーム、ジョイント、ホイール、その他
紡織機部品	カム、レバー、ラチェット、ガイドホルダ、その他
工業用マシン部品	布送り、布押え、レバー、内外釜、アタッチメント、その他
銃火器部品	小銃、猟銃、拳銃などの引金、撃鉄、トップスナップ、脚頭、照星、照星座、その他
事務機械	レバー、フィンカー、ドライブシャフト、フレーム、ナンバリング、セグメントギア、その他
原子炉	燃料制御棒用ベロシティーリミッタ、燃料棒用タイプレート
その他	包装梱包機部品、エレベータ部品、製材木工機械部品、ホイールバーナ部品、工具類、スポーツ用品、医療用器具、その他

一方、我国におけるインベストメント法の発達は、戦後の航空機産業の遅れもあって、他の技術分野のそれと比べるとまことに心さみしいものであった。すなわち、戦後の各種産業の勃興期において、我国でも一部でロストワックス法の生産研究が開始されたが、膨大な開発費と長期の開発期間が必要とされたため、ロストワックス法を将来性のある業種である点に注目した多くの企業は、独自で開発をすすめるよりもむしろ手取り早い方法として海外技術の導入に走った。(1960年以降) こうして技術導入により一挙に国内の生産技術が向上したものの、技術導入先との条項等に抱束されて、多くの技術は次第にベールをかけられるようになり、ここにロストワックス業界のもつ特殊性が生まれるにいたった。⁽⁴⁾今日の我国でのインベストメント法の生産規模は米国でのそのわずか10%程度であり、精密鍛造におけるこのような我国業界の特殊状況が、いかにその後の技術の発達を阻害したかを物語っている。

セラミックシェルモールド法の製造法を図1-1をもとに簡単に説明すると、⁽⁶⁾まず最初に鑄造しようとする品物にほぼ相似で、造型過程中の使用材料の熱膨張、収縮量を加味した寸法のパタンをワックスまたはそれと類似の材料で作成し、そのパタン表面を微粉の耐火物とバインダーを混合したスラリーでおおひ、それが乾かぬうちに粗い耐火物をふりかける。その後、この作業を数回繰返して所要の厚みにする。次に乾燥したあと加熱してパタン材料を熔融溶出させる。鑄型内に残留する少量のパタン材料は高温で加熱燃焼させる。このようにして鑄型内部に空洞をつくり、鑄型を高温状態に保ったまま溶湯を鑄込むものである。ソリッドモールド法は、最初のスラリーコート、耐火物のふりかけまでは前記のセラミックシェルモールド法と同じであるが、これ以後の工程は図1-1に示したように異なる。

このセラミックシェルモールド法の利点としては、(1)寸法精度が高い (2)耐火物の使用量が少ない。(3)造型法は繰返し作業のため部分的な機械的自動化が可能である。(4)製造コストが安い。(5)いくつかの合金について機械的性質の再現性がよい、などがあげられる。⁽³⁾

このように、セラミックシェルモールド鋳物は、一般の砂型鋳物とは製造工程、使用材料等の技術面でも顕著な差がみられるが、両者製品の特性を一般的に比較すると表1-2⁽¹⁾⁽⁷⁾のようである。

また、特に本研究のテーマである鋳物凝固時の引け巣発生に関連した鋳型の特性で比較すると表1-3のようであり、溶湯金属の熱エネルギーが鋳型から大気中へ移動していく過程あるいはそれを制御すべき要因は、セラミックシェルモールドの方が明らかに複雑であることが理解される。

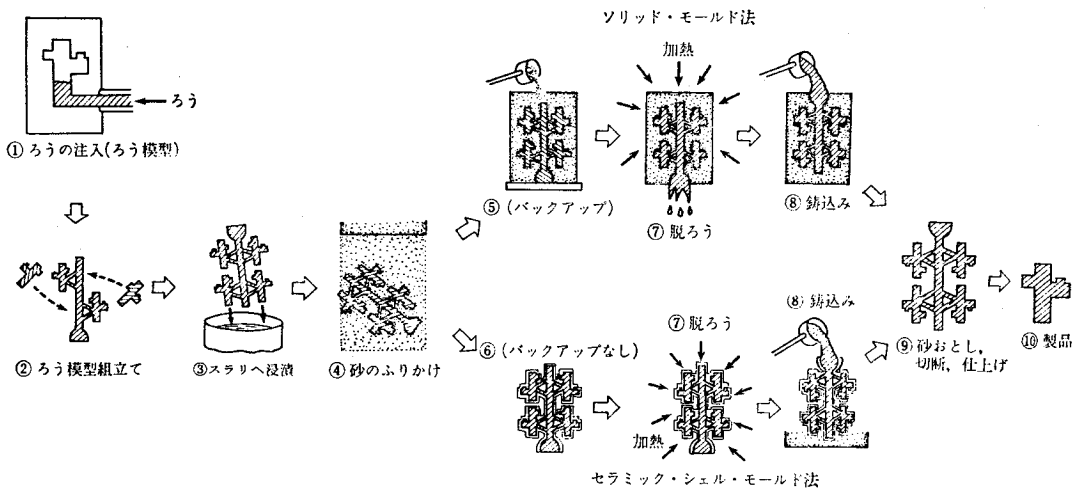


図1-1 インベストメント法の製造工程図⁽⁶⁾

表 1-2 セラミックシェルモールド鑄物と一般砂型鑄物の特性の
 一般的比較⁽¹⁾⁽⁷⁾

項 目	セラミックシェルモールド鑄物	一 般 砂 型 鑄 物
適用材質	すべての材質 (特殊合金に適す)	大気溶解材料のみ (超合金は不適)
寸法精度	±0.5%以下	±0.5%以下
鑄 肌	2 ~ 20 μm (Rmax)	50 μm (Rmax) 以上
肉 厚	最小 0.5 mm まで	最小 3 mm まで
大 き さ	数 gf ~ 100 kgf	1 kgf ~ 20 tonf
形 状	非常に複雑なものに適す	余り複雑なものは不適
機械的性質	方向性がない (不純物量の制御が容易)	方向性がない (不純物量の制御が困難)
経 済 性	高 価	安 価

表 1-3 セラミックシェルモールドと一般砂型の特性の比較

項 目	セラミックシェルモールド	一 般 砂 型
鑄 型 厚 み	5 ~ 15 mm	半 無 限 厚 み
鑄 型 温 度	800 ~ 1200 ℃	通 常 は 常 温
鑄型熱伝達 様 式	熱伝導 (型内部) 熱放射・対流 (型表面)	熱 伝 導
鑄 型 材 質	ムライト, ジルコン等の セラミックス	通 常 は け い 砂
凝 固 の 制 御	鑄型材, 厚みの制御 セラミックウール保温 空気, 水等の吹付け 鑄型温度の制御 フィン付与 等	鑄型材の制御 チル 発熱パッド フィン付与 等

1.2 鑄造方案作成技術に関する従来の研究

高品質の鑄物を歩留りよく製作するために、適切な押湯と湯口系を鑄物に配置するための技術体系は、広義の意味の鑄造方案作成技術と呼ばれる。事実、実際の鑄造方案作成作業においては、引け巣発生防止にとどまらず、湯廻り性、ガスや酸化物混入の防止、変形の防止、更には注湯後の仕上げ方法等の多角的な検討が加えられる。しかし、とりわけ重要な課題は引け巣発生防止に対する配慮であり、鑄物内部に生成する引け巣を事前に予測し、その防止をはかる方策を見出すことが、鑄物の原価低減に貢献しひいてはその信頼性を高めることは疑いない。以前は、このような方案の作成は経験則と個人的技能に頼るところが大であったが、これを科学的に処理しようとする試みが1940年頃から砂型鑄物でみられるようになり、以後今日に到るまで多くの研究成果が報告され、著しい進歩をとげるに到っている⁽⁸⁾。以下に、先ず砂型鑄物における引け巣の予測技術についての従来の研究を概観し、次にこれと対比しながら本研究の課題であるセラミックシェルモールド鑄物でのこれまでの研究の流れをのべ、現状での問題を明らかにする。

1.2.1. 砂型鑄物での引け巣発生予測に関する研究

1.2.1.1. Pellini 等の方案規則

鑄物の引け巣発生を予測し、それを制御するための方法を系統的な実験をもとに最初に確立したのはBrinson, Pellini, Bishop等の米国の研究者である^{(9)~(14)}。彼らは砂型の普通炭素鋼鑄鋼に関しての一定の方案規則をみつけたし、これに従って押湯の大きさ、位置を定めれば鑄物の凝固時間を考えることなく自動的に指向性凝固が実現され、健全性が確保されることを示した。この規則の要点は次のようである。すなわち、方案作成の第一の段階として先ず鑄物に配置すべき押湯の位置と数を決定する。この際、鑄物端部での冷却効果により得られる端部効果域あるいは押湯効果の及ぶ押湯効果域の推定が必要となるが、それはふつつ鑄物の形状と肉厚から計算され、これに肉厚勾配、チル等が適用された場合にはその影響も考慮に入れて適当に補正され

る。これは、せきの切り方、鑄込温度、押湯寸法等は鑄物の健全域に余り影響を与えないことが実験的に確められているためであって、このためこれらの要因はふつう無視される。次の段階では、必要最小な押湯の寸法と形状が決定されるのである。

この Pellini 等の一連の研究に対してその後いろいろの角度から検討改良がなされた。例えば、梶山、福迫は Pellini 等が無視していた鑄物の材質、鑄造時の鑄物の姿勢あるいは圧力等の健全域に及ぼす影響を調べ、これらの要因が非常に重要であることをつきとめた。^{(16)~(17)} また、鑄物の鑄造歩留りを大きく左右する押湯寸法の決定方法については、Chvorinov^(註)の理論⁽¹⁸⁾を出発点とした Cain⁽¹⁹⁾や Adams⁽²⁰⁾の研究、更にこれらを発展させた小幡の押湯方程式⁽²¹⁾等が挙げられ、現実の運用面を考慮した種々の改良がなされている。

しかし、実際の複雑な鑄物はこれらの規則で律し切れない場合があり、その場合の指向性凝固の成否ひいては欠陥の有無を予測するために各部分の凝固時間を推定する必要がある。⁽⁸⁾

以下に代表的な凝固速度もしくは凝固時間の推定法についてのべる。

1. 2. 1. 2. Chvorinov 則

純金属、平面、無限厚さ等の理想的条件のもとでの凝固時の熱伝導の方程式は、解析的な厳密解がえられているが⁽²²⁾⁽²³⁾、二・三次元の複雑形状のものには適用できない。Chvorinov は、単純な条件下での厳密解を出発点として、体積 V 、表面積 S の任意形状の鑄物の凝固時間 T_f が q を定数として

$$T_f = \frac{1}{q^2} (V/S)^2 \dots\dots\dots (1-1)$$

となる、と予想を立て、鋼鑄物の実測値がこれに合うことをみい出した。⁽¹⁸⁾

(註) 原論文では Chworinov とかかかれているが、本論文では慣例に従って Chvorinov と記述する。

これは簡単な式であるが正確さの点ですぐれており、その後幾多の改良が加えられたとはいえ、今日でも広く利用されている。(1-1)式で、鑄型材料が一定で、 q が一定であれば、 T_f の代りにモジュラス(V/S)を用いると鑄物の凝固時間を相対的に比較することができる。そこで、このモジュラス(V/S)で純幾何学的に指向性凝固を論ずることが可能となる。

一方、(1-1)式は多くの仮定に基づくため、これを一般的に精度よく拡張して使用する場合は、当然適当な補正が必要となる。Wlodawerは、複雑形状の鑄物等では、これをいくつかの部分に分割して各部分のモジュラス(V_i/S_i)を求め、これにより鑄物の指向性凝固を論ずる方策を考案し、更に先のPellini等の方案規則もとり入れた一連の方案システムを開発した。⁽²⁴⁾ また、肉厚交差部等のモジュラスの計算では形状に応じた補正式が求められている。⁽²⁵⁾⁽²⁶⁾ 更に、鑄型材料⁽²⁷⁾、鑄込温度⁽²⁸⁾、凝固収縮分⁽²⁰⁾⁽²⁹⁾等の影響もその補正方法が提案されており、(1-1)式の高精度化と適用範囲の拡大へ向けての研究努力がこれまでなされているが、厳密さの点で限界があり、高い精度を確保するためにはコンピューターを利用した数値計算によるのが大勢となっている。⁽⁸⁾

1.2.1.3. 数値計算法

数値解は、鑄物、鑄型等を要素分割して各要素間の非定常の熱移動を時間刻みごとに数値的に解いて、温度分布や凝固時間を求める方法で、数学的手段としては差分法⁽³⁰⁾、有限要素法⁽³¹⁾、マトリックス法⁽³²⁾等があり、コンピューターの発達に伴って近年急速に研究が進められてきている。⁽⁸⁾⁽³³⁾ 数値解法によれば、原理的には任意の形状、材料のものに湯流れ等の鑄造条件も考慮してとり扱うことができるはずであるが、現状では入力物性値データの不足やコスト上の制約があるため、この技術を広く普及させるための改善努力がなされている。^{(34)~(36)} また、予知精度の向上のために、欠陥発生予測の決め手になる欠陥の生成条件についても広く検討がなされ、かつてPellini等が最初に提案した温度勾配法⁽¹¹⁾⁽³⁷⁾、また最近では透過率勾配法⁽³⁵⁾等のいくつかの方法が

提案されている。⁽⁸⁾ 今後は、単に熱移動だけでなく、物質移動も考慮したより高い精度を追求する努力⁽³⁸⁾ がますます行なわれるものと予想される。

1.2.2. セラミックシェルモールド鑄物での引け巣発生予測に関する研究の現状と問題点

表1-3に示したように、セラミックシェルモールドは一般の砂型とは基本的に異なる特徴を有している。数mm程度の有限厚みの鑄型を約1000℃の高温に予熱して鑄造されるセラミックシェルモールド鑄物では、予熱なしで半無限厚みの鑄型に鑄造される一般砂型鑄物での方案作成に関するデータや方案体系は余り役に立たない。一例として、図1-2に、注湯後約1分経過したセラミックシェルモールド鑄物の状態を示す。鑄型間の近接した部分での鑄型表面は依然として赤熱の高温状態にあるのに対して、そうでない部分の鑄型表面はかなり温度が低下している様子がよくわかる。これは、後述するように、鑄型間熱放射の位置的相違により生ずるものであり、一般砂型鑄物では考えられないセラミックシェルモールド鑄物特有の現象の一例である。

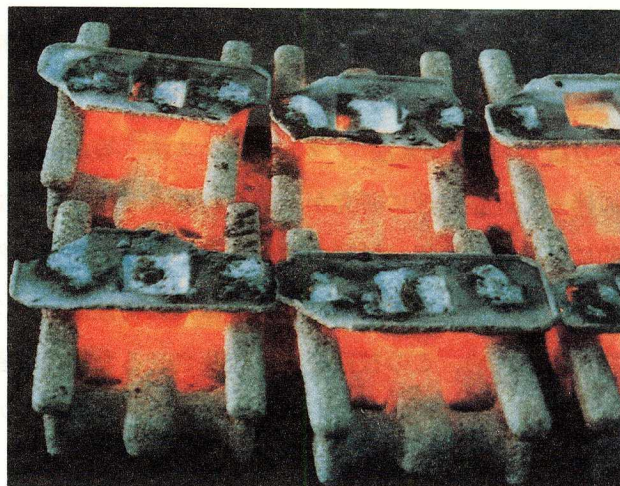


図1-2 注湯後1分経過時のセラミックシェルモールド鑄物の状態

従って、実験データの積重ねによる Pellini 流の方案システムを求める場合でも、また数値計算で方案を検討する場合でも、セラミックシェルモールド鋳物特有のこのような現象を考慮したこのプロセスに見合ったものでなければならぬことはいうまでもないが、現実には一般砂型鋳物での方案設定思想をそのままセラミックシェルモールド鋳物に適用するか、あるいは経験的に処理されることが多いようである。これは、これまでに系統性を持った適切な研究が十分に行われなかった点に原因があるように思われるが、以下にセラミックシェルモールド鋳物の方案作成に関する従来の研究の流れをふり返ってみる。

インベストメント鋳物の方案作成に関する報告は Adams によるのが最初で、彼はそこでソリッドモールド鋳物の方案作成の際留意すべきいくつかの指針を提示したが、データなしの原理原則の記述にとどまり訓話の域を出ていない。⁽³⁹⁾ (1956年) その後の Rosenthal の報告もほぼ同様である。⁽⁴⁰⁾ (1961年) この頃の比較的まとまった文献にソ連の研究者によるものがあるが、⁽⁴¹⁾ 適用製品の形状および寸法に制約があって方案作成の自由度が制限されているうえに、一般砂型での方案設定原理をそのまま応用しているため一般性を欠いている。(1971年) Walker は 1969年、縦姿勢の平板鋳物に肉厚勾配を与えると著しく欠陥量が少なくなり、機械的性質が向上することを指摘しているが、⁽⁴²⁾ 鋳物の形状および寸法と肉厚勾配の定量的関係が示されていないため、データとして不十分である。また、Antony は 1972年、超合金によるセラミックシェルモールド鋳物の凝固時間、引張特性およびクリープ性質に及ぼす鋳物の凝固条件の影響を調べ、⁽⁴³⁾ 鋳物のモジュラス (V/S) が重要な因子であることを指摘している。1974年、Coviaux はかなり系統的なセラミックシェルモールド鋳物の方案システムを提案した。⁽⁴⁴⁾ 実用的にはこの報告が現在のところ最もよくまとまったものとなっている。ここでは、鋳型の保温方法に応じた鋳物モジュラスの補正方法を提示し、また、鋳物の肉厚と健全域との関係、さらに肉厚勾配の効果の定量化等比較的豊富な実験データをもとに実施例も含めた内容となっている。ただ、この報告ではセラミックシェルモールド鋳物の凝固過程で鋳型表面からの熱放射による熱移動の重要性を認め、その処理方法を一応提案しながらも、例えば図 1-2

のような任意形状のものへの適用方法は示されておらず、一般性において問題が多い。セラミックシェルモールド鋳物の凝固過程における鋳型表面での熱放射の役割りの重要性は、その後M. Leadbetter⁽⁴⁵⁾ (1979年) や大中⁽⁴⁶⁾ (1981年) によっても指摘されている。

一方、セラミックシェルモールド鋳物への数値計算の適用例は極めて少ない。特殊な例として、一方向凝固あるいは単結晶タービン翼の開発で差分法や有限要素法が二次元の凝固計算に適用された例⁽⁴⁷⁾⁽⁴⁸⁾ はあるものの、普通の鋳物については余りみられないのが実情である。⁽⁴⁹⁾これは、各種の熱的物性値の不足に加えて、セラミックシェルモールド鋳物の方が一般砂型鋳物に比べてはるかに現象が複雑であることによるものと考えられる。

以上述べたように、セラミックシェルモールド鋳物の方案設定技術に関する従来の研究は、量的にも質的にも一般砂型鋳物でのそれに比べると極めて貧弱といわざるを得ない。現状での問題を列記すると次のようであって、第一に実験データの不足、次にこれらの検証改良の不備があげられる。

- (i) 鋳込温度、押湯量、型保温等の基本的要因と健全域との定量的関係が今一つ明確でない。すなわち、砂型鋳物での従来の知見がセラミックシェルモールド鋳物にもあてはまるか否かの点が十分に明らかにされていない。
- (ii) セラミックシェルモールド鋳物特有の重要な現象である鋳型間熱放射の一般的取り扱いが確立されていない。
- (iii) 砂型鋳物にみられるチル等の積極的な健全域増進策の効果が十分に明らかにされていない。
- (iv) セラミックシェルモールド鋳物の実体強度の把握、あるいはその制御方法に関する報告が非常に少ない。
- (v) 特に、数値計算で必要となる鋳型物性値が不足しており、このため数値計算の適用例が殆んどみられない。

このような状況の原因はいくつか考えられる。第一に、セラミックシェルモールド技術そのものが比較的新しい技術であるうえに、技術革新が目ざましく、例えば鋳型用のバインダーやセラミックス等の造型材料、また造型方法等をみ

ても、常に開発改良が推し進められている状況にあったため実験条件の統一が困難であった点、また、制御すべき要因が砂型鋳物に比べてより複雑で取扱いが困難であった点、対象になる鋳物も1kgf程度以下のものが多く方案作成時の配慮も一つの鋳型にいくつの製品をつけられるかといったコスト志向の傾向が強かった点、更に先に述べたような業界のもつ特殊な閉鎖性も無視できない原因の一つである。しかし、近年SUP法の出現⁶⁰⁾⁶¹⁾に代表されるように、セラミックシェルモールド法は今後大物の高級部品への展開が期待される状況にあり、⁶²⁾この意味で砂型鋳物でみられたような方案検討に必要な実験データの蓄積とその体系化が、現在強く求められている。

1.3. 本研究の目的および概要

1.3.1. 本研究の目的

本研究は、高付加価値鋳物の生産手段として工業的に重要技術の一つに位置づけられながらも、これ迄十分な研究が余り行なわれなかったセラミックシェルモールド鋳物の方案作成技術に着目し、方案検討の際に必要な実験データの蓄積とその体系化を目的として、行なったものである。

上記の目的が達成できれば、従来小物部品への適用が中心であったセラミックシェルモールド法が今後大物部品へと適用範囲を拡大していく中で、方案作成の際に考慮すべき目安と指針を与えることになり、製品の品質と歩留り向上に大きく寄与するものと期待される。

1.3.2. 本研究の概要

本研究の内容は5つの項目より構成されている。第2章では、鋳型間熱放射の無視できる簡単な形状の試験片をもとに、各種の鋳造因子と健全域の関係を実験的に明らかにした。ここでは、一般砂型での従来の研究成果と対比させながら、健全域推定のためのパラメーターを新しく提案するなどの以後の展開の基礎固めを行なった。第3章では、セラミックシェルモールド鋳物の特徴の一つである鋳

型間熱放射をとりあげ、その一般的処理方法を提案し、第2章の成果が比較的複雑形状のものにも適用できるようにした。第4章では、健全域の積極的促進策として肉厚勾配およびチルに着目し、それらの効果について定量的な考察を加えた。また、第5章では、セラミックシェルモールド鋳物で重要な鋳物の実体強度をとりあげ、これと各種の鋳造条件の関係を実験的に明らかにし、これらのデータの実際的な運用を計るためのパラメーターを新しく提案した。

第6章では、二・三の精密鋳造品をとりあげて、以上の研究成果の具体的適用例をのべ、一方で一般砂型鋳物での方案原理が必ずしもセラミックシェルモールド鋳物にあてはまらない点を指摘して、本研究内容の妥当性を実証した。

参 考 文 献

1. 日本鋳物協会精密鋳造部会；精密鋳造法，（日刊工業）（1981）1， 2
2. 総合鋳物センター；鋳物年鑑（1977）130
3. 錦織；金属，（1971），8， 81
4. 小林；日本鋳物協会50年史（1982）241
5. 例えば F. L. VerSnyder, B. J. Pearcey, L. W. Sink; Trans. AFS, 77 (1969) 10
6. Investment Casting Handbook ; I. C. I (1968) 286
7. 日本鋳物協会；鋳物便覧，（丸善）（1973）41
8. 新山；鋳物， 53 (1981) 10, 576
9. S. W. Brinson, J. A. Duma ; Trans. AFS, 50 (1942) 657
10. H. F. Bishop, E. T. Myskowski, W. S. Pellini ; Trans. AFS, 59 (1951) 171
11. W. S. Pellini ; Trans. AFS, 61 (1953) 61
12. E. T. Myskowski, H. F. Bishop, W. S. Pellini ; Trans. AFS, 61 (1953) 302
13. H. F. Bishop, E. T. Myskowski, W. S. Pellini ; Trans. AFS, 63 (1955) 271
14. 梶山；鋳造技術の基礎（総合鋳物センター）（1978）131
15. 梶山，福迫；鋳物， 31 (1959) 10, 980
16. 梶山，福迫；鋳物， 32 (1960) 9, 642
17. 梶山，福迫；鋳物， 37 (1965) 1, 33
18. N. Chvorinov ; Giesserei, 27 (1940) No.10, 11, 12
19. J. B. Caine ; Trans. AFS, 56 (1948) 492
20. C. M. Adams Jr., H. F. Taylor ; Trans. AFS, 61 (1953) 686
21. 小幡；鋳鍛造と熱処理（1980）10， 1
22. H. S. Carslaw, et al ; Conduction of Heat in Solid, (Oxford) (1959) 282

23. 新山；鑄物， **42** (1970) 12, 1006
24. R. Wlodawer ; Directional Solidification of Steel Castings
(Pergamon Press), (1966)
25. R. Wlodawer ; Giesserei, **21** (1965) 14, 653
26. 小幡；日本金属学会誌， **28** (1964) 12, 815
27. 宮本；鑄物， **51** (1979) 1, 45
28. 新山；鑄物， **47** (1975) 11, 778
29. 小幡；鑄物， **45** (1973) 11, 979
30. 新山；鑄物， **43** (1971) 1, 28
31. 牧村外；水曜会誌， **18** (1978) 10, 631
32. 大中，福迫；鑄物， **48** (1976) 3, 139
33. 大中；日本金属学会報， **22** (1983) 9, 802
34. 久保；学位論文(大阪大学)(1983)
35. 大中，長坂，福迫，吉岡；鑄物， **53** (1981) 7, 376
36. 坂野，黒沢，野村，大塚；鑄物， **51** (1979) 3, 131
37. 新山；鑄物， **52** (1980) 11, 635
38. 大中，福迫，西川；鉄と鋼， **67** (1981) 3, 547
39. C. M. Adams ; Metal Progress (1956) May, 58
40. H. Rosenthal ; Foundry (1961), April, 68
41. ヤ・イ・シュクレンニク外；インベストメント鑄造法 (1973)
鑄造技術普及協会誌・発刊， p. 53
42. S. T. Walker ; Foundry Trade Journal (1969) Dec. 11, 943
43. K. C. Antony ; Proceedings of the 3rd World Conf. on Investment
Castings, Paris, Apr. 23 ~ 26 (1972) No. 2
44. J. Coviaux ; AFS Cast Metal Research Journal (1974) Mar., 21
45. M. Leadbetter ; Proceedings of the 27th Annual Meeting of I. C. I
(1979)
46. 大中，山内，藤林，福迫，錦織；鑄物第100回全国講演大会
講演概要集 (1981) 91

47. 中川, 大友, 雑賀; 日本金属学会報, **17** (1978) 7, 589
48. 吉成, 新山, 森木, 森川; 鋳物第103回全国講演大会
講演概要集 (1983) 71
49. 荒瀬, 大浜, 瀬崎; 鋳物第100回全国講演大会 講演概要集 (1981) 93
50. 特許出願公告 昭53 - 16362 (1978)
51. 森, 花立, 得永, 平尾; 川崎技報, **59** (1975) 12, 64
52. 近江; 第5回日本ガスタービン学会セミナー資料 (1978) 1, 4-1

第2章 セラミックシェルモールド鋳物の健全域に 及ぼす鋳型および鋳造条件の影響

2.1. 緒 言

鋳造方案作成の第一段階では鋳物の健全域が推定される。一般砂型鋳物では健全域は鋳物の肉厚と形状にのみほぼ依存し、せきの切り方、鋳込温度、押湯寸法等には余り影響されないと考えられており、⁽¹⁾⁽²⁾ このため鋳物の形状と寸法だけで鋳物の健全域が推定されるが、同じことがセラミックシェルモールド鋳物にも成り立つか否かは十分に明らかにされていない⁽³⁾ ように思われる。そこで、本章ではこの点を今一度吟味し、更に以後の展開の基礎を確立するため、内角、テーパあるいはホットスポットをもたない均一肉厚を持つ、簡単な形状のオーステナイト系ステンレス鋳鋼品を対象として、セラミックシェルモールド鋳物における引け巣の発生状況と、鋳物の形状と寸法、押湯の形状と寸法、鋳込温度等の基本的諸因子との関連を調べた。また、同時に一部の鋳造試験片について、X線透過検査、浸透探傷検査、ポロシティー量測定を先に行ない、これらの結果の相互比較により、本論文でいう健全域の意味を明確にした。なお、本研究では全般を通じてオーステナイト系ステンレス鋳鋼（JIS規格SCS13）を用いて実験検討を行なったが、これはSCS13がセラミックシェルモールド鋳物として多用されていることによる。

2.2. 実験方法

実験用供試材であるJIS規格SCS13および後の考察で用いたJIS規格S30Cの化学組成の標準値を表2-1に示す。

表 2-1 供試材の化学分析値 (重量%)

項目		元素						
		C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni
SCS13	JIS 規格	<0.08	<1.50	<2.00	<0.04	<0.04	18.00 ~21.00	8.00 ~11.00
	分析値	0.05	1.02	0.95	0.025	0.009	19.6	9.8
S30C	JIS 規格	0.27 ~0.33	0.15 ~0.35	0.60 ~0.90	<0.03	<0.035	—	—
	分析値	0.31	0.48	0.85	0.015	0.012	—	—

供試材は塩基性ライニングの 100 kg 高周波溶解炉を用いて約 25 分で溶解し、出湯、脱酸 (取鍋中 0.05% Al, 0.10% Ca - Si 添加)、測温の後、所要の鑄型に鑄造した。鑄込時の鑄型予熱温度は 1000 °C であった。また、鑄型の作製は次のようにした。まず、所定の鑄造方案通りのユリア樹脂模型を組立て、これに肉厚約 8 mm 程度のハイアルミナサンド系セラミックシェルモールドを造型し、オートクレーブ処理後、1000 °C で焼成した。造型に用いたバインダーは SiO₂ 17% 含有のエチルシリケート加水分解液で、これを用いたスラリーの配合条件および造型条件をそれぞれ表 2-2、表 2-3 に示す。

鑄造試験片は、砂落とし、スチールショット仕上げの後、MIL-STD-453⁽⁴⁾ により X 線透過試験に供した。フィルム上の欠陥は、ASTM E192⁽⁵⁾ で分類される樹枝状間引け巣^(註)だけを対象とし、この欠陥が同規格で無指示と判定される範囲の長さを押湯の両側で求め、その平均値をとって試験片の健全域とした。

(註) 原文では Dendritic Shrinkage と記されている。

表 2-2 造型用スラリーの配合

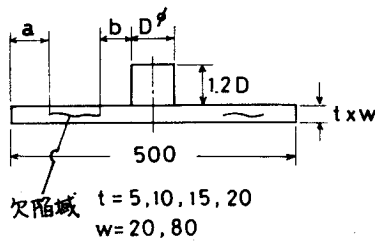
層	配 合	粘 度 ザーンカップ・No.5
1 層	ジルコンフラワー 350メッシュ・パス 4kgf/バインダー 1ℓ	12 秒
2層以後	ジルコンフラワー 350メッシュ・パス 3.5kgf/バインダー 1ℓ	8 秒

表 2-3 造 型 条 件

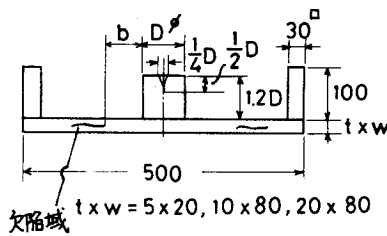
層	ス ラ リ ー	ス タ ッ コ	造 型 法
1 層	1層用スラリー	ジルコンサンド 80メッシュ・パス	サンドレーン
2-8層	2層以後用スラリー	シャモットサンド 0.7~1.5 mm	同 上
9 層	同 上	—	—

本実験では、試験片の寸法と形状、押湯の寸法と形状、鑄込温度、鑄型保温等の諸条件を種々に変化させて、これらの要因と鑄物健全域との相関を調べた。図 2-1、表 2-4 に示すように、試験片は肉厚と幅の異なる長さ 500 mm の種々の平板試験片を標準とし、押湯については、高さ/直径 = 1.2 の円柱形状で、しかもそのモジュラス比 (α) = 押湯モジュラス (V/S)_R / 試験片モジュラス (V/S)_C = 1.4 を満足する大きさの押湯を標準とし、別にモジュラス比 (α) = 2.0, 2.8 の大型押湯、ウィリアムコアをもつ盲押湯、下部で絞られたネック付押湯、あるいはセラミックウール (6 mm 厚み) や発熱体で保温された保温押湯の場合についても検討した。本論文では、このように従来の一一般的なロストワックス部品より寸法 (モジュラス) の大きなものを選定したが、これは先述のように本研究が大物のセラミックシェルモールド鑄物への適用を目的としたものであることによる。

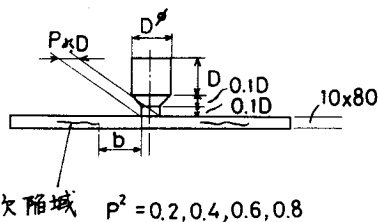
ここに、ネック付き押湯では、ネック部と押湯部の断面積比を 0.2 ~ 1.0 の範囲で変化させ、欠陥発生に及ぼすこの影響を調べた。鑄込温度 (T_m) は 1600 °C を標準とし、更に 1550 °C, 1650 °C の場合についても調査した。そして、試験片と押湯全体を厚み約 6.0 mm のセラミック・ウールで覆い、保温された試験片での欠陥発生状況についても調べた。なお、ここでいうモジュラスは、鑄物あるいは押湯部の (全体積)/(全面積) で定義され、押湯と試験片との接合部の面積は表面積の項に含めて取扱った。また、本論文では、鑄物の端部効果域、押湯効果域をそれぞれ a , b で、試験片の肉厚およびモジュラスをそれぞれ単に t , V/S で、押湯のモジュラス比を α で表示した。そして、本文での $(V/S)_R$, $(V/S)_C$ にみられる添字 R , C はそれぞれ押湯、鑄物試験片を示すものである。



(1) 標準試験片



(2) 盲押湯試験片



(3) ネック付押湯試験片

図 2 - 1 試験片の形状および寸法

表 2-4 供試試験片の寸法

(単位: mm)

No.	t	w	(V/S) _C	D	P	(V/S) _R	α	備考
1	5	20	1.98	15.7	—	2.77	1.4	標準, 盲押湯
2	10	"	3.29	26.2	—	4.61	"	標準
3	15	"	4.21	33.5	—	5.89	"	"
4	20	"	4.90	39.0	—	6.86	"	"
5	5	80	2.33	18.5	—	3.26	"	"
6	10	"	4.37	34.8	—	6.12	"	標準, 盲押湯
7	15	"	6.16	49.0	—	8.62	"	標準
8	20	"	7.75	61.6	—	10.85	"	標準, 盲押湯
N-1	10	"	4.37	49.2	0.90	8.80	2.0	ネック付き押湯
N-2	"	"	"	49.8	0.77	"	"	"
N-3	"	"	"	51.2	0.63	"	"	"
N-4	"	"	"	52.5	0.44	"	"	"
SC-1	5	20	1.98	15.7	—	2.77	1.4	S30C
SC-2	10	80	4.37	34.8	—	6.12	"	"
SC-3	20	"	7.75	61.6	—	10.85	"	"

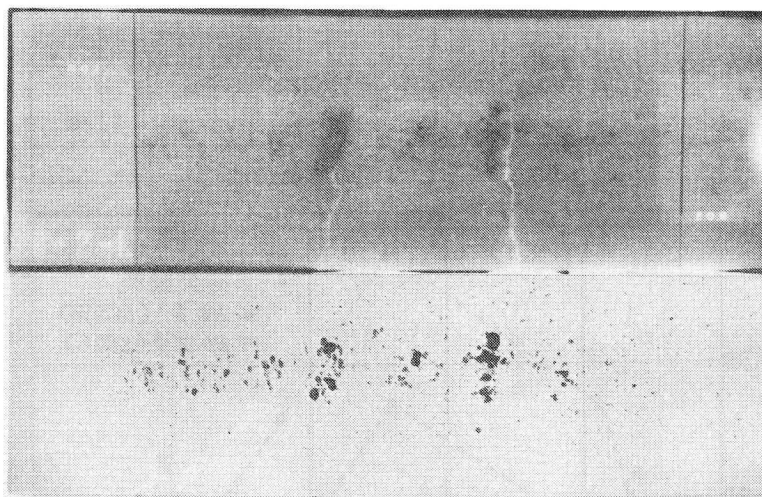
本研究での健全域は X 線透過検査により決定した。これは、X 線透過検査が最も実用的な非破壊検査方法であるうえに、一般砂型鋳物での過去の研究⁽²⁾⁽⁶⁾ およびセラミックシェルモールド鋳物についての従来の研究⁽³⁾⁽⁷⁾ のほとんどが X 線透過検査をもとに検討されていることによるものであるが、その精度を今一度吟味しておく必要がある。そこで、表 2-4 に示した X 線透過検査後の No.6 (SCS13)、No. SC-2 (S30C) 試験片の水平中央断面について、浸透探傷検査とポロシティー量の測定を行ない、それらの相互比較を行なった。浸透探傷検査は JIS Z2343VC⁽⁸⁾ による方法で、ポロシティー量測定は次に示す顕微鏡による方法で測定した。すなわち、バフ研磨したノーエッチ試料について、倍率 100 倍の光学顕微鏡で、測定箇所一つにつき 100 視野 (7×5 mm 範囲) の割でポロシティー面積率を求め、それらの平均値をとって各個所のポロシティー量を決定した。光学顕微鏡によるポロシティー量の測定方法は、タービンブレードのような高品質鋳物において、X 線透過検査で検出できないようなマイクロポロシティーを定量的に規定する場合によく用いられる実用的な検査方法である。

2.3. 実験結果

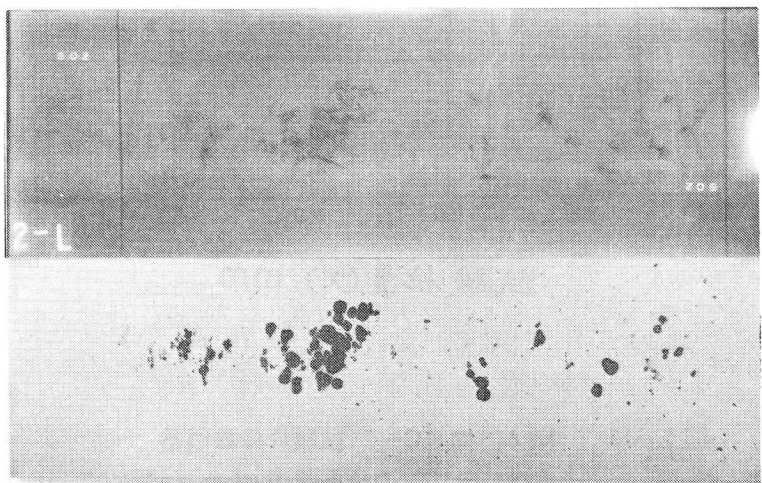
2.3.1. 健全域の吟味

図 2-2 に No.6 (SCS13)、No. SC-2 (S30C) 試験片での X 線透過検査結果と浸透探傷検査結果の比較を示す。X 線透過検査で健全域と判定される領域であっても浸透探傷検査で調べると、わずかながら欠陥の指示がみとめられる。これをポロシティー量でみると図 2-3 のようであり、このように X 線透過検査において健全域と判定される領域は、ポロシティー量が約 2.0% 以下の範囲であることがわかる。健全域と欠陥域の境界付近のマクロ組織を図 2-4 に示すが、両領域の境界で欠陥発生状況に必ずしも明瞭な差が認められるものでないことが明らかである。このように、本論文での健全域は、ミクロ的にはなお微小なマイクロ欠陥を内包した状態であるといえるが、破壊検査による鋳物の検査法は現実の運用面を考えると不可能である上に、現実的には特殊な場合を除

いて完全に無欠陥の鋳物は必ずしも必要でない点、更にX線透過検査による健全域決定法がこれ迄一般的に用いられてきた点を考慮して、X線透過検査による健全域決定法を妥当と判断した。



(1) No. 6 (SCS13)



(2) No. SC-2 (S30C)

図 2 - 2 No. 6, No. SC-2 試験片でのX線透過検査結果と浸透探傷検査結果の比較

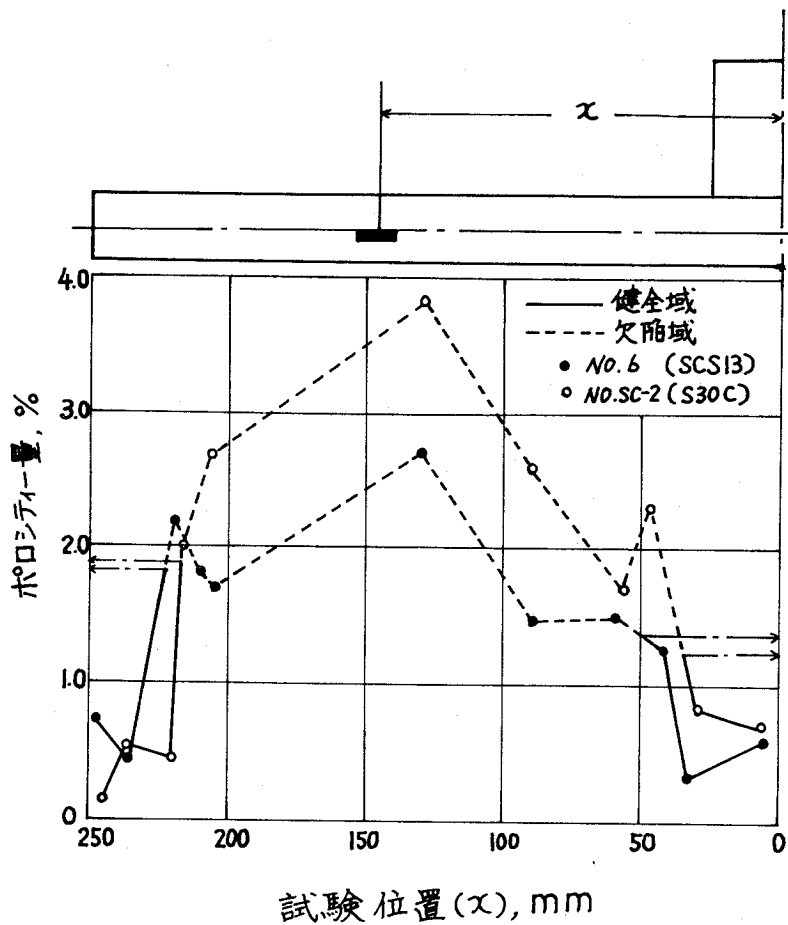
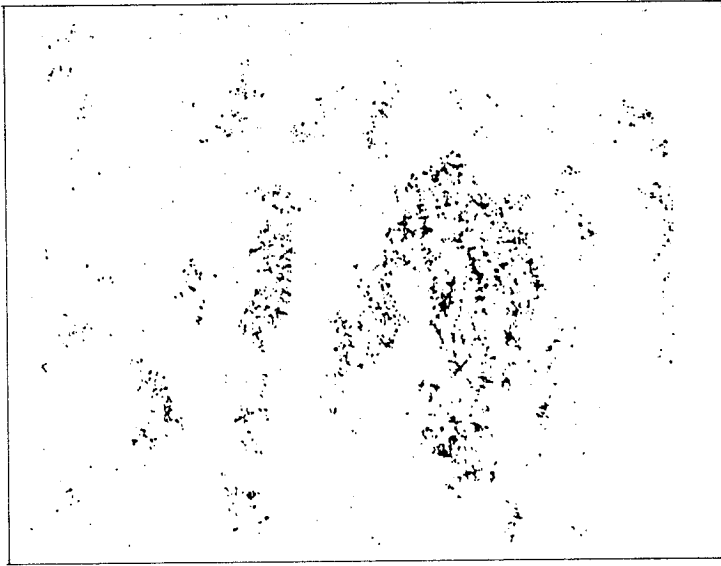
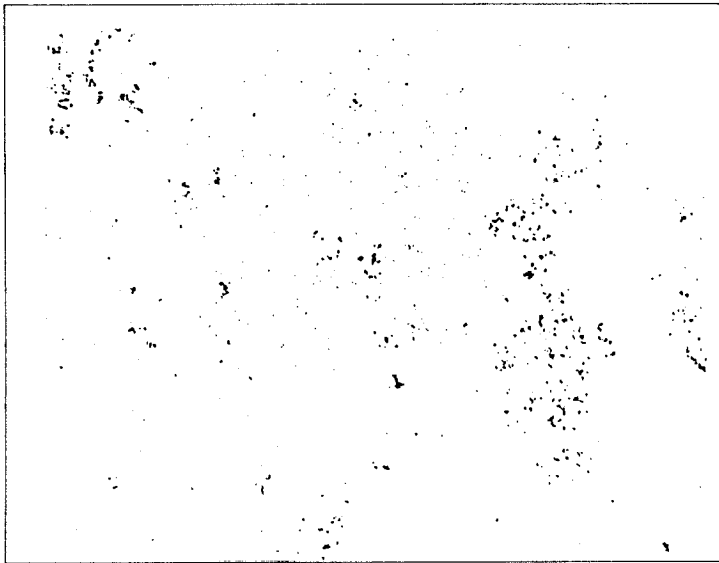


図 2 - 3. No. 6, No. SC-2 試験片における
ポロシティーの分布状況



(1) No. 6, (SCS 13, $x = 223$)

× 5



(2) No. SC-2 (S30C, $x = 217$)

× 5

図 2 - 4 No. 6, No. SC-2 試験片での端部効果域と欠陥域との境界付近のマクロ組織 (ノーエッチ)

2.3.2. 標準条件 ($\alpha = 1.4$, $T_m = 1600\text{ }^\circ\text{C}$)での肉厚 (t),
モジュラス (v/s)と健全域 (a, b)の関係

図2-5に標準条件 ($\alpha = 1.4$, $T_m = 1600\text{ }^\circ\text{C}$)での欠陥の発生状況を示す。
通常の砂型の場合と同じく、板形状に近い試験片 ($W = 80$)では、端部効果
域 (a), 押湯効果域 (b)は共に肉厚 (t)と直線関係が得られ、棒形状に変

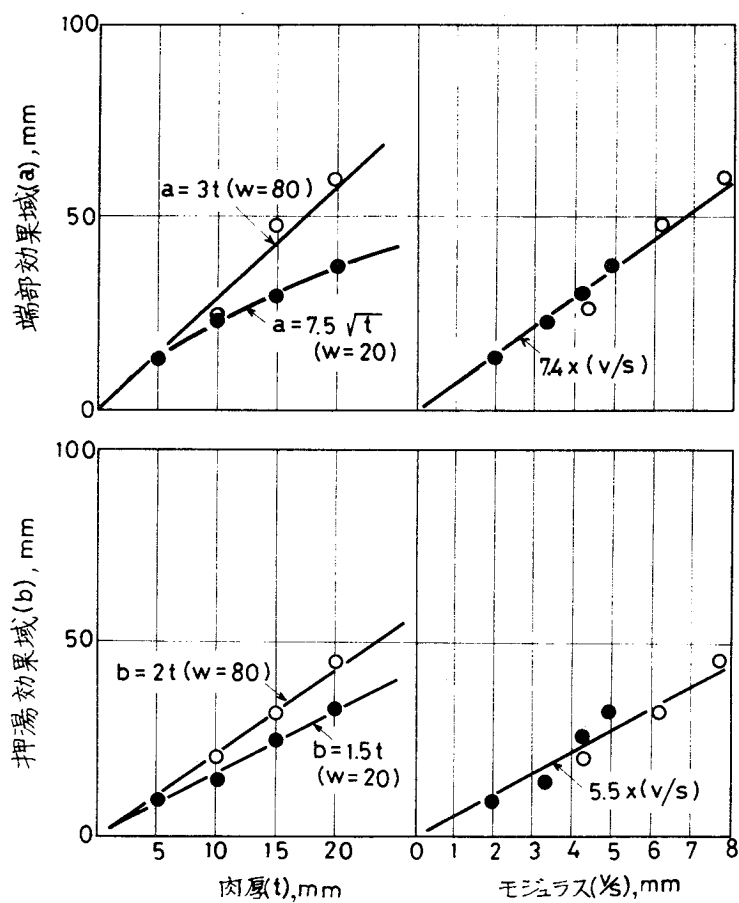


図2-5. 板形状試験片での肉厚 (t), モジュラス (v/s)と
端部効果域 (a), 押湯効果域 (b)との関係
(標準条件: $\alpha = 1.4$, $T_m = 1600\text{ }^\circ\text{C}$)

わると ($W=20$)、この直線は下側へ偏倚する。⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾いま、肉厚 (t) の代わりに試験片モジュラス (V/S) でこれを整理すると、 a 、 b 共に一つの直線で整理されることがわかる。砂型鋳物での従来のデータをモジュラス (V/S) を用いて整理しても、図 2-6 に示すように、大体これに近い傾向が得られる。^{(9)~(12)}

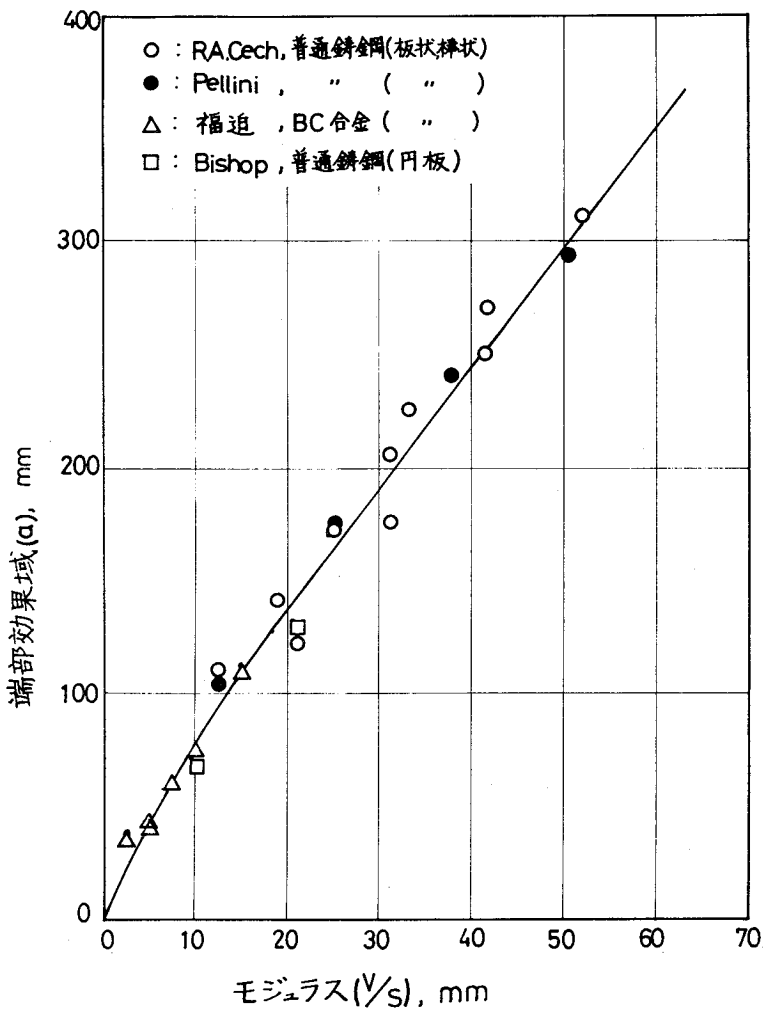


図 2-6 砂型鋳物でのモジュラス (v/s) と端部効果域 (a) との関係 (文献値^{(9)~(12)})

従来、モジュラス (V/S) は相対的な鋳物の凝固時間を与える目安とされ、更に簡便な方法として鋳物の内接円法が用いられることがあるが、一般に前者の方が高い精度を与えるとされている。⁽¹³⁾したがって、鋳物のモジュラス (V/S) を求めて健全域を計算することは、他方でモジュラス法により鋳物の凝固時間を求めることを意味し、形状の簡単な鋳物では健全域と凝固時間とが不可分の関係にあることがわかる。同様に、肉厚から健全域を求めることは、同時に内接円法で鋳物の凝固時間を求めることにつながる。モジュラス (V/S) が肉厚によるよりも健全域推定でよりよく整理されることは、凝固時間推定における両方の優劣の差として現れているように思われる。

さて、鋳物の健全域を鋳物の肉厚から形状依存で推定する場合には、実用の点で困難が多いが、このように鋳物の健全域がモジュラス (V/S) で統一的に算定できるならば、実用上便利である。また、鋳型の熱放射の程度に応じてその部分の表面積 (S) を適当に補正する方策が得られるならば、健全域推定の際の鋳型間熱放射の影響も取扱いやすいように思われる。

2.3.3. 鋳込温度 (T_m), モジュラス比 (α) と健全域 (a, b) の関係

図2-7および図2-8に、それぞれモジュラス比 (α)、鋳込温度 (T_m) と端部効果域 (a)、押湯効果域 (b) の関係を示す。それぞれ $V/S = 1.96, 4.37, 7.75$ の3種類の試験片に関して、 $T_m \times \alpha$ の組合せを 3×3 の直交配列で試験した結果を示している。これにより、鋳込温度 (T_m) は端部効果域 (a) および押湯効果域 (b) に、また、モジュラス比 (α) は押湯効果域 (b) に大きな影響を及ぼし、これらが高い程両者健全域は増加するが、その傾向は鋳物のモジュラス (V/S) が大きい程顕著になる。

従来、押湯の効果域は、鋳物の形状にのみ依存し、鋳込温度、押湯等にはあまり影響されないという報告があるが、⁽¹⁾⁽⁴⁾ 本試験結果ではそれとは異なる結果が得られた。これは、鋳込温度 (T_m) およびモジュラス比 (α) の増大により鋳物内部の温度勾配がより大きくなったためとも考えられる。⁽²⁾ なお、実製品では、あまり高い鋳込温度が反対に引け巣の発生をまねく場合もあるが、これは、内

角等のホットスポット域では高い鑄込温度のためにそれが助長される等の熱的に不均一な場合で、本実験の場合とは条件の異なる場合であるように思われる。

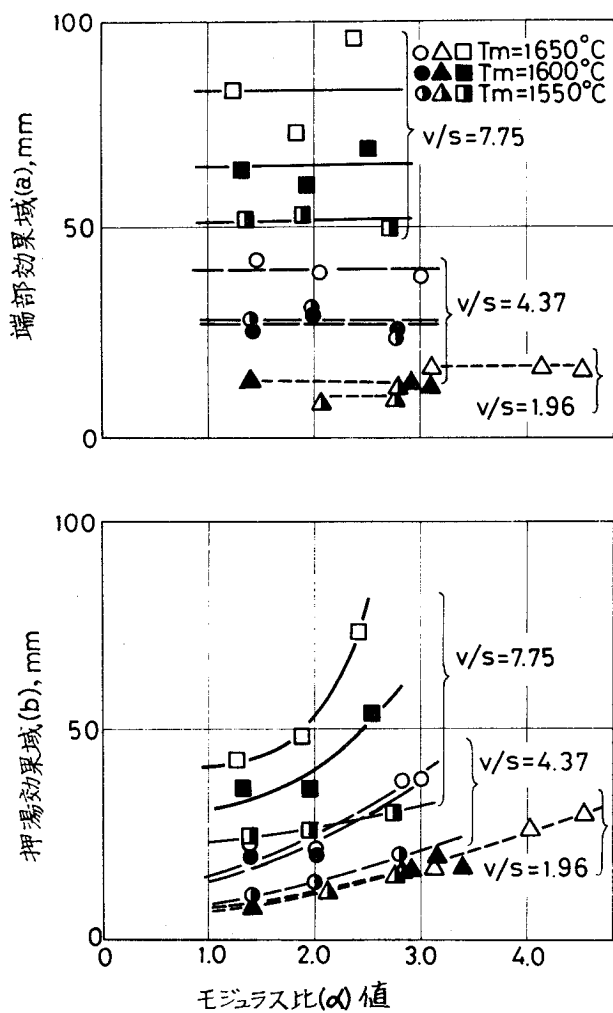


図 2-7 板状試験片でのモジュラス比 (α) と端部効果域 (a), 押湯効果域 (b) との関係

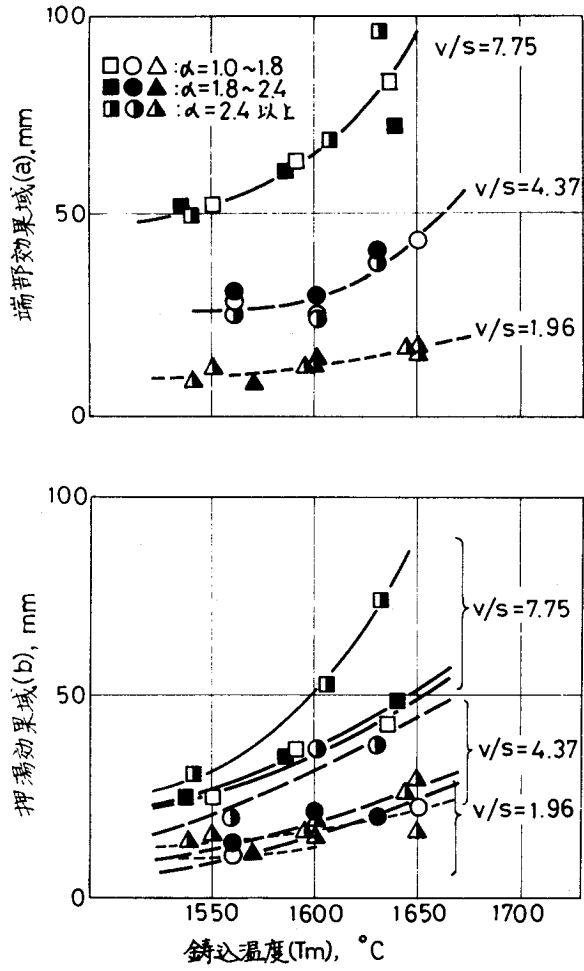


図 2 - 8 板状試験片での鑄込温度 (T_m) と端部効果域 (a), 押湯効果域 (b) との関係

2.3.4. 鋳型をセラミックウールで保温した場合

鋳型全体をセラミックウールで保温した場合のモジュラス (V/S) と 端部効果域(a), 押湯効果域(b)との関係を図2-9に示す。a, b両方でその影響がみとめられ、いずれも V/S と直線関係が得られ、しかも保温なしの場合に比べて給湯範囲が増加している。このように、鋳物の凝固時の冷却速度の小さいセラミックウール保温の場合には、冷却に寄与する鋳物の表面積を実際より小さく評価して、見かけの V/S を計算し、これと図2-5から a, bを求めるといふ観点に立てば、セラミックウール保温の場合の表面積補正係数は、図2-9に示すように a, bそれぞれについて 0.60, 0.85 となる。

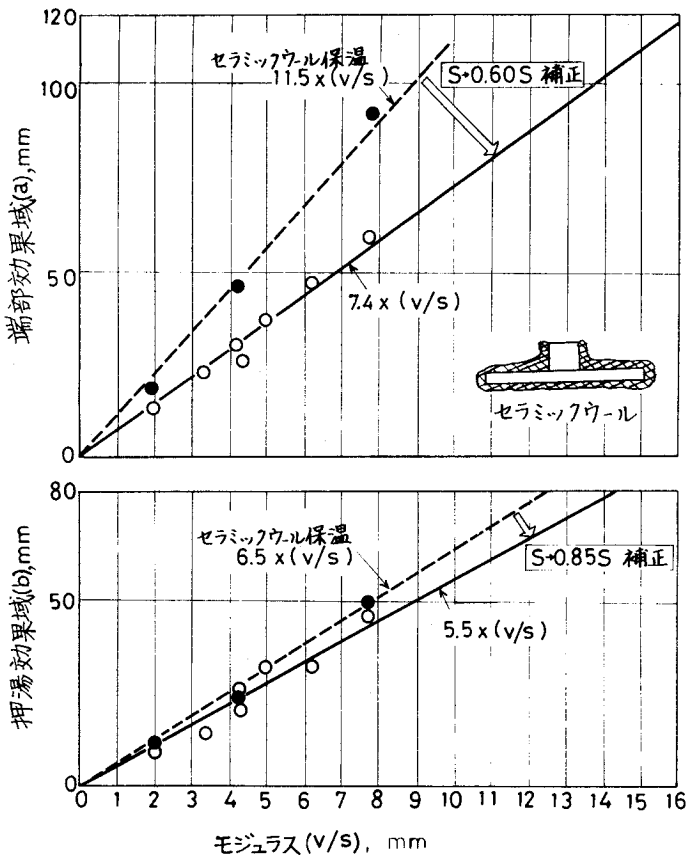


図2-9 セラミックウールで保温された板状試験片でのモジュラス (v/s) と端部効果域 (a), 押湯効果域 (b) との関係 (標準条件: $\alpha = 1.4$, $T_m = 1600^\circ\text{C}$)

2.3.5. 盲押湯, 押湯保温の影響

盲押湯使用の場合には、湯口から盲押湯に到達するまでの湯流れ時に鑄型によって熱吸収されるから溶湯温度が低下し、このため図2-10に示すように、押湯の効果はモジュラス比(α)で23~28%減少することがわかる。逆に、押湯をセラミックウールや発熱体で保温した場合には、押湯部の冷却がより遅くなり、モジュラス比(α)でみると図2-11に示すように、それぞれ9~14%増, 18~30%増に相当し、発熱体で保温するほうが高い保温効果を示すことがわかる。

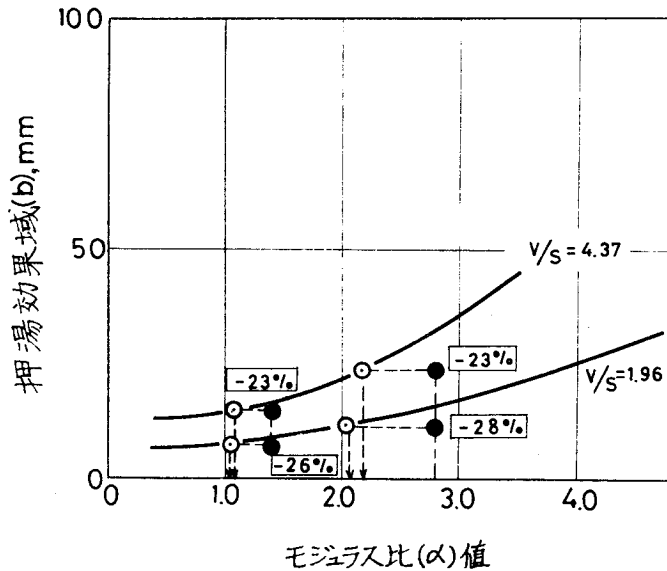


図2-10 板状試験片での盲押湯によるモジュラス比(α)の変化($T_m = 1600^\circ\text{C}$)

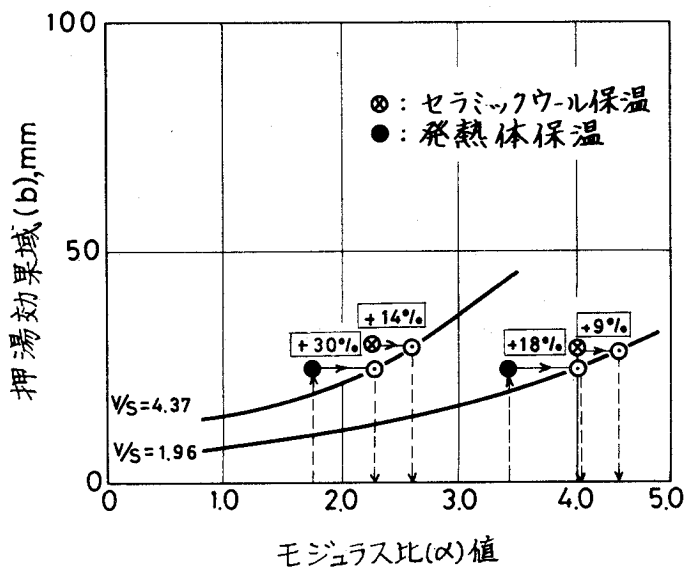


図 2 - 11 板状試験片での押湯保温によるモジュラス比 (α) の変化 ($T_m = 1600^\circ\text{C}$)

2.3.6. ネック付き押湯の場合

押湯が円柱形状でなく、製品との接合部で絞られたネック付き押湯の場合には、図 2 - 1, 表 2 - 4 のように、ネック部と押湯部との断面積比 (P^2) を 0.2 ~ 1.0 と変化させて、それぞれの押湯効果域 (b) を測定した。この結果を P^2 と押湯効果域 (b) との関係で図 2 - 12 (上段) に示すが、 P^2 の低下に伴って b は低下する。個々の P^2 に対する b と図 2 - 10 とをもとに、それぞれの見かけのモジュラス比 (α)、すなわち実効モジュラス比 (α^*) を求めて、 P^2 と α^*/α でプロットすると、図 2 - 12 (下段) のようになる。この図から、ネック付き押湯では $\alpha^* \cong P^2 \times \alpha$ の関係が実験的に成立することがわかった。なお、これらネック付き押湯試験片において、端部効果域 (a) は P^2 の影響を受けず、ほぼ一定であった。

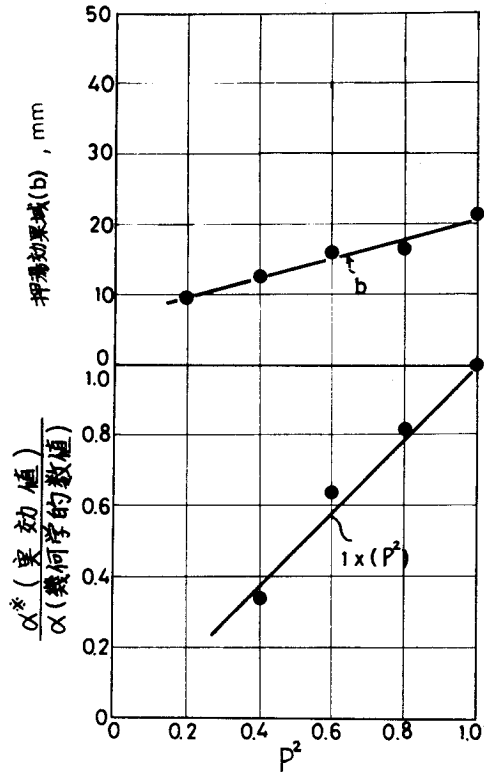


図 2 - 12 板状試験片におけるネック付き押湯での P^2 と押湯効果域(b), α^*/α との関係 ($\alpha = 2.0$, $T_m = 1600^\circ\text{C}$)

2.3.7. 円板および円筒試験片の場合

以上の板状および棒状試験片での結果を円板および円筒状の鋳物に適用できるかどうかを調べるため、図2-13に示す試験片を用いて、特に円筒試験片では押湯の配置を3種類選んで試験した。図2-14に円板試験片での結果を示すが、この場合にも、平板試験片で得られた端部効果域(a) $\div 7.4 \times (V/S)$ 、押湯効果域(b) $\div 5.5 \times (V/S)$ の直線とはほぼ一致することがわかる。一方、円筒試験片では(a)、(c)試験片が一種のネック付き押湯と考えられ、図2-10から実効モジュラス比(α^*)を求めると、それぞれ0.82, 0.44となる。これらの欠陥分布状況を図2-15に示すが、実効モジュラス比(α^*)の小さい(a)、(c)試験片では欠陥が押湯まで続いていることがわかる。ネックなしの(b)試験片では、健全域が図2-5から推定される範囲とはほぼ一致しており、図2-5の実験結果の妥当性を示している。

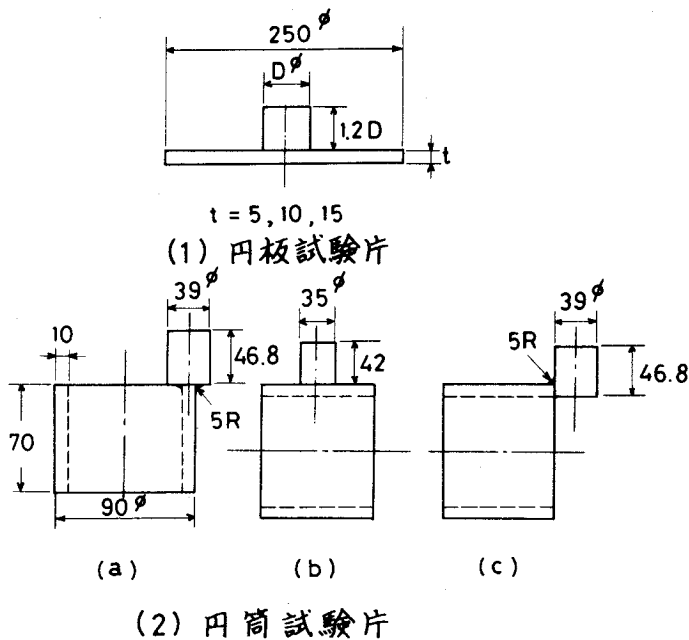


図2-13 円板、円筒試験片の寸法および形状

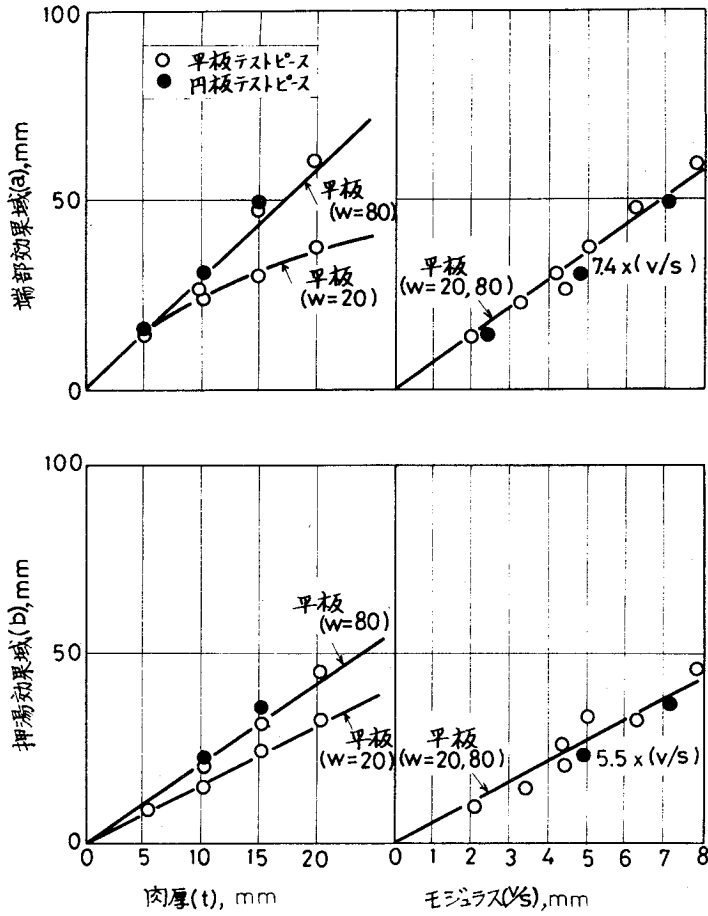


図 2-14 円板試験片での肉厚 (t), モジュラス (v/s) と
端部効果域 (a), 押湯効果域 (b) との関係
(標準条件: $\alpha = 1.4$, $T_m = 1600^\circ\text{C}$)

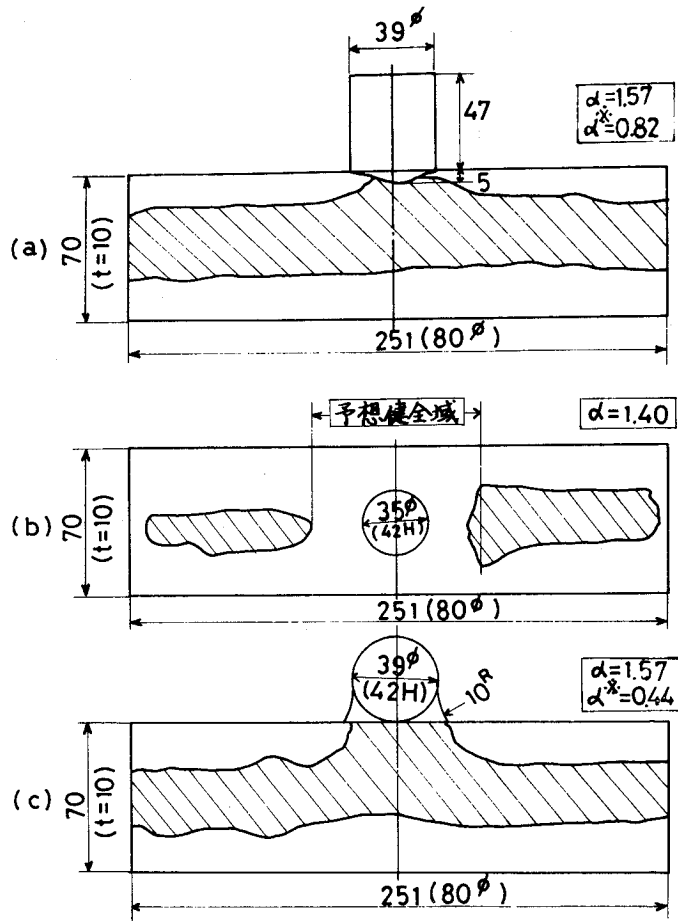


図2-15 各種円筒試験片（展開図）での欠陥発生状況
 (T_m = 1600°C)

2.4 考 察

本実験結果からセラミックシェルモールドでは従来の砂型での実験上の知見が必ずしもあてはまるものでないことが明らかになった。すなわち、セラミックシェルモールド鑄物の健全域は、鑄込温度、型保温方法、押湯の形状と寸法等に大きく影響を受けるといふ点である。更に、板、棒、円板、円筒等の均一肉厚の鑄物の健全域は、従来のパラメーターである肉厚によるよりもモジュラス (V/S) で整理する方がよりよく整理されるという点も明らかになった。特に、後者の知見

は砂型鑄物でも成立するものの、これ迄明確に指摘されることはなかった。本論文での次章以降の展開はこの点を出発点としているので、先ずこれから考察を行なう。

これは砂型鑄物での端部効果域 ($a = 2.5 \times t$)を半定量的に説明した Wlodawer のモジュラス曲線⁽⁶⁾の考えを拡張すると一応の説明は可能である。いま、図2-16に示すように端部の断面積、周長さがそれぞれ S , ℓ で十分の長さの鑄物端部での凝固初期の状態を考える。凝固が端部より x だけ進行した場合のこの部分のモジュラス $M(x)$ は凝固界面を非放熱面と考えたと次式で示される。

$$M(x) = \frac{S \times x}{S + \ell \times x}$$

$$= \frac{x}{1 + (\ell/S) \times x} \dots\dots\dots (2-1)$$

この鑄物のモジュラスを仮に M_c とすると

$$M_c = \lim_{x \rightarrow \infty} M(x) = \frac{S}{\ell} \dots\dots\dots (2-2)$$

(2-1), (2-2)式より次式が成立する

$$M(x) = \frac{x}{1 + (x/M_c)} \dots\dots\dots (2-3)$$

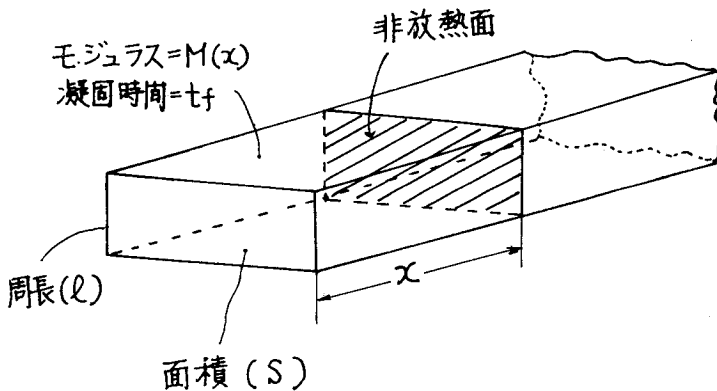


図 2-16 端部での凝固初期の状態

本解析では端部の形状は任意であるが、Wlodawer の解析では幅、長さの十分大きな肉厚 (t) の平板鋳物を対象としており、次式のように本解析での特殊な場合に相当する。

$$M(x) = \frac{t \times x}{t + 2x} \dots\dots\dots (2-4)$$

ここに、 $M(x)$ は $M(x) = Mc$ を漸近線とする単調増加関数で、Wlodawer はこれをモジュラス曲線とよび、均一肉厚の鋳物の端部効果域を肉厚勾配を有する鋳物におきかえて端部効果を定性的に説明しようとした。すなわち、このモジュラス $M(x)$ の微分係数 $\frac{d}{dx} M(x)$ がある臨界値以上の範囲が健全域であると考えた。この臨界値を C とすると、健全域では、

$$\frac{d}{dx} M(x) = \frac{1}{\left(1 + \frac{x}{Mc}\right)^2} \geq C \dots\dots\dots (2-5)$$

よって、 $x \leq \left(\frac{1}{\sqrt{C}} - 1\right) \times Mc \dots\dots\dots (2-6)$

端部効果域が形状に無関係に鋳物モジュラスで整理されることは (2-6) 式より説明される。なお、Wlodawer の解析では、砂型普通鋳鋼の場合 $C = 0.0278$ で、このとき (2-4) 式から

$$\frac{d}{dx} M(x) = \frac{1}{\left(1 + \frac{2x}{t}\right)^2} \geq 0.028 \dots\dots\dots (2-7)$$

これより $x \leq 2.5 \times t \dots\dots\dots (2-8)$
 が得られるとしている。

以上の解析は、凝固が端部からのみ進行するという仮定のもとでの議論であるが、実際の凝固はもっと複雑な3次元の現象であり、この意味で本解析は定性的な簡易手法と思われる。厳密には三次元での数値計算が⁽⁶⁾必要であろう。

なお、参考までに S30C での実験結果を SCS13 との比較で図2-17に示す。材質の違いは端部効果域よりもむしろ押湯効果域でより明瞭にみとめられるが、⁽⁷⁾⁽⁷⁾

これは端部効果よりも押湯効果の方がより現象が複雑で、例えば押湯効果域では雰囲気圧力等⁽¹⁹⁾も重要な要因と考えられており、材料の凝固様式の違いがそれだけ助長されて現われるためと考えられる。

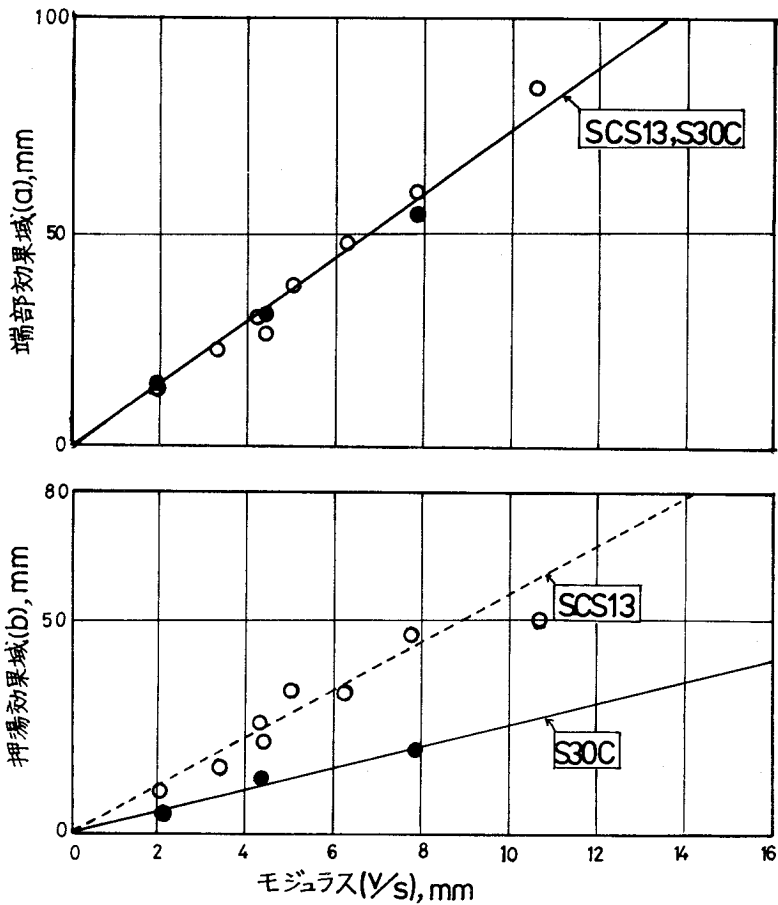


図 2 - 17 S 30C 材と SCS 13 材との比較

さて、健全域の点で、セラミックシェルモールド鋳物の方が一般砂型鋳物よりも鋳型保温、鋳込温度等の影響を受け易い点は、以上の考察をもとに次のように説明される。Chvorinov の考え⁽¹⁹⁾によると、形状の簡単な鋳物(モジュラス(V/S))

の凝固時間 (t_f) は次式で与えられる。

$$t_f = \frac{1}{q^2} \times (V/S)^2 \dots\dots\dots (2-9)$$

ここに、 q は鑄型定数と呼ばれ、その内容は次のようである。

$$q = \frac{1.128(\theta_1 - \theta_0)\sqrt{KC\rho}}{L\rho'} \dots\dots\dots (2-10)$$

但し、 θ_1 、 θ_0 はそれぞれ鑄物-鑄型接触面温度、鑄込前の型温度、 L 、 ρ' はそれぞれ金属の凝固潜熱、密度、 ρ 、 C 、 K はそれぞれ鑄型の密度、比熱、熱伝導度である。

一般の砂型では、鑄型定数 (q) はほぼ一定であるため、位置による相対的凝固時間の相違が重要になる方案作成においては、純幾何学的に計算されるモジュラス (V/S) を求めるだけで十分である。これは、砂型鑄物では鑄型が半無限厚みで鑄物の凝固に際しては鑄型内の熱伝導が中心となり、その上、熱伝導度 (K) その他の物性値が通常はほぼ一定であるためである。しかし、セラミックシェルモールド鑄物では事情は異なる。すなわち、溶湯中の熱エネルギーは熱伝導で有限厚みの鑄型内を移動し、型表面からは熱放射⁽²⁰⁾ あるいは対流で系外へ放出される。このことは、鑄型あるいは溶湯の状態のわずかな変動に対して、鑄型定数 (q) が見掛け上容易に変化することを示している。例えば、セラミックウールによる型の保温は熱伝導度 (K) を見掛け上小さくし、また、鑄込温度の上昇は特に鑄型熱容量が比較的小さい場合などに鑄込前の型温度 (θ_0) を見掛け上大きくする。いずれの場合も鑄型定数 (q) の値は小さくなり、従って凝固時間 (t_f) は増加する。このことは、見方を変えると、(2-9) 式より鑄型定数 (q) を一定に固定した場合、モジュラス (V/S) が見掛け上増加することを意味し、従って(2-6) 式より明らかな通り健全域は増大することにつながる。

2.5 結 論

精密鑄造用セラミックシェルモールドによる鑄物の健全域について、モジュラス基準による考え方を基に、SCS13を用いて調べた。

以下に、その結果を要約する。

- (1) 本研究での健全域決定方法であるX線透過検査は実用上最適の方法と考えられるが、これで健全と判定された領域は、ミクロ的にはなお微小なポロシティを内包した状態にあり、ポロシティ面積率で見ると大体2.0%以下の状態である。
- (2) 端部効果域、押湯効果域は、形状に依存し、肉厚で整理されるが、試験片のモジュラス(V/S)を用いると、形状に依存しない一つの直線で整理される。また、これらの健全域は、鑄込温度および押湯量の影響を受け、モジュラスが大きい程この傾向は強くなる。
- (3) 鑄型全体をセラミックウールで保温した場合には、健全域は増加した。しかし、端部効果域では0.60を、押湯効果域では0.85を、鑄物の表面積に乗じてモジュラス(V/S)を計算すると、セラミックウールがない場合の健全域とモジュラス(V/S)との関係と同一の直線で整理できた。
- (4) 盲押湯、保温押湯またはネック付き押湯を用いた押湯については、押湯効果域は変化するが、この変化は、押湯量を補正した見かけの押湯量の増減から定量的に取り扱うことができる。

参 考 文 献

1. 梶山；鑄造技術の基礎（綜合鑄物センター）（1978）131
2. W. S. Pellini ; Trans. AFS, **61** (1953) 61
3. J. Coviaux; AFS Cast Metal Research Journal (1974) Mar., 21
4. MIL - STD - 453B ; Inspection, Radiographic (1977)
5. ASTM E192 ; Standard Reference Radiographs of Investment Steel Castings for Aerospace Applications
6. 梶山，福迫；鑄物， **31** (1959) 10, 979
7. 日本鑄物協会精密鑄造部会；精密鑄造品のシュリンケージと鑄造条件研究報告 **36** (1984)
8. JIS Z2343 VC ; 浸透探傷試験方法および欠陥指示模様 of 等級分類
9. R. A. Cech ; Foundry, **81** (1957), 10, 128
10. Pellini ; Trans. AFS, **59** (1951), 171
11. 梶山，福迫；鑄物， **32** (1960), 6, 422
12. Bishop ; Trans. AFS, **58** (1950), 185
13. 新山；鑄物， **53** (1981), 10, 576
14. 日本鑄物協会編；鑄物便覧 (1973), 180, 丸善
15. R. Wlodawer ; Directional Solidification of Steel Castings, (1966) Pergamon Press, 80
16. 大中，長坂，福迫；鑄物第100回全国講演大会概要集 (1981) 89
17. 梶山，福迫；鑄物， **31** (1959), 10, 980
18. 梶山，福迫；鑄物， **37** (1965), 1, 33
19. N. Chvorinov ; Foundry Trade Journal, (1939), Aug., 10, 95
20. 大中，山内，藤林，福迫，錦織；鑄物第100回全国講演大会概要集 (1981) 91

第3章 セラミックシェルモールド鑄物の健全域に 及ぼす鑄型間熱放射の影響

3.1 緒 言

セラミックシェルモールド鑄物の各部の凝固時間を知るには、一般砂型鑄物のように溶湯および鑄型内の熱伝導だけでなく、鑄型表面での熱放射、対流等の影響もある程度考慮しなければ鑄物凝固時間の推定値と実際との間に食い違いが生ずることも少なくない。例えば、バルブ部品のように形状の複雑な鑄物の内面側は、注湯後の鑄型間熱放射などによる保温効果が顕著なため、鑄物の凝固が予想以上に遅れ、結果的に鑄物に配置すべき押湯も鑄型間熱放射が余り問題にならない場合のそれより著しく大きなものでなければならないことは、多くの鑄造方案技術者の経験するところである。

鑄物の凝固に及ぼすこのような鑄型間の熱放射の影響は、一般の砂型では無視しうる問題であるが、セラミックシェルモールド鑄物の鑄造方案検討の際には極めて重要な要因と考えられ、その定量的処理の方策が望まれることはいうまでもないが、このような観点からなされた研究は殆んどみられない。実際にはこの影響を無視して一般砂型鑄物での方案作成原理をそのまま適用しているのが実情のようである。

前章では、鑄型間熱放射を無視できる、形状簡単で肉厚の均一なセラミックシェルモールド試験片を用いて、オーステナイト系ステンレス鑄鋼の健全域に及ぼす種々の要因の影響を調べ、鑄物の端部効果域および押湯効果域は、(鑄物体積/鑄物表面積)で定義される鑄物のモジュラスをパラメータに選ぶと、形状に依存しない一つの直線で整理されることを示した。しかし、実製品では、鑄型間熱放射を無視できるものはむしろ少なく、このような場合に上記の知見をあてはめるためには、鑄型間熱放射の程度に応じて鑄物モジュラスの適当な補正が必要である。

本章では、以上の見地から鑄物の健全域に及ぼす鑄型間熱放射の影響を調べる目的で、鑄物のモジュラスを鑄型間熱放射の程度に応じて補正する方法について板形状のオーステナイト系ステンレス鑄鋼を用いて検討し、先のモジュラス基準による健全域推定法の展開をはかったものである。ここでは、各種の表示を次のように略記する。

a : 端部効果域, mm

b : 押湯効果域, mm

$(V/S)_c$, $(V/S)_R$: それぞれ鑄物、押湯のモジュラス, mm

α : 押湯のモジュラス比で、 $(V/S)_R / (V/S)_c$

d : 鑄型間距離, mm

Wi (i = 1 ~ 4) : 試験材番号

K : 鑄物健全域推定のための $(V/S)_c$ における表面積補正係数

No. i 試験片, No. i 鑄型面 : それぞれ端部から i 番目の試験片, 鑄型面

t : 試験片の肉厚 (= 10mm)

oti, cti : それぞれ、No. i 試験片の肉厚断面のマクロ組織における組織の合流面と外面、内面との距離

(oti + cti = t, 図 3 - 6 参照)

So : 試験片側面の表面積, mm²

Vo : 試験片の体積, mm³

\overline{K}_i : 鑄物凝固時間推定のための $(V/S)_c$ における No. 2i および

No. (2i + 1) 鑄型面の表面積補正係数

qi : No. (2i - 2) および No. (2i - 1) 鑄型の鑄型定数, mm/sec^{1/2}

(この定義は p. 42 に示したとおりである)

Ti : No. i 試験片の凝固時間, sec

\overline{K}_i : No. (2i - 2) および No. (2i - 1) 鑄型の見かけの熱伝導率、

cal/mm · sec · °C

4QM : 鑄型表面 (M) での熱放射による単位時間当りの正味の熱 エネ

ルギー放出量, cal/sec

σ : Stefan - Boltzman 定数, $1.36 \times 10^{-14} \text{ cal/mm}^2 \cdot \text{sec} \cdot \text{°K}^4$

$i\theta_M, i\theta_{\bar{M}}, \theta_G, \theta_A$: それぞれ No. i 鑄型表面, No. i 試験片と No. $(i+1)$ 試験片間の湯道鑄型表面, 地面および地面を除く外界の温度, °K

F_{XY} : 面 X から面 Y に対する熱放射形状係数, なお、文中の添字 \bar{M}, \bar{M}, G, A はそれぞれ試験片鑄型側面, 湯道底部鑄型面, 地面および地面を除く外界を示す。

また、 F_{XY} の定義は、表面 X の単位面積あたり放出される全熱放射エネルギーのうち表面 Y によってさえぎられるものの割合で示される。

ΣF_M : ある鑄型面 (M) と残りの鑄型面との熱放射形状係数の総和

\bar{K}_M, \bar{K}_O : それぞれ、鑄型間熱放射が問題になる場合の鑄型 (M) と無視できる場合の鑄型の見かけの熱伝導率, $\text{cal/mm} \cdot \text{sec} \cdot \text{°C}$

3.2 実験方法

供試試験材の形状は、図 3-1 に示すように、一定寸法 (100 × 250 × 20 mm) の湯道に一定寸法 (100 × 200 × 10 mm) の平板試験片を、縦鑄込みの姿勢で、それらの間隔 (x) を 20, 50, 110, 230 mm と 4 条件に変えて配置した。

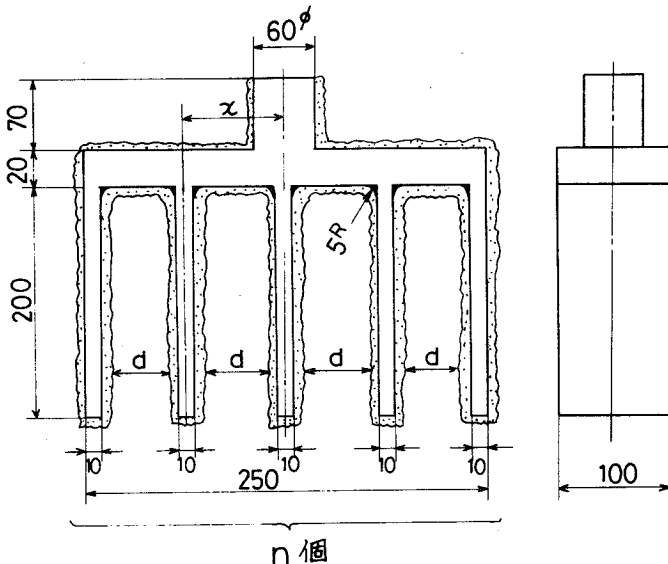


図 3-1 試験材の形状および寸法

- (1) No.W1 : $n = 2$, $d = 214$
- (2) No.W2 : $n = 3$, $d = 94$
- (3) No.W3 : $n = 5$, $d = 34$
- (4) No.W4 : $n = 9$, $d = 4$

これらを用いて、同じ形状かつ寸法の試験片でありながら鑄型間熱放射による保温状態、この場合には試験片間隔の違いだけで生ずる健全域の相違を調べた。そして、肉厚に対する幅および長さの比を十分大きくとり、それぞれ 1/10, 1/20 とした。試験片と湯道部のモジュラスはそれぞれ 4.3, 7.8 で、押湯の大きさに相当するモジュラス比は 1.8 とした。

これら試験材の鑄型は、前章での場合と同様に尿素樹脂で組立てた模型に肉厚約 8mm 程度のハイアルミナサンドによるセラミックシェルモールドを成型したものである。この後、鑄型を 1,000℃ に予熱して地面上に静置し、これに JIS 規格 SCS 13 のオーステナイト系ステンレス鑄鋼を鑄込温度 1600℃ で鑄込み、供試材を得た。

この鑄造試験材を、砂落とし、スチール・ショット仕上げの後、各試験片に切離し、これを MIL - STD - 453 の方法で X 線透過検査に供した。撮影後のフィルムについては、ASTM E 192 で樹枝状間引け巣と分類される欠陥の認められない領域を健全域とみなして、各試験片の端部効果域と押湯効果域を測定した。なお、鑄造個数は各試験材について 1 組とした。

3.3 実験結果

4 種類の試験材における個々の試験片の位置 (x) とその端部効果域 (a) および押湯効果域 (b) との関係、図 3-2 に示す。これらの値は、各試験材が中心に関して対称に配列してあるので、同じ位置 (x) で対称な 2 つの試験片について、その平均値をとって求めたものである。図 3-3 に、X 線透過試験結果の一部を示す。このように試験片の形状や寸法が同じでも、その間隔および位置の変化で端部効果域 (a)、押湯効果域 (b) は変化し、一般の砂型では認め難い結果を示している。すなわち、試験片間隔が小さいほど端部効果域 (a) およ

び押湯効果域 (b) は増加する傾向を示し、その傾向は、端部効果域 (a) でより一層明瞭に現われる。さらに、試験片位置の影響では、その影響の程度が、中央湯道直下、端部およびそれら二つの中間部 (以下、中間部と略記する) の三つに区分される。

なお、本実験のような縦姿勢の試験片での端部効果域 (a) は、第2章で示した横姿勢の場合の効果よりも若干小さくなっており、試験片の姿勢による健全域の差もみられるようである。⁽¹⁾

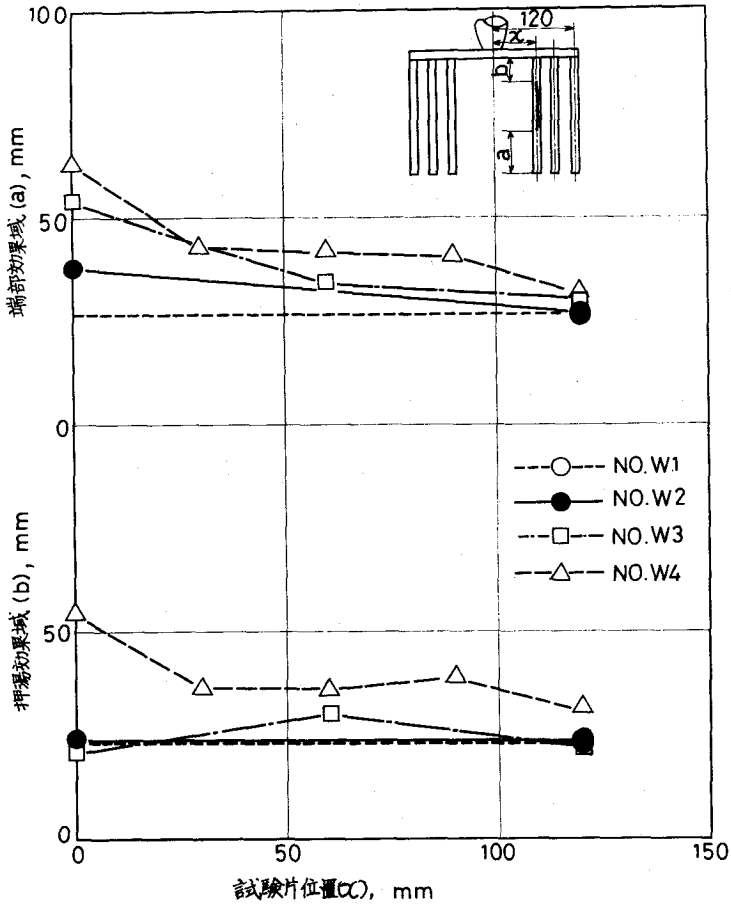
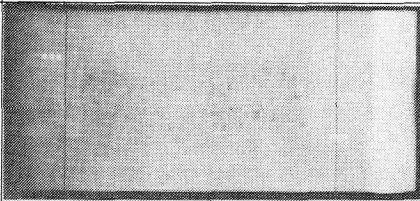
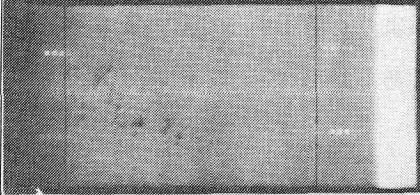
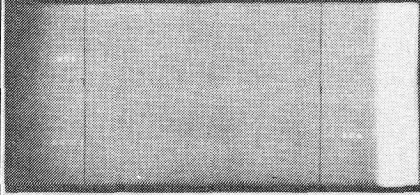
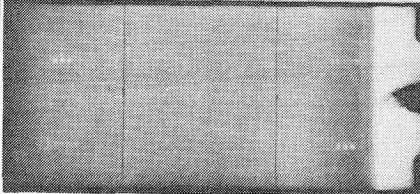


図3-2 各試験片の位置 (x) と端部効果域 (a) および押湯効果域 (b) との関係

試験材 番号	試験片 NO.	X線透過写真
W1	No.1	
W4	No.1	
W4	No.3	
W4	No.5	

x0.5

図 3 - 3 試験片の X 線透過写真の例

3.4 考 察

まず、本研究で用いるモジュラスの説明をする。熱伝導論の立場から考案されたモジュラスは、通常は半無限厚みの鋳型内で凝固する鋳物に用いられる。したがって、鋳物の凝固で熱伝導とそれ以外の要因が同時に関与する⁽²⁾セラミックシェルモールド鋳物にこのモジュラスを適用することは、厳密には無理のようであるが、ここでは、例えば「鋳物の凝固時間が同じであればモジュラスは等価」という原則をもとに、鋳型間の熱放射がなく、しかも保温なしの単純な鋳型条件を基準として、実効モジュラスの概念を導入した Coviaux の方法⁽³⁾と同様の簡便法を

採用した。すなわち、鑄型間熱放射の少ない鑄型条件での鑄物のモジュラスおよび健全域を基準とし、これ以外の鑄型条件で健全域が変化した場合には、実効モジュラスが変わったとみなす方法である。

さて、図3-2の試験結果に関して二つの点を明確にしておく必要がある。一つは、押湯効果域(b)よりも端部効果域(a)のほうで、鑄型間距離(d)の影響がより一層明確に現われている点である。第2章でのべたとおり、端部効果域(a)は鑄込温度およびモジュラス $(V/S)_c$ に依存するが、押湯効果域(b)は、これらの要因のほかには押湯のモジュラス比 (α) の影響も受ける。本実験では、鑄込温度は1,600℃で一定であるので、試験材すなわち鑄型間距離(d)の違いによる端部効果域(a)の変化は、モジュラス $(V/S)_c$ が見かけ上変化したことによるものと考えられるが、押湯効果域(b)では、問題はもっと複雑である。何故なら、仮りに鑄型間距離(d)が小さくなって鑄型間熱放射の程度が増加し、そのため実質上のモジュラス $(V/S)_c$ が上昇して押湯効果域(b)を増加する方向に働いても、この場合の押湯部、すなわち湯道部のモジュラス $(V/S)_R$ はあまり変化しないので、実際のモジュラス比 (α) は低下して、反対に押湯効果域(b)を減少させる方向に働くようになり、全体として、押湯効果域(b)は端部効果域(a)程には鑄型間距離(d)の影響を受けないからである。よって、各試験片の実効モジュラス $(V/S)_c$ を求める場合には、モジュラス比 (α) の影響を受けない端部効果域(a)によるのが妥当と考えられる。

他の一つは、試験片位置の違いによる端部効果域(a)、押湯効果域(b)の差である。図3-1から明らかなおとおり、湯道直下の試験片は、最も早く溶湯が充てんされる位置にあり、湯流れ時の温度低下も小さく、実際は鑄込温度が他の試験片のそれより高かったものとみなすことができる。端部効果域(a)、押湯効果域(b)が特に大きいのも、実際の鑄込温度の差によるものと考えられ、湯口直下の試験片とそれ以外の試験片とを切り離して考察する必要がある。

本研究では、前述のように鑄型間熱放射の程度に応じて部分的に鑄物表面積の補正を行い、これにより実効モジュラス $(V/S)_c$ を求めることにする。⁽⁴⁾ 図3-2の結果をもとに、各試験片における個々の鑄型面の位置(x)とこの鑄型面の表

面積補正係数 (K) との関係を求めると、図 3-4 のようになる。ここに、表面積補正係数 (K) の算出は次のようにした。後述のように、No.W1 試験材 ($d = 214$) では鋳型間熱放射の影響も非常に小さいため、No.W1 試験材 $(V/S)_c = 4.3$) での端部効果域 (a) = 26.5 mm を鋳型間熱放射の影響を無視できる場合の標準値と定め、例えば No.W4 試験材の端部試験片では、外側は鋳型間熱放射の影響を受けないので、内側の面だけ補正して $26.5 = C \times (V/S)_c$, $(V/S)_c = 4.3$, $31.2 = C \times [10 \times 100 \times 200 / \{100 \times 200 + 100 \times 200 \times K + 2 \times 10 \times (100 + 200)\}]$ の 3 式から $K = 0.67$ を求め、さらに内部の試験片では同様のやり方で両面補正して $K = 0.61$ を求めた。

このように鋳込温度の高い湯口直下の試験片と端部試験片とを除く中間部試験片では、表面積補正係数 (K) はほぼ一定で、その値は鋳型間距離が小さくなるほど小さいことがわかる。湯口直下の試験片と中間部の試験片とを分けて鋳型間距離 (d) と表面積補正係数 (K) との関係を求めると、図 3-5 (下段) のようである。また、従来健全域推定のパラメーターとして普通に用いられている試験片肉厚が鋳型間距離の差により見かけ上どの程度変化するかという点は、興味ある問題である。そこで、鋳型間熱放射による端部効果域 (a) の変化は、見かけの鋳物肉厚の変動によるものとみなし、鋳物の実効肉厚を $10 \times (a/26.5)$ mm で定義すると、鋳型間距離 (d) と実効肉厚 / 実際肉厚との関係は図 3-5 (上段) のようになる。

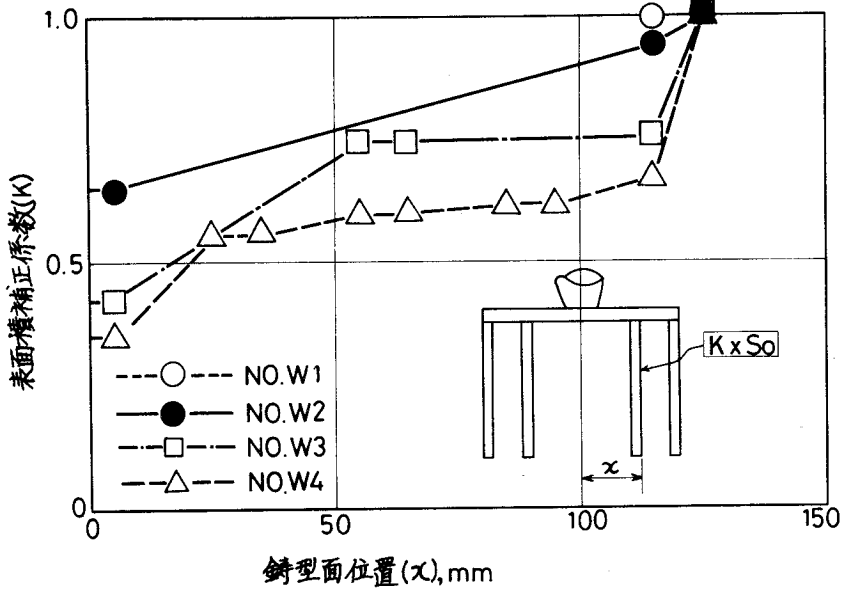


図 3 - 4 各試験片鑄型面の位置 (x) と表面積補正係数 (K) との関係

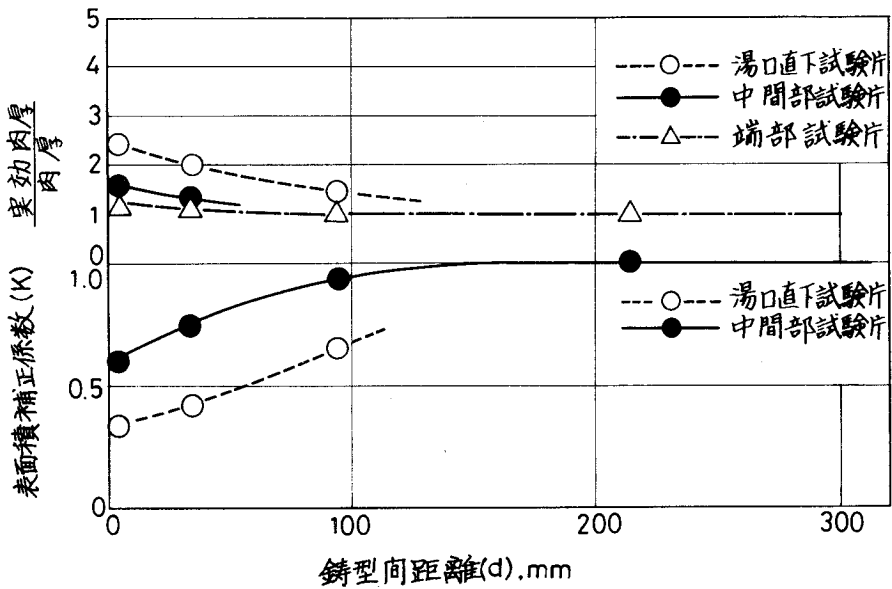


図 3 - 5 鑄型間距離 (d) と試験片の実効肉厚/肉厚および表面積補正係数 (K) との関係

3.4.1. 表面積補正係数 (K) の物理的意味

Chvorinov⁽⁶⁾ 則に基礎をおく鋳物のモジュラスは、従来鋳物や押湯の相対的な凝固時間を与える目安とされているが、これが欠陥発生位置推定の目安に使用されることは、これまであまりなかった。⁽⁶⁾ 筆者は、平板、円板等 Chvorinov 則が成立つとされる簡単な形状のものでは、鋳物健全域を推定する際にも健全域が肉厚によるよりもモジュラスでより統一的に算出され得ることを示した。従って、形状の簡単な鋳物に限定するならば、肉厚あるいはモジュラスで健全域を推定することは、一方で、それぞれ内接円法あるいはモジュラス法で鋳物の凝固時間を推定することを意味し、鋳物健全域の推定と鋳物の凝固時間推定との間に不可分の関係のあることが予想される。このように考えると、鋳物健全域推定で用いられた表面積補正係数 (K) は、同時に鋳物の凝固時間推定に関する物性値で表現されなければならない。本研究では、予熱された薄肉の鋳型内で凝固する 10mm 程度の厚みの鋳物凝固時間を熱電対で測定するのは、作業的および精度的に困難であった。そこで、次のように鋳物断面のマクロ組織をもとに鋳物の凝固時間を比較する簡便法を採用した。試験材の幅方向での中央断面について図式的に説明した図 3-6 をもとに、次の仮定で考察する。

- (i) 鋳物の厚みが鋳型のそれに比べて大きいので、鋳物の凝固に際して鋳型表面の熱放射を無視できない。
- (ii) 鋳物の幅、長さは肉厚に対して十分大きいので、溶湯から鋳型への熱伝達は一次元モデルで近似できる。
- (iii) $t = q\sqrt{T}$ が成立する。(t : 凝固厚, q : 鋳型定数, T : 凝固時間
なお、この鋳型定数 q は p.42 に示したものと本質的に同じである。)
- (iv) $q \propto \sqrt{\overline{IK}}$ が成立する。(\overline{IK} ; 熱伝導, 熱放射の影響を含めた鋳型の見かけ熱伝導率)
- (v) 相対する鋳型面では、 q , \overline{IK} は等しい。
- (vi) 鋳物の最終凝固位置と柱状晶の合流点は一致する。

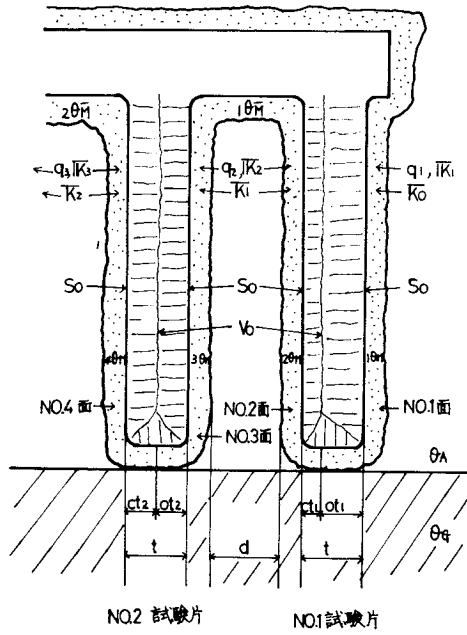


図 3 - 6 試験材の断面における記号説明

No. 1 試験片の場合、(iii), (vi)の仮定から

$$ot_1 = q_1 \sqrt{T_1} \dots\dots\dots (3-1)$$

$$ct_1 = q_2 \sqrt{T_1} \dots\dots\dots (3-2)$$

式 (3-1), 式 (3-2) から

$$t = ot_1 + ct_1 \\ = (q_1 + q_2) \sqrt{T_1} \dots\dots\dots (3-3)$$

式 (3-3) から

$$\sqrt{T_1} = \frac{1}{q_1 + q_2} \times t = \frac{1}{q_1 + q_2} \times \frac{V_0}{S_0} \\ = \frac{1}{q_1} \times \frac{V_0}{S_0 + (q_2/q_1) S_0} \dots\dots\dots (3-4)$$

従って、式(3-1)、式(3-2)、式(3-3)から

$$\overline{K}_1 = \frac{q_2}{q_1} = \frac{ct_1}{ot_1} \dots\dots\dots (3-5)$$

No.2 試験片の場合

$$\begin{aligned} \sqrt{T_2} &= \frac{1}{q_2 + q_3} \times \frac{V_0}{S_0} \\ &= \frac{1}{q_1} \times \frac{V_0}{(q_2/q_1)S_0 + (q_3/q_1)S_0} \dots\dots\dots (3-6) \end{aligned}$$

式(3-6)と(V)の仮定から

$$\begin{aligned} \overline{K}_2 &= \frac{q_3}{q_1} \\ &= \frac{q_3}{q_2} \times \frac{q_2}{q_1} \\ &= \frac{ct_2}{ot_2} \times \overline{K}_1 \dots\dots\dots (3-7) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{一般には } \overline{K}_i &= \frac{q_{i+1}}{q_1} \\ &= \frac{ct_i}{ot_i} \times \overline{K}_{i-1} \times \dots\dots\dots \times \overline{K}_1 \dots\dots\dots (3-8) \end{aligned}$$

式(3-5)、式(3-7)、式(3-8)から明らかなように、表面積補正係数(\overline{K}_i)は各試験片断面のマクロ組織の結果から求められる。なお、(V)の仮定については厳密には多少問題が残されている⁽⁷⁾ようであるが、ここでは現象を単純化してとり扱った。図3-7に、マクロ組織の一例を示す。また、表3-1に、各試験片の幅方向での中央断面についてマクロ組織試験を行った結果をもとに計算した各試験片中間部での表面積補正係数(\overline{K}_i)、その平均値($\overline{\overline{K}_i}$)および比較のため図3-5の表面積補正係数(K)を示す。

このように $K \doteq \overline{K_i}$ が実験的に成立することが明らかで、さらに式 (3-8)

と (iv) の仮定を併せると、 $K \doteq \overline{K_i} = \frac{q_{i+1}}{q_i} = \frac{\sqrt{\overline{K_{i+1}}}}{\sqrt{\overline{K_i}}}$ が得られ、表面

積補正係数 (K) は鑄型の見かけの熱伝導率と関係づけられる。

表 3-1 各試験材中間部での鑄物凝固時間推定における表面積補正係数 ($\overline{K_i}$) と鑄物健全域推定における表面積補正係数 (K) との比較

試験材 番号	d, mm	$\overline{K_1}$	$\overline{K_2}$	$\overline{K_3}$	$\overline{K_4}$	$\overline{\overline{K_i}}$	K
W1	214	0.97	—	—	—	0.97	1.00
W2	94	0.87	—	—	—	0.87	0.94
W3	34	0.79	0.74	—	—	0.76	0.75
W4	4	0.69	0.67	0.61	0.60	0.64	0.60

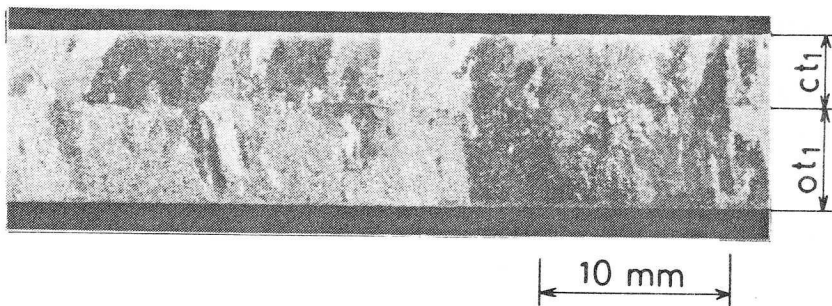


図 3-7 No. W1 試験材の No. 1 試験片中央断面の組織
($\overline{K_1} = 0.69$)

3.4.2 表面積補正係数 (K) と熱放射形状係数との関係

本実験での鑄型間距離 (d) は、熱放射の程度を示す普遍的なパラメーターではなく、図 3-5 に一般性を持たせるためには、表面積補正係数 (K) は、より一般性の高いパラメーターと関連づけられなければならない。溶湯中の熱エネルギーは熱伝導で鑄型内を伝わり、鑄型表面からは空気の熱伝導、熱放射、対流により系外へ放出される。しかし、注湯時に鑄型が 1000℃ 付近に予熱され、しかも本実験の場合のように鑄物の肉厚が鑄型のそれに比べて大きい場合には、鑄型からの熱伝達は熱放射が支配的であると考えられる。⁽²⁾⁽³⁾⁽⁸⁾

今、図 3-6 の No. 2 鑄型面に着目すると、この面から熱放射で放出される正味の熱エネルギー量 ΔQ_M は次の通りである。なお、1000℃ の炉内にこの鑄型をセットして、熱放射温度計で外部から鑄型表面の温度を計測すると、鑄型表面の熱放射率は 0.92 であった。平滑な表面状態のムライト質の 1000℃ 付近における垂直全熱放射率は 0.61 ~ 0.78 にあるとされているが、⁽⁹⁾ セラミックシェルモールド表面は起伏が大きくこの影響で熱放射率の値が見掛け上大きくなったものと考えられる。また、地面の熱放射率は常温ではほぼ 0.93 であり、⁽⁹⁾ しかも地面を除く外界については鑄型表面からの熱放射エネルギーは空気または各種の物体に吸収されるか、あるいはそこで散乱するかして、この熱放射率は事実上 1.0 に近いと考えられるので、 ΔQ_M は各面を黒体で近似して計算した。

$$\frac{\Delta Q_M}{S_0} = \sigma \{ F_{MM}({}_2\theta_M^4 - {}_3\theta_M^4) + F_{M\bar{M}}({}_2\theta_M^4 - {}_1\theta_{\bar{M}}^4) + F_{MG}({}_2\theta_M^4 - \theta_G^4) + F_{MA}({}_2\theta_M^4 - \theta_A^4) \} \quad \dots (3-9)$$

ここに、

$$F_{MM} + F_{M\bar{M}} + F_{MG} + F_{MA} = 1 \quad \dots (3-10)$$

$${}_2\theta_M \doteq {}_3\theta_M \doteq {}_1\theta_{\bar{M}}, \quad \theta_G \doteq \theta_A \text{ であるので、}$$

$$\frac{\Delta Q_M}{S_0} \doteq \{ 1 - (F_{MM} + F_{M\bar{M}}) \} \sigma ({}_2\theta_M^4 - \theta_A^4) \quad \dots (3-11)$$

$$\text{一般には} \quad = (1 - \Sigma F_M) \sigma (\theta_M^4 - \theta_A^4) \quad \dots (3-12)$$

式(3-12)から $4Q_M/S_0$ は問題の鑄型面と残りの鑄型面との形状係数の総和 ΣF_M および鑄込温度、鑄型予熱温度等に支配される鑄型表面温度(θ_M)に依存することが、明らかである。そこで、図3-1の個々の鑄型間距離(d)に対応する ΣF_M を三次元として計算して、⁽⁹⁾更に鑄型表面温度(θ_M)の影響を考慮するため、湯口直下試験片と中間部試験片とについて ΣF_M と表面積補正係数(K)との関係を求めると、図3-8のようになる。特に $\Sigma F_M = 1$ においては $K = 0.28 \sim 0.55$ となり、これから $\overline{IK}_M / \overline{IK}_0 = 0.08 \sim 0.30$ が得られる。このことは換言すると、「ある鑄型面から放出されるすべての熱放射エネルギーが別の鑄型面に吸収されるような場合のその鑄型の見掛けの熱伝導率を \overline{IK}_M とし、ある鑄型面から放出されるすべての熱放射エネルギーが地面等の鑄型面以外の外界に吸収されるような場合の鑄型の見掛け熱伝導率を \overline{IK}_0 として、これらの二つの値を比較すると、 $\overline{IK}_M = 0.08 \sim 0.30 \overline{IK}_0$ である。」ということの意味している。Leadbetterはセラミックシェルモールドの熱伝導率は鑄型の相対的位置関係の変化で $\frac{1}{6}$ 位、すなわち上記値 $\overline{IK}_M / \overline{IK}_0 = \frac{1}{6} = 0.17$ まで低下すると推定しているが、⁽¹⁰⁾本実験結果ともおおむね一致している。

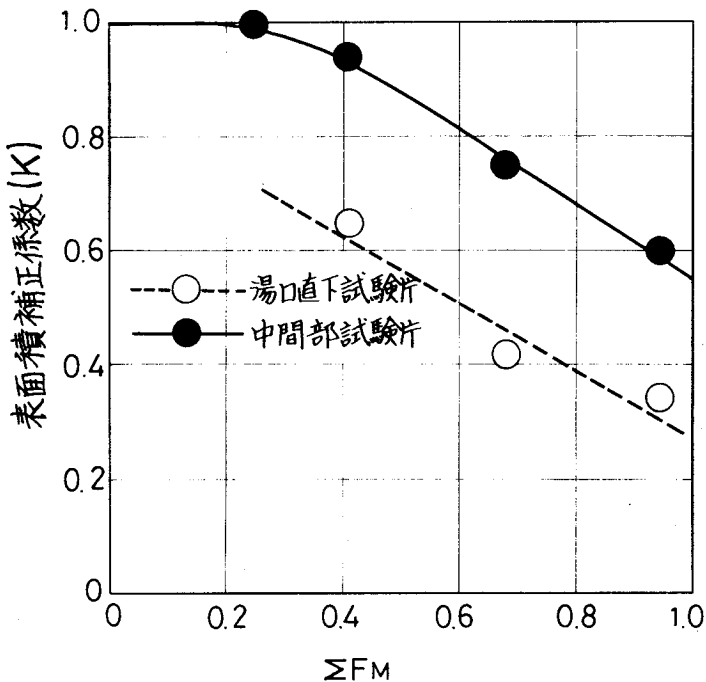


図3-8 鑄型面(M)と他の鑄型面との熱放射形状係数の総和(ΣF_M)と表面積補正係数(K)との関係

次に、図3-8に示した実験結果の他の試験片への適合性を確認するため、図3-9に示す試験片で同様の鑄込み試験を行なった。ここでは、内側の二つの試験片については、どの鑄型面をとっても $\Sigma F_M = 1$ としている。この試験結果は図3-10および表3-2のようであり、 $\Sigma F_M = 1$ に関して $K = 0.50$, 0.64 が得られ、これらは図3-8から推定される $K = 0.55$ に大体近い値を示している。

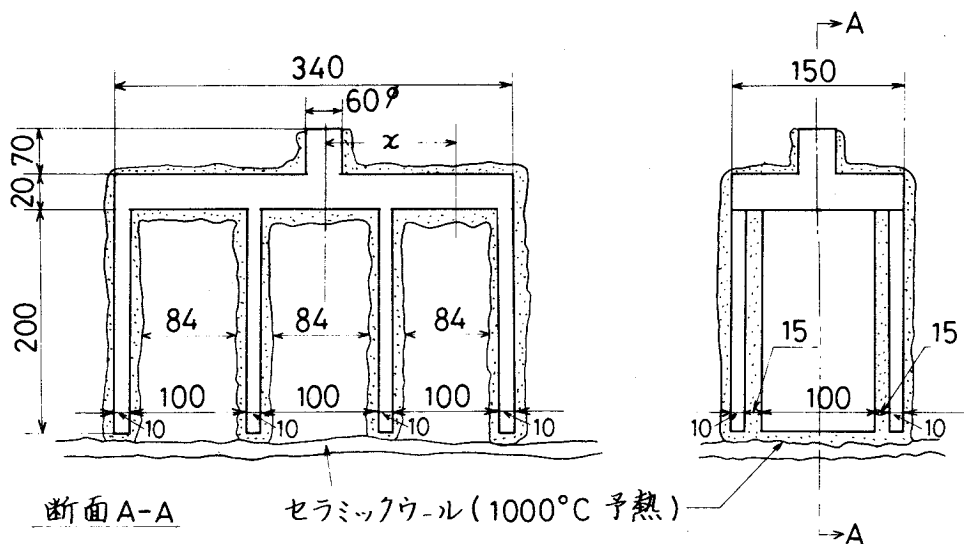


図3-9 図3-8の確認試験に用いたNo.W5試験材の形状および寸法

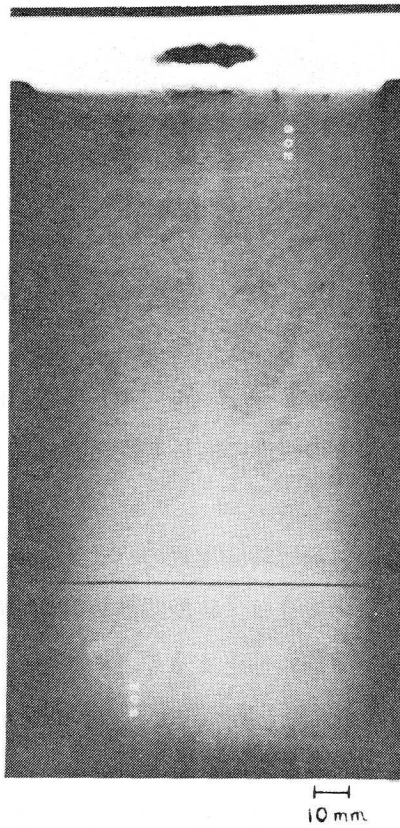


図3-10 図3-8の確認に用いた試験片（中間部）のX線透過写真の一例

表3-2 No.W5試験材での図3-8の確認試験結果

試験片	ΣF_M	a, mm	K
端部	1	34.0	0.64
中間部	1	53.2	0.50

なお、 ΣF_M の厳密な計算は、二重積分の計算を必要とし、一般には困難であるが、実際の運用にあたっては図表⁽⁹⁾を用いた簡易計算で十分であると思われる。

3.5 結 論

予熱温度 1000℃、厚み約 8 mm のセラミックシェルモールドに鑄込温度 1600℃ で鑄造した厚み 10 mm の SCS13 試験片の健全域に及ぼす鑄型表面での熱放射の影響を調べたところ、次の点が明らかになった。

- (1) 鑄型間熱放射はセラミックシェルモールド鑄物の健全域および凝固時間に大きな影響を及ぼし、その程度に応じて鑄物のモジュラスは見掛け上変化する。
- (2) 鑄物の健全域あるいは凝固時間推定のパラメーターである鑄物モジュラスのこのような見掛け上の変化は、鑄型間熱放射の程度に応じて熱放射を受ける鑄型面の表面積を部分的に補正することにより、定量的にとりあつかうことができる。
- (3) 表面積の補正に用いられる表面積補正係数の値は、健全域の推定、凝固時間の推定のいずれの場合でもほぼ同じであり、しかも、鑄型間熱放射の程度を表すパラメーターとしての鑄型間熱放射形状係数から算定できる。
- (4) この表面積補正係数は、外表面で鑄型間熱放射の影響を受ける鑄型の見掛け熱伝導率と外表面にそのような影響を全く受けない鑄型の見掛け熱伝導率との比の平方根にほぼ等しい。
- (5) ある鑄型面から放出されるすべての熱放射エネルギーが別の鑄型面に吸収されるような場合のその鑄型の見掛けの熱伝導率を \overline{IK}_M とし、ある鑄型面から放出されるすべての熱放射エネルギーが地面等の鑄型面以外の外界に吸収されるような場合の鑄型の見掛け熱伝導率を \overline{IK}_0 として、これらの二つの値を比較すると、 $\overline{IK}_M = 0.08 \sim 0.30 \overline{IK}_0$ である。

参 考 文 献

1. 梶山, 福迫; 鑄物, 31 (1959), 10, 975
2. 大中, 山内, 藤林, 福迫, 錦織; 日本鑄物協会第100回全国大会講演概要集, (1981), 90
3. J. Coviaux; AFS Cast Metals Research Journal, (1974), Mar., 21
4. 宮本; 鑄物, 51 (1979), 1, 45
5. Chvorinov; Giesserei, 27 (1940). No.10, 11, 12
6. 新山; 鑄物, 53 (1981), 10, 576
7. 大中, 長坂, 福迫; 鑄物, 54 (1982), 6, 30
8. C. M. Adams, H. F. Taylor; Trans. AFS, 60 (1952), 617
9. W. H. McAdams; Heat Transmission, 3rd Ed., (McGraw-Hill), (1954)
10. M. Leadbetter; Proceedings of the 27th Annual Meeting of I.C.I (1979)

第4章 セラミックシェルモールド鑄物の健全域に及ぼす肉厚勾配およびチルの影響

4.1 緒言

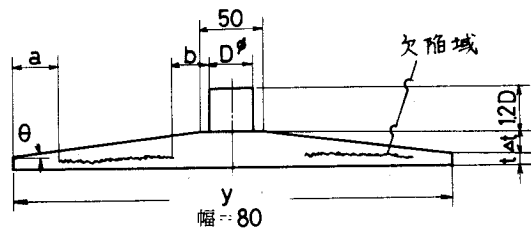
一般砂型鑄物では健全域を拡大させる方策として肉厚勾配、チル等を用いて鑄物を指向性凝固させることが多く、これらの効果に関する研究も多くなされている。⁽¹⁾⁽²⁾⁽³⁾⁽⁴⁾しかし、セラミックシェルモールド鑄物を対象にしたこれらの研究は非常に少なく、肉厚勾配の影響を調べた文献が散見されるものの、いずれもデータ不足で系統性を欠いており実用上十分とはいえない。⁽⁵⁾⁽⁶⁾これらの理由の一つに、従来セラミックシェルモールド法の適用は比較的小物の製品に限定され、しかも鑄型を高温で予熱した状態で注湯するため、一般砂型鑄物でみられるような金属を用いた溶湯の局所的なチルが困難であることが考えられる。セラミックシェルモールド法の適用範囲が大物部品に拡大されるにつれ、⁽⁷⁾このような健全域拡大策の効果に関する知見が求められることは言うまでもない。本章ではこのような見地から、セラミックシェルモールドおよびオーステナイト系ステンレス鑄鋼(SCS 13)を用いた場合の肉厚勾配および実用上容易と思われる二三のチル方法の鑄物健全域に及ぼす影響を調べたものである。

また、第2章で形状が簡単で均一肉厚の鑄物健全域はそのモジュラスで整理されることを示したが、これに肉厚勾配を与えると健全域はモジュラスの他にテーパ角の影響が加味されることが予想される。そこで、本研究では肉厚勾配を持つセラミックシェルモールド鑄物の健全域がこのような簡単なパラメーターからある程度予測できるか否か、更に従来の砂型鑄物でも文献データをもとにこのような考え方があてはまるかどうかについて、検討を加えた。

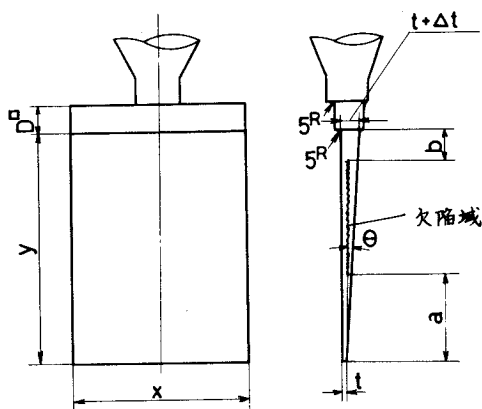
4.2 実験方法

本章で用いた肉厚勾配を持つ試験片（以下テーパ付試験片と呼ぶ）の形状および寸法を図4-1および表4-1に示す。ここに、A、AC（セラミックウール保温）およびB試験片は横姿勢であり、モジュラスはそれぞれ3.0、3.0、5.2と一定にしてテーパ角（ θ ）のみを変えたものである。また、HおよびT試験片はそれぞれ横および縦姿勢であり、先端肉厚（ t ）を一定としてテーパ角（ θ ）あるいは余肉量（ $4t$ ）のみを変えたものである。これらの試験片を用いて鋳物の端部効果域（ a ）および押湯効果域（ b ）に及ぼす鋳物モジュラス（ V/S ）およびテーパ角（ θ ）の影響を調べた。一方、チル試験片の形状と寸法およびチルの方法は図4-2、4-3、表4-1のようであり、C試験片では端部チル、S試験片では押湯間チルの効果を調べたものであって、それぞれ2種類のモジュラスを選んだ。また、チルの方法については、実用上比較的容易と思われる三つの方策を採用し、その効果を比較した。一つは、フィンを配して特定部分の冷却表面積を大きくしその部分の冷却促進をはかったもの、他の一つは、鋳型のハイアルミナサンドの一部を熱伝導性の高い炭化けい素（純度：99%以上）に変えてスタックしたもの、残り一つは鋳型表面の一部に空気を吹きつけ鋳型表面での対流による熱の放散をねらったものである。これ以外の方法、例えば水の吹付け、金属チル等は余り実用的でないと考え実験から除外した。

鋳型の製作については、造型材料、層数などの基本条件は2、3章での条件と同様であり、特に炭化けい素使用のチル試験片についてはチルの領域のみ炭化けい素でスタックした。実験用供試材には、JIS規格SCS13を選び、これを塩基性ライニングの100kg高周波溶解炉を用いて約25分で溶解し、出湯、脱酸、測温の後、1000℃に予熱した鋳型に鋳込温度1600℃で鋳造した。また、空気吹付けによるチル試験片では鋳型表面より約10mm程度離れた所からノズル内径8mm、空気圧7kgf/cm²で鋳込み後10分間空気の吹付けを続けた。これらの鋳造試験片は砂おとし、スチールショット仕上げの後、X線透過検査に供した。



(1) 横姿勢テーパ付試験片



(2) 縦姿勢テーパ付試験片

図 4 - 1 テーパ付試験片の形状および寸法

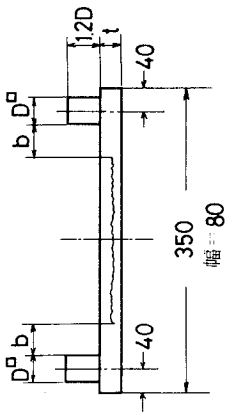
(1) 横姿勢試験片：A1 ~ A5, AC1 ~ AC5, B1 ~ B5, H1 ~ H5

(2) 縦姿勢試験片：T1 ~ T8

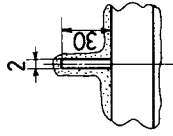
表 4 - 1 試験片の寸法

単位：mm

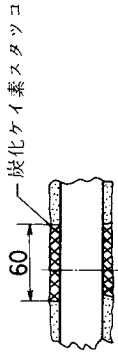
試験片 NO.	t	Δt	θ	α	y	D	$W(S)_c$	α	備考
A-1	67	0	0	-	250	255	3.00	1.50	横姿勢
-2	60	1.0	0.57	-	"	"	"	"	"
-3	54	2.0	1.15	-	"	"	"	"	"
-4	4.8	3.0	1.72	-	"	"	"	"	"
-5	4.2	4.0	2.30	-	"	"	"	"	"
AC-1	67	0	0	-	"	"	"	"	横姿勢 カオワール
-2	6.0	1.0	0.57	-	"	"	"	"	"
-3	5.4	2.0	1.15	-	"	"	"	"	"
-4	4.8	3.0	1.72	-	"	"	"	"	"
-5	4.2	4.0	2.30	-	"	"	"	"	"
B-1	12.2	0	0	-	500	450	5.20	1.51	横姿勢
-2	10.8	1.9	0.48	-	"	"	"	1.53	"
-3	8.9	4.8	1.22	-	"	"	5.10	1.56	"
-4	7.8	6.7	1.71	-	"	"	"	"	"
-5	4.9	10.8	2.74	-	"	"	4.80	1.62	"
H-1	9.3	0	0	-	"	465	4.10	2.03	"
-2	9.2	5.1	1.30	-	"	610	5.10	2.00	"
-3	"	10.2	2.60	-	"	730	6.10	2.10	"
-4	9.3	15.0	3.81	-	"	830	7.00	2.00	"
-5	9.2	19.0	4.82	-	"	930	7.75	"	"
T-1	5.0	0	0	150	200	14.0	2.39	1.40	縦姿勢
-2	"	2.5	0.71	"	"	165	2.80	"	"
-3	"	5.0	1.43	"	"	206	3.45	"	"
-4	"	7.5	2.14	"	"	24.0	3.97	"	"
-5	10.2	0	0	"	400	28.0	4.58	"	"
-6	10.0	5.0	0.71	"	"	35.0	5.61	"	"
-7	"	10.2	1.43	"	"	42.0	6.59	"	"
-8	"	15.0	2.14	"	"	49.0	7.54	"	"
C-1	"	-	-	-	-	35.0	4.37	"	横姿勢・片
-2	20.0	-	-	-	-	62.0	7.75	"	"
S-1	10.0	-	-	-	-	30.0	4.31	1.23	"
-2	20.0	-	-	-	-	50.0	7.63	1.16	"



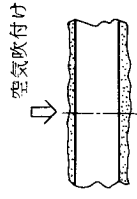
(1) 試験片形状寸法



(2) フィン利用によるチル



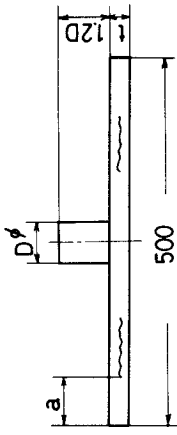
(3) 炭化ケイ素スタックコによるチル



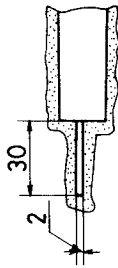
(4) 空気吹付けによるチル

押湯間の健全性を増加させるためのチル試験片の形状と寸法およびチル方法 (S1, S2)

図 4 - 3



(1) 試験片形状寸法

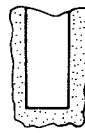


(2) フィン利用によるチル



炭化ケイ素スタック

(3) 炭化ケイ素スタックコ利用によるチル



空気吹付け

(4) 空気吹付けによるチル

図 4 - 2 端部効果域 (a) を増加させるためのチル試験片の形状と寸法およびチル方法 (C1, C2)

4.3 実験結果および考察

4.3.1 鋳物健全域に及ぼす肉厚勾配の影響

本研究での実験結果の記述に入る前に一般砂型鋳物での従来データの見直しを行ない、ここでの考察結果をもとにセラミックシェルモールドによる本実験の説明を行なう。

4.3.1.1 一般砂型鋳物での文献データの見直し

肉厚勾配の健全域に及ぼす影響を系統的に調べた研究の代表例として、縦姿勢鋳物ではBrinson⁽¹⁾、Stein⁽⁸⁾らの研究、また横姿勢鋳物では福迫らの報告⁽⁴⁾があげられるが、いずれも普通鋳鋼を対象として、先端肉厚 (t) と鋳物高さ (H) が与えられた場合にこの鋳物を健全にするのに必要な最小の余肉量 (Δt) との相関関係を図で示している。ただ、実際にはコストを考慮してチルや発熱体を併用するとか、⁽⁹⁾品質をある程度犠牲にする等のように、歩留りを考慮して弾力的に運用されているようであり、また、設計の都合上どうしても必要な肉厚勾配がとれない場合もあり得る。このように考えると、むしろ必要なのは、ある先端肉厚 (t) と高さ (H) の鋳物に任意の余肉量 (Δt) を与えた場合に、鋳物のどの範囲まで健全性が保証されるかといったより一般的かつ基本的な問題に関するデータであるように思われるが、このような観点から系統的にとり組んだ研究報告はこれまで余りみられないようである。ここではデータ量が特に豊富でこのため本解析に必要な十分なデータを含んだSteinの報告⁽⁸⁾をもとに、任意の縦姿勢くさび形鋳物の健全域が何らかのパラメーター (本論文では鋳物モジュラスとテーパ角) から推定できるか否かの点について検討した。

Steinの報告⁽⁸⁾は図4-4のようであるが、同論文では端部効果域のみをとり上げており、この図で高さ (H) はくさび形鋳物の端部効果域をさしている。このことは図4-4において、余肉量 (Δt) = 0 とした場合に $H/t = 2.0 \sim 2.5$ となり平板砂型鋳物の端部効果域での値とほぼ等しくなることか

らも明らかである。いま、この図から先ず、 H をパラメーターとする(θ , v/s)の曲線群を計算で求め、次に、この曲線群から(V/S)をパラメーターとする(θ , $H(v/s, \theta)$)の曲線群を求める。続いて、この曲線群から θ のみの影響をとり出すため、 $H(v/s, \theta)$ を $H(v/s, 0)$ で割って、(V/S)をパラメーターとする(θ , $\frac{H(v/s, \theta)}{H(v/s, 0)}$)の曲線群を求めると、図4-5が得られる。

これより、(V/S) ≤ 25 mmの鋳物では曲線群はほぼ一つに収れんし、次式が導びかれる。

すなわち、(V/S) ≤ 25 mmの縦姿勢くさび型の普通鋳鋼砂型鋳物では

$$\begin{aligned}
 H(v/s, \theta) &= H(v/s, 0) \times (0.0127 \times \theta^{1.770} + 1) \\
 &= 6.1 \times (v/s) \times (0.0127 \times \theta^{1.770} + 1) \quad (v/s \leq 15) \\
 &\{ 8.8 \times (v/s) - 50 \} \times (0.0127 \times \theta^{1.770} + 1) \quad (15 \leq v/s \leq 25) \\
 &\dots\dots\dots (4-1)
 \end{aligned}$$

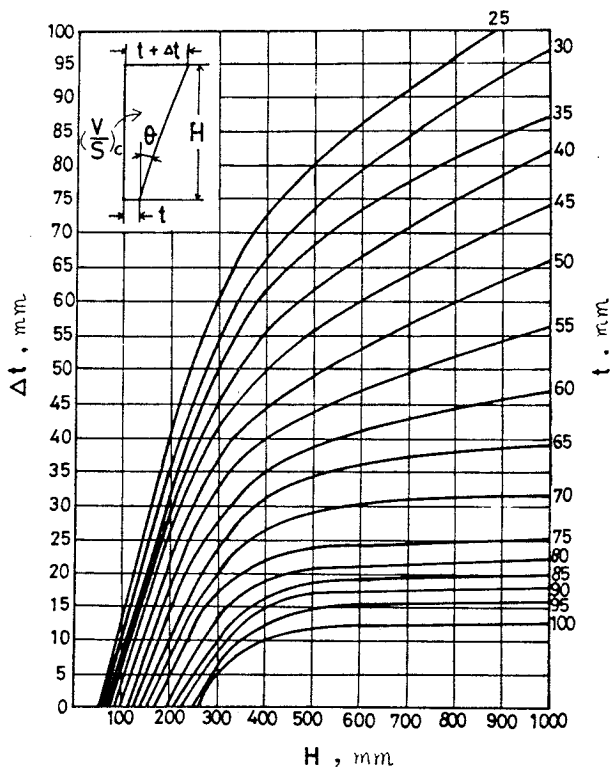


図4-4 Steinによる縦姿勢くさび型砂型鋳物における先端肉厚(t), 余肉量(Δt)と最大高さ(H)の関係⁽⁸⁾

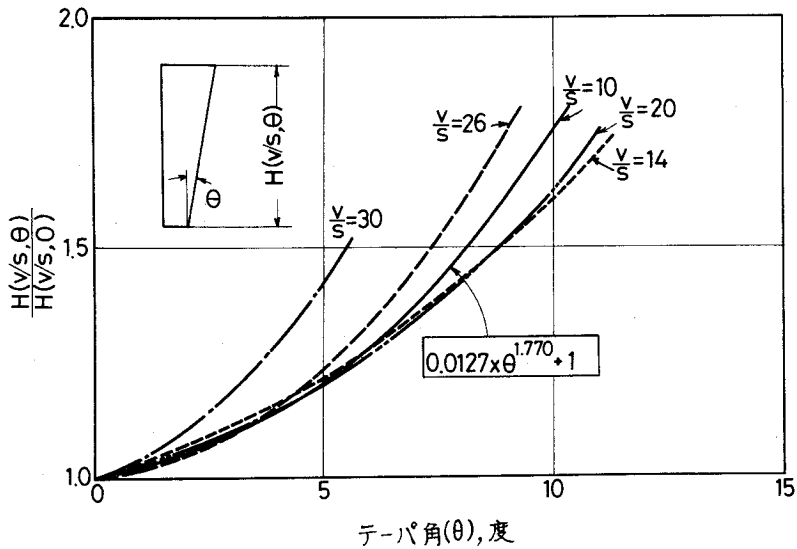


図 4 - 5 縦姿勢くさび型砂型鋳物におけるテーパ角 (θ)

$$\frac{H(v/s, \theta)}{H(v/s, 0)} \text{ の 関 係}$$

さて、(4-1)式は図4-4の要約であるが、見方を変えると $H(v/s, \theta)$ はモジュラス、テーパ角がそれぞれ $(V/S), \theta$ の鋳物の端部効果域(a)に相当するものとみることができる。以上は、鋳物全体が健全である特定の場合について検討した結果であるが、実用的な見地からは任意の余肉量(Δt)を与えたテーパ付鋳物においても、(4-1)式の $H(v/s, \theta)$ がその鋳物の端部効果域(a)に相当するものかどうかという点を、更に調べておく必要がある。同じ縦姿勢の鋳物で、この確認に必要な文献データは非常に少ないが、ここでは十分に大きな幅を有する先端肉厚(t)、鋳物高さ(H)がそれぞれ一定値25.4, 305mmの縦姿勢試験片において、余肉量(Δt)を種々

変化させて端部効果域 (a) の変化を調べたBrinson の報告⁽¹⁾ をとりあげ、これと (4-1) 式による推定値の比較を行なった。この結果を図 4-6 に示すが、両者はかなり一致しており、25mm以下のモジュラス (V/S) をもつ縦姿勢鋳物では (4-1) 式の $H(v/s, \theta)$ が端部効果域 (a) にほぼ等しいものと考えられる。

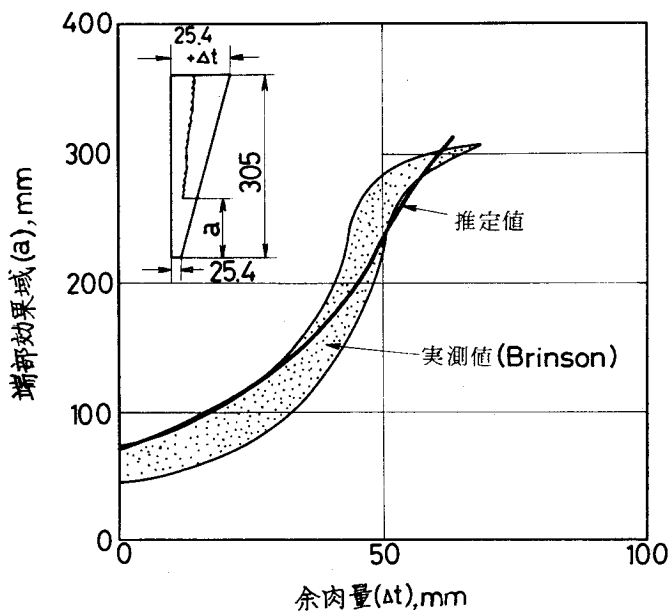


図 4-6 先端肉厚，高さの一定な縦姿勢くさび型砂型鋳物における余肉量 (Δt) と端部効果域 (a) の関係に関する Brinson の実験値⁽¹⁾ と本解析による推定値 ((4-1) 式) の比較

4.3.1.2. セラミックシェルモールド鋳物での実験結果

モジュラス(V/S)が一定で横姿勢のセラミックシェルモールド鋳物に関するテーパ角 (θ) と端部効果域 (a) および押湯効果域 (b) の関係を図 4-7 に示す。砂型鋳物の場合と同様に、鋳物モジュラス(V/S)が一定であってもテーパ角 (θ) が変化すると健全域も変化することがわかる。いま、 $a(v/s, \theta)$, $b(v/s, \theta)$ をそれぞれ $a(v/s, 0)$, $b(v/s, 0)$ でわった比 $\frac{a(v/s, \theta)}{a(v/s, 0)}$, $\frac{b(v/s, \theta)}{b(v/s, 0)}$ と θ の関係を求めると図 4-8 のようになる。若干のばらつきはあるが、それぞれの比はテーパ角 (θ) である程度整理されることがわかる。これら曲線の実験式を図中に示すが、先の砂型鋳物に比べて θ に対する曲線の勾配が著しく大きく、セラミックシェルモールドによるステンレス鋳鋼の方が砂型の普通鋳鋼に比べて肉厚勾配の効果がはるかに現われやすいことがわかる。さて、 $a(v/s, 0)$, $b(v/s, 0)$ は、鋳込温度、モジュラス比 (α) がそれぞれ 1600℃、1.4 の場合には、第 2 章の結果より $a(v/s, 0) = 7.40 \times (v/s)$, $b(v/s, 0) = 5.50 \times (v/s)$ で示されるので、横姿勢のテーパ付セラミックシェルモールド鋳物の健全域推定は次式で与えられる。

$$a(v/s, \theta) = 7.40 \times (v/s) \times (0.51 \times \theta^{0.51} + 1) \dots\dots\dots (4-2)$$

$$b(v/s, \theta) = 5.50 \times (v/s) \times (0.19 \times \theta^{1.36} + 1) \dots\dots\dots (4-3)$$

これら二式の有効性を確かめるため、先端肉厚を一定として余肉量 (4t) を種々変えた場合の健全域の実測値とこの 2 式からの推定値を比べた。この結果を図 4-9 および図 4-10 に示す。横姿勢の場合には、実験値と推定値はかなりよく合致しているが、縦姿勢の場合には $\theta=0$ の立上りから推定値の方がわずかに高くなって、二つの曲線はほぼ平行にのびている。これは試験片の姿勢の差によるものと考えられ、(4-2) および (4-3) 式から縦姿勢のテーパ付試験片の健全域を推定する場合には、若干割引く必要のあることがわかる。

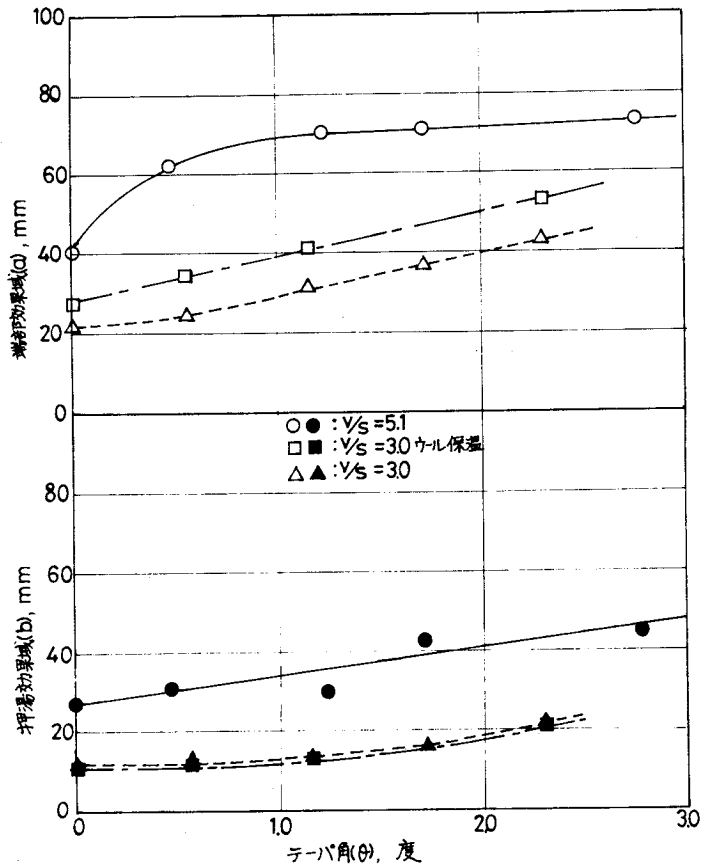


図 4-7 モジュラス一定の試験片 (A1~A5, AC1~AC5, B1~B5) におけるテーパ角 (θ) と端部効果域 (a) および押湯効果域 (b) の関係

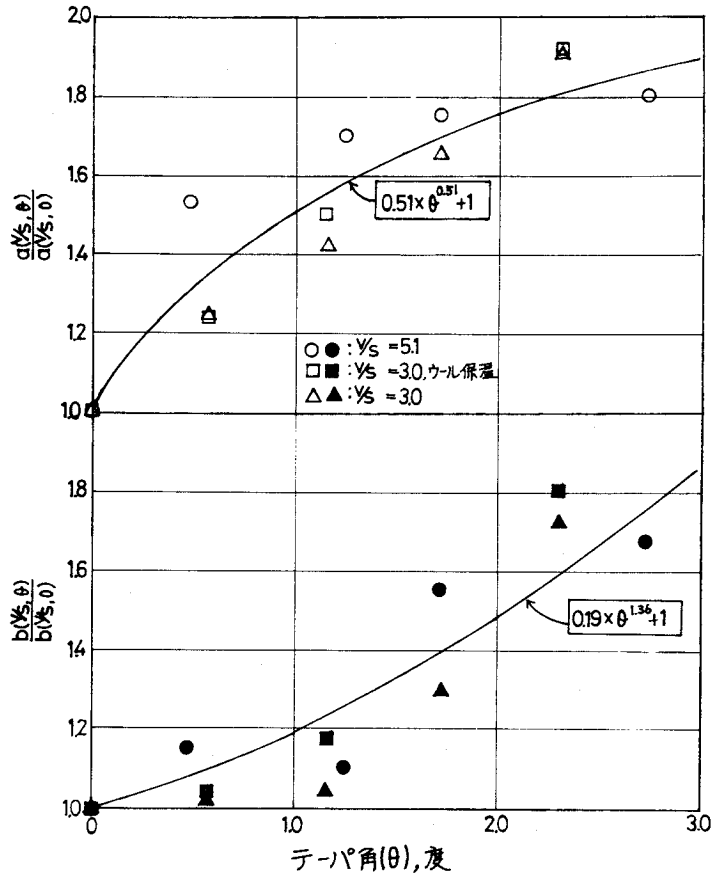


図 4 - 8 モジュラス一定の試験片 (A1~A5, AC1~AC5, B1~B5) におけるテーパ角 (θ) と無次元数

$$\frac{a(v/s, \theta)}{a(v/s, 0)}, \frac{b(v/s, \theta)}{b(v/s, 0)} \text{ の関係}$$

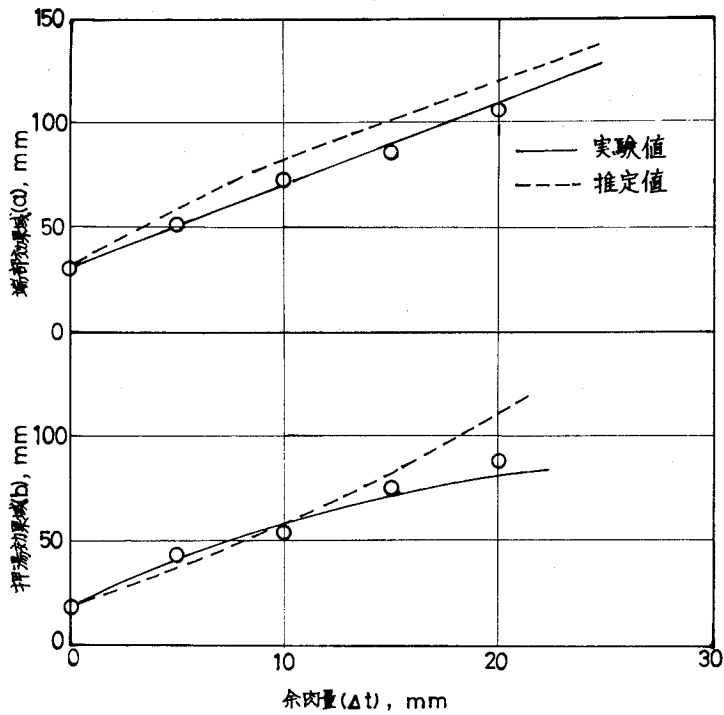


図 4 - 9 No. H1~H5 横姿勢試験片における余肉量 (Δt) と端部効果域 (a) および押湯効果域 (b) の関係

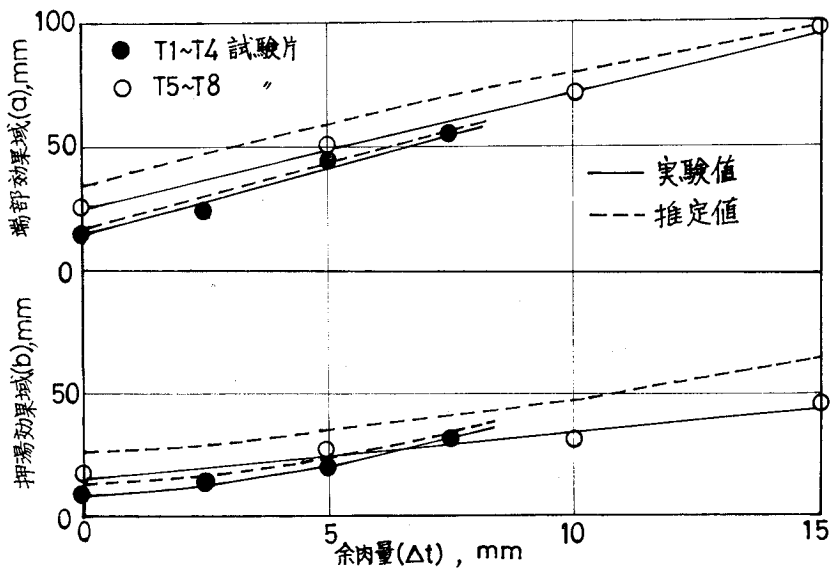


図 4 - 10 No. T1~T8 縦姿勢試験片における余肉量 (Δt) と端部効果域 (a) および押湯効果域 (b) の関係

以上の議論より、前提条件はあるものの、テーパ付鋳物の健全域をそのモジュラスとテーパ角からある程度推定し得ることが明らかになった。そこで、従来から普通に用いられている肉厚を用いるとどうなるかを、先のSteinのデータ(図4-4)をもとに検討してみる。図4-4のテーパ付試験片の平均肉厚(T_{av})は $T_{av} = \frac{2t + d_t}{2}$ で求められるので、図4-5を求めたのと同じ手順で、図4-4からテーパ角(θ)と $H(T_{av}, \theta)/H(T_{av}, 0)$ の関係を求めると図4-11が得られる。モジュラスで整理した図4-5と比べて曲線の収れん度は劣ることが明らかである。なお、健全域がモジュラスとテーパ角で整理される理由を、第2章でのモジュラス曲線を用いた解析法で検討してみたが、不可能であった。テーパ付鋳物では欠陥生成の条件が一定でなく、テーパ角の変動で臨界温度勾配等の欠陥生成条件も変動するといわれており、⁽¹⁰⁾単純な解析では合理的な説明が困難と思われる。

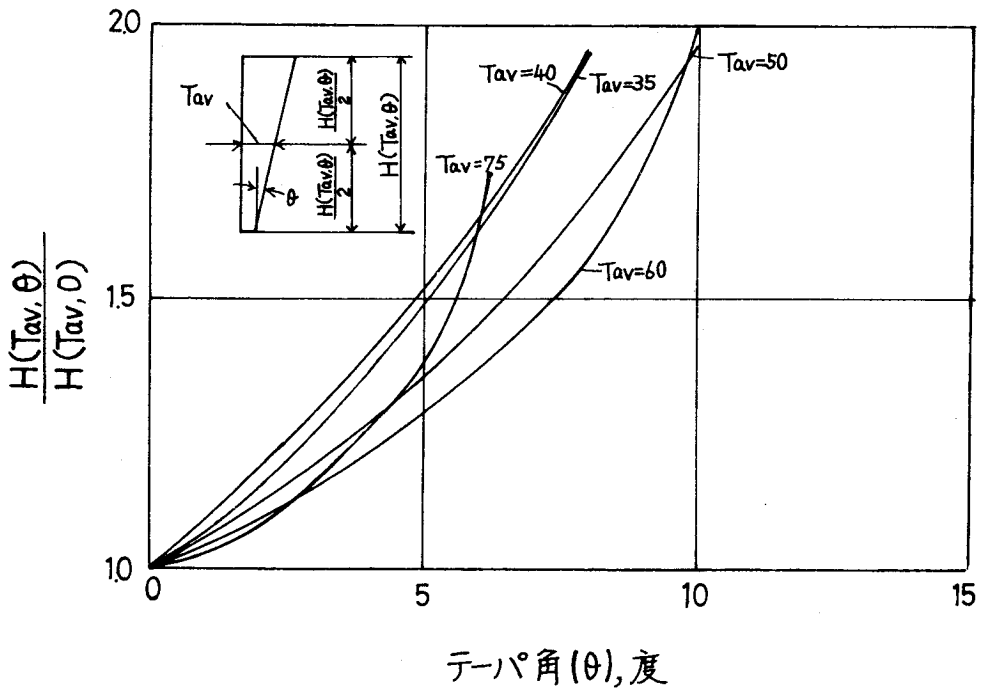


図4-11 縦姿勢くさび型砂型鋳物におけるテーパ角(θ)と $\frac{H(T_{av}, \theta)}{H(T_{av}, 0)}$ の関係

4.3.2. セラミックシェルモールド鑄物健全域に及ぼすチルの影響

図4-12, 4-13にそれぞれ端部チル、押湯間チルについての実験結果を示す。チルの効果は端部チルと押湯間チルとで大きく異なり、端部チルではフィン利用が最も効果的で、続いて空気吹付け、炭化けい素スタックの順である。特に、炭化けい素スタックの場合、低モジュラスの試験片 ($V/S = 4.37$)で殆んど効果がみられない。いずれにしても端部チルでの健全域の増加は高々10mm程度で、これは例えば鑄込温度を50℃も上げると十分達成できるものであり、その意味で端部チルの実用上の効果は小さいといえる。

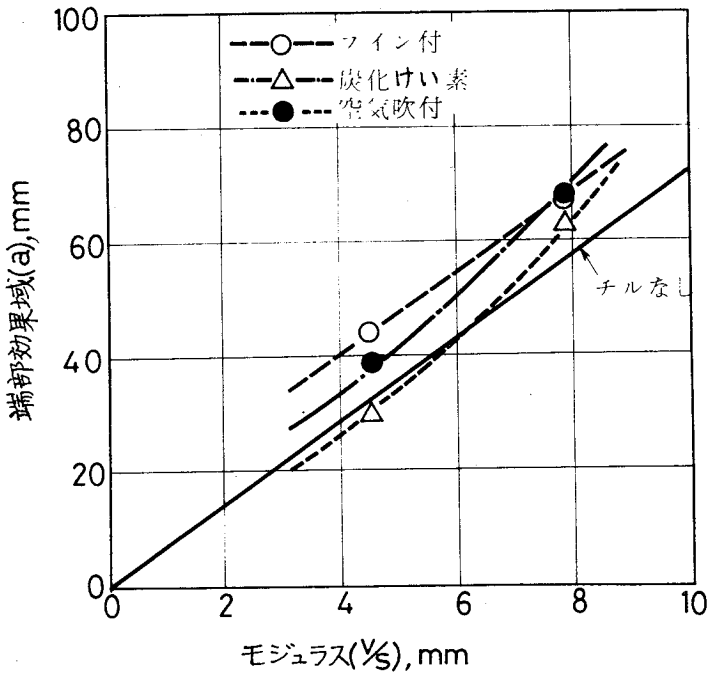


図4-12 端部効果域 (a) に及ぼす各種チルの影響

試験片 材方法	S-1 (t = 10 mm)	S-2 (t = 20 mm)
チルなし		
フィン利用		
炭化けい素		
空気吹付		

図 4 - 14 No. S-1, S-2 試験片 (押湯間チル) の X 線透過試験結果

一方、重要な押湯間チルの場合には、炭化けい素スタックが際立って効果的である。フィン使用のチルではフィン近傍のみ若干効果がみられるだけで、また空気吹付けチルでは全体として欠陥が小さくなった程度で健全域増加には到っていない。端部チルでみられたチル効果の順序が押湯間チルでこのように変化するのは、セラミックシェルモールド特有の熱伝達の複雑さに起因するものと考えられる。すなわち、端部チルでみられた各チルの基本的なチル能力の差が、条件のより複雑な押湯間チルでは別の要因、例えばフィン利用での鑄型間熱放射による熱の放射能力の低下とか空気吹付けでの局部冷却の困難さなどが複雑にからみあって、そのまま現れにくいものと考えられる。形状の複雑な実製品では、フィン利用、空気吹付けによる局部冷却は更に困難が予想され、結局、炭化けい素スタックを用いるのが最も容易でかつ効果的と考えられる。

4.4 結 論

以上、セラミックシェルモールド鑄物に指向性凝固を与える方策として、肉厚勾配とチルをとりあげ、これらの鑄物健全域に及ぼす効果を検討した。以下にその結果を要約する。

(1) テーパ付きのセラミックシェルモールド鑄物の端部効果域 (a mm) および押湯効果域 (b mm) は、鑄物のモジュラスとテーパ角の二つのパラメータで整理される。このことは従来の砂型鑄物のデータについてもある程度あてはまる。

(2) 鑄込温度が 1600°C 、押湯モジュラス比が 1.4 の横姿勢テーパ付鑄物 (SCS 13, モジュラス = V/S mm, テーパ角 = θ°) については次式が成立し、後述の砂型鑄物よりも肉厚勾配の効果が現われやすいことが明らかになった。

$$\text{端部効果域 (a)} = 7.40 \times (v/s) \times (0.51 \times \theta^{0.51} + 1)$$

$$\text{押湯効果域 (b)} = 5.50 \times (v/s) \times (0.19 \times \theta^{1.36} + 1)$$

なお、縦姿勢の鑄物では a , b はこの値より少し小さくなる。

(3) 砂型による縦姿勢普通鑄鋼 (モジュラス = V/S mm, テーパ角 = θ°) での端部効果域 (H mm) は、Stein の文献をもとに再検討したところ、一般に次式で示されることが明らかになった。

$$H = 6.1 \times (v/s) \times (0.0127 \times \theta^{1.770} + 1) \quad (V/S \leq 15)$$

$$\{8.8 \times (v/s) - 50\} \times (0.0127 \times \theta^{1.770} + 1) \quad (15 \leq V/S \leq 25)$$

(4) チル法として鑄型面空気吹付け、炭化けい素スタッコ、フィン利用をとりあげ、その効果を比較した。端部チルではフィン利用がもっとも有効であり、次に空気吹付け、炭化けい素スタッコの順であったが、全体的に実用上の効果は小さかった。一方、押湯間チルでは炭化けい素スタッコのみが著しい効果を示し、実用上非常に有効であることがわかった。

参 考 文 献

1. S. W. Brinson, J. A. Duma ; Trans. AFS , 50 (1942) 657
2. Heuvers ; Stahl u. Eisen, 49 (1943) 1249
3. W. S. Pellini ; Trans. AFS., 60 (1952) 389
4. 福迫, 梶山; 鋳物, 32 (1960) 9, 26
5. J. Coviaux ; AFS Cast Metal Research Journal (1974) Mar., 21
6. S. J. Walker ; Foundry Trade Journal (1969) Dec., 11, 943
7. 森, 花立, 得永, 平尾; 川崎技報, 59 (1975) 12, 64
8. Stein ; The Principles and Practice of Foundry Technology,
Düsseldorf (1955) 358
9. R. Wlodawer ; Directional Solidification of Steel Castings (1966)
Pergamon Press, 214
10. 日本鋳物協会精密鋳造部会; 精密鋳造品のシュリンケージと鋳造条件、
研究報告 36 (1984)

第5章 セラミックシェルモールド鋳物実体の組織 および機械的性質に及ぼす鋳造条件の影響

5.1 緒 言

セラミックシェルモールド法の代表製品の一つである翼鋳物では実体強度の要求が規定されていることが多く、この意味で、鋳造条件とこのような実体性質との関係を把握しておくことが必要かと思われるが、このような見地からセラミックシェルモールド鋳物を対象に取組んだ研究は余りみられないようである。⁽¹⁾⁽²⁾⁽³⁾

セラミックシェルモールド法では一般砂型鋳物に比べて金属の凝固を支配する要因が多く、このことが問題の取扱いをより難しくしているように思われる。

本章では、セラミックシェルモールド鋳物実体の金属組織および引張性質に及ぼす試験片の形状および寸法と鋳込温度、型保温などの鋳造条件の影響を調べ、これ迄に報告した健全域推定のパラメーターとしての鋳物モジュラスが、セラミックシェルモールド鋳物の実体性質をおしはかる上でもある程度有力な目安になり得るか否かという点を検討したものである。

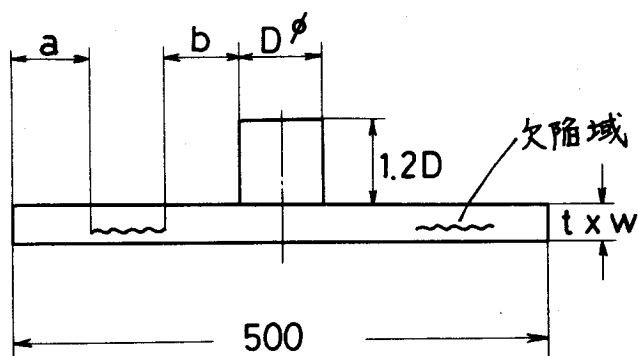
5.2 実験方法

供試材は、JIS規格SCS13の18-8オーステナイト系ステンレス鋳鋼をこれ迄と同様の方法で溶解し、尿素樹脂模型をもとに通常の造型法で製作したハイアルミナサンド系のセラミックシェル鋳型を用いて、予熱温度1000℃で鋳造した。図5-1に試験片の形状および寸法を、表5-1にその寸法の詳細、鋳造条件ならびに後述の各試験片についての試験項目をまとめて示す。試験片の形状および寸法では、厚み(t)、幅(w)の組合せを変えた3種類のモジュラス(V/S)の試験片を選び、さらに各試験片ごとに鋳造条件を6種類選んで合計18ヶの試験片を鋳造した。この鋳造条件の選定では、押湯モジュラス比の影響を調べるためのもの(各試験片の1~3)、鋳込温度の影響をみるためのもの(各試験片の3~5)そしてセラミックウールによる鋳型保温の効果を調べるためのもの(各試験片の

4,6) と三つの要因をとり上げた。

鑄造試験片は、砂落とし、熱処理 (1100℃×2Hr 空冷)、スチールショット仕上げの後、X線透過検査に供した。

前述の試験項目で、マクロ組織試験では試験片水平中央断面について腐食条件 (塩化第二鉄 5 g + 塩酸 50cc + 水 100 cc、約 60sec 腐食) でエッチして試験し、ミクロ組織試験ではこのマクロ試験面の所定の各場所から採取した試料を腐食条件 (蔭酸 10% 溶液中で約 60sec 電解腐食) でエッチし、デンドライト二次アーム間隔を測定した。このミクロ組織の観察位置は、後の表 5-2 に示すように端部 (位置①)、端部効果域と欠陥域の境界部 (位置②)、押湯効果域と欠陥域の境界部 (位置③)、および押湯直下 (位置④) の 4 箇所とした。また、引張試験においては、引張試験片 (JIS14 A 号丸棒試験片、6 mm ϕ) の採取可能な (V/S) = 4.37, 7.75 の二つについて、肉厚中心で幅方向の所定の位置からこの試験片を採取し、これで常温の引張試験を行なった。なお、本研究では SCS13 のロストワックス品の組織に関して、デンドライト二次アーム間隔と部分凝固時間および試験片モジュラスの相関を調べた最近の研究報告⁽⁴⁾ に示された組織の現出法をもとに実験をした。ミクロ組織の一例を図 5-2 に示すが、所々に明瞭なデンドライトがみられる。後述のデンドライト二次アーム間隔 (dII) は、各位置でのこれらいくつかのデンドライトの二次アーム間隔を測定し、それらの平均をとったもので、このようにして得られた値は前述⁽⁴⁾ の文献値ともおおむね一致していた。



$$t \times w = 5 \times 20, 10 \times 80, 20 \times 80$$

図 5 - 1 試験片の形状および寸法

表 5 - 1 試験片寸法および鑄造条件

No.	t,mm	w,mm	V/S)c, mm	D,mm	α	鑄込温度 °C	鑄型保温	試験項目		
								マクロ組織	ミクロ組織	引張試験
1-1	5	20	1.98	30.5	4.56	1650	—	○	—	—
1-2	〃	〃	〃	21.8	4.14	1645	—	○	—	—
1-3	〃	〃	〃	15.7	3.11	1650	—	○	○	—
1-4	〃	〃	〃	〃	3.40	1600	—	○	○	—
1-5	〃	〃	〃	〃	2.77	1540	—	○	○	—
1-6	〃	〃	〃	〃	3.43	1600	セラミック ウール保温	○	○	—
2-1	10	80	4.37	74.6	3.00	1635	—	○	—	—
2-2	〃	〃	〃	62.1	2.60	〃	—	○	—	—
2-3	〃	〃	〃	49.7	2.10	〃	—	○	○	○
2-4	〃	〃	〃	〃	〃	1590	—	○	○	○
2-5	〃	〃	〃	〃	2.30	1560	—	○	○	○
2-6	〃	〃	〃	〃	2.20	1590	セラミック ウール保温	○	○	○
3-1	20	80	7.75	120.7	2.38	1630	—	○	—	—
3-2	〃	〃	〃	86.2	1.84	1640	—	○	—	—
3-3	〃	〃	〃	61.6	1.24	1635	—	○	○	○
3-4	〃	〃	〃	〃	1.31	1590	—	○	○	○
3-5	〃	〃	〃	〃	1.35	1550	—	○	○	○
3-6	〃	〃	〃	〃	1.40	1600	セラミック ウール保温	○	○	○

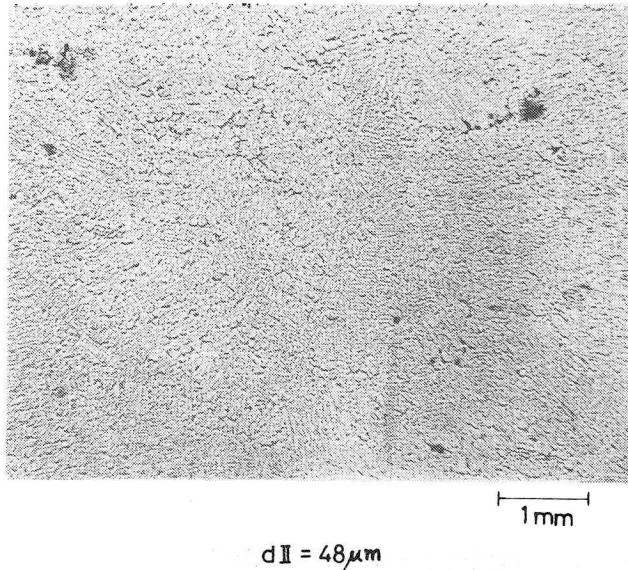


図 5 - 2 No. 2 - 5 試料 (位置 ②) の凝固組織

5.3 実験結果および考察

5.3.1 マクロ組織と健全域の関係

図 5 - 3 にマクロ組織の一例を示す。これから、鑄造条件の変化により健全域 (a, b) は変るが、この変化に応じて柱状晶の長さも変化する様子がわかる。健全域は柱状晶域と一部に等軸晶域を含む領域からなっており、健全域の増大に応じて柱状晶域も長くなっている。そこで、すべての試験片について健全域 (a, b) と柱状晶域 (x, y) を求めて、その相関をみると、図 5 - 4 の結果が得られた。この図より若干のばらつきはみられるが、近似的に次の実験式が成り立つ。

$$\text{端部効果域 (a)} = 10.7 \times \sqrt{x} \dots\dots\dots (5-1)$$

$$\text{押湯効果域 (b)} = 3.8 \times y \dots\dots\dots (5-2)$$

ここに、 a 、 b はそれぞれ端部効果域および押湯効果域で、 x 、 y はそれぞれ端部および押湯側での柱状晶の長さである。

このように、健全域と柱状晶域とで相関関係がみられることは、砂型の銅合金鋳物では知られているが、⁽⁵⁾SCS13のセラミックシェルモールド鋳物にもあてはまることが明らかになった。これは、シュリンテージの生成条件と柱状晶組織の生成条件とで密接な関係のあることを暗示していると⁽⁶⁾ともに、後述の鋳物の実体強度を考える上でも有用な知見といえる。

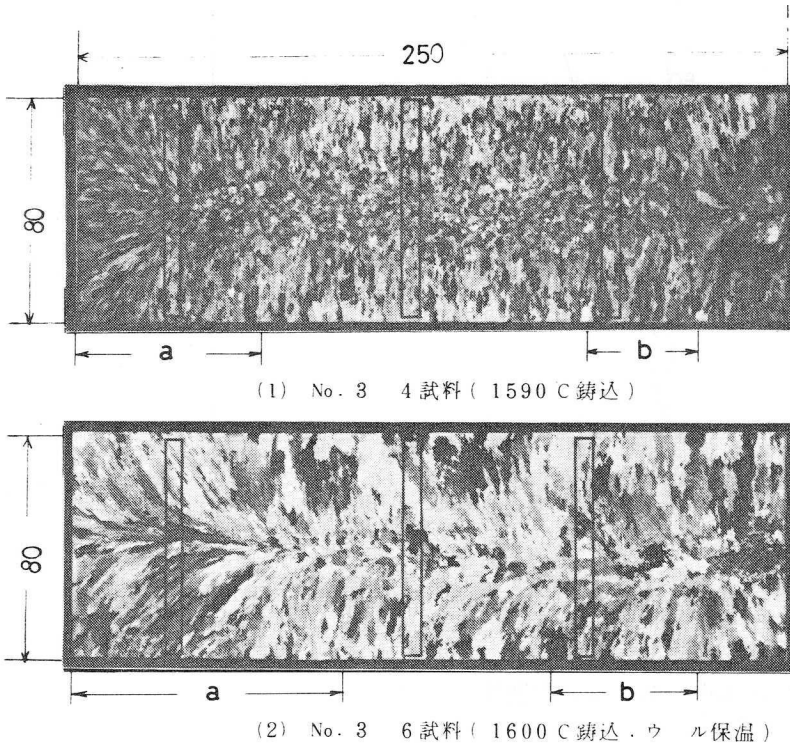


図 5 - 3 試験片水平中央断面マクロ組織の一例

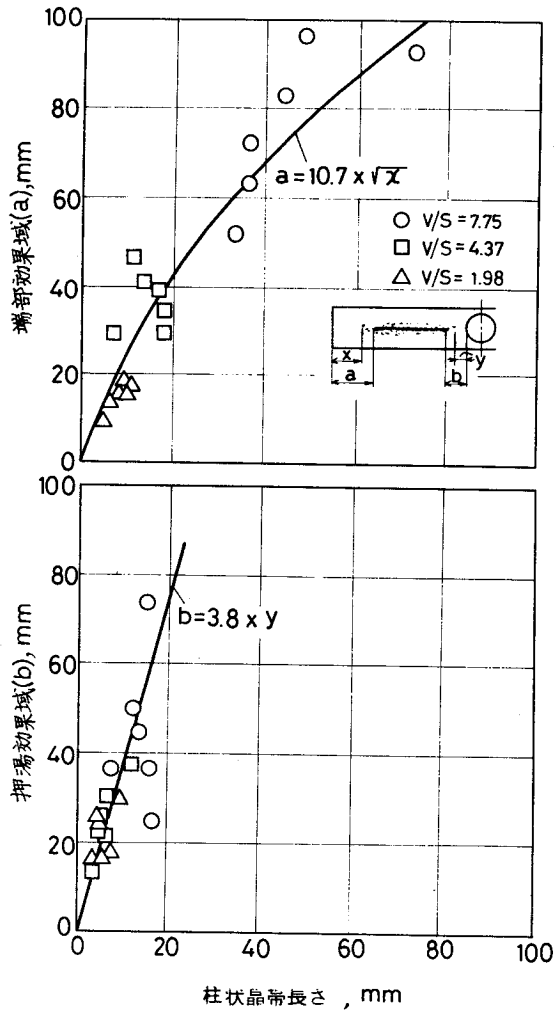


図 5 - 4 柱状晶帯長さ (x, y) と健全域 (a, b) の関係

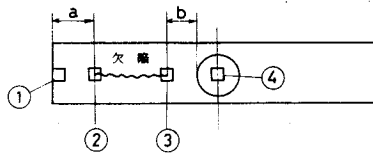
5. 3. 2 ミクロ組織と健全域との関係

各試験片の各位置におけるデンドライト二次アーム間隔 (d_{II})、およびこれらの値と文献データ⁽⁴⁾ から求めた部分凝固時間 (t_f) を表 5 - 2 に示す。この結果を用いて鋳物実体における位置 (X) とその位置での部分凝固時間 (t_f) との関係を図示すると図 5 - 5 のようになる。試験片の形状および寸法、鋳造

条件により各曲線のレベルは異なるが、共通の傾向として欠陥域では部分凝固時間 (t_f) の位置的变化が非常に小さくなっており、従って、欠陥域は部分凝固時間 (t_f) あるいはデンドライト二次アーム間隔 (d_{II}) の位置的変動の少ない領域であることがわかる。⁽⁷⁾ なお、各曲線のレベルの相違については、後述の実効モジュラスを用いてある程度一元的に整理できる。

図 5-2 各試験片でのデンドライト二次アーム間隔 (d_{II}) および部分凝固時間 (t_f)

No.	No.5 mm	位置		①		②		③		④	
		長さ	温度	$d_{II}, \mu m$	t_f, sec	$d_{II}, \mu m$	t_f, sec	$d_{II}, \mu m$	t_f, sec	$d_{II}, \mu m$	t_f, sec
1-3	1.98	1650	—	27	14.5	40	26.2	45	31.2	59	46.8
1-4	1.600	—	—	27	14.5	37	23.3	44	30.2	53	39.9
1-5	1.540	—	—	25	12.9	36	22.3	38	24.2	56	43.3
1-6	1.600	ウール 保護	—	25	12.9	53	39.9	48	34.4	62	50.5
2-3	4.37	1635	—	33	19.6	55	42.2	54	41.0	70	60.5
2-4	1.590	—	—	33	19.6	48	34.4	53	39.9	62	50.5
2-5	1.560	—	—	27	14.5	48	34.4	51	37.7	60	48.0
2-6	1.590	ウール 保護	—	34	20.5	50	36.5	53	39.9	72	63.2
3-3	7.75	1635	—	66	55.4	98	100.3	112	122.5	158	205.3
3-4	1.590	—	—	62	50.5	75	67.1	92	91.2	142	174.9
3-5	1.550	—	—	52	38.8	73	64.5	83	78.2	125	144.5
3-6	1.600	ウール 保護	—	70	60.5	107	114.4	119	130.0	150	189.9



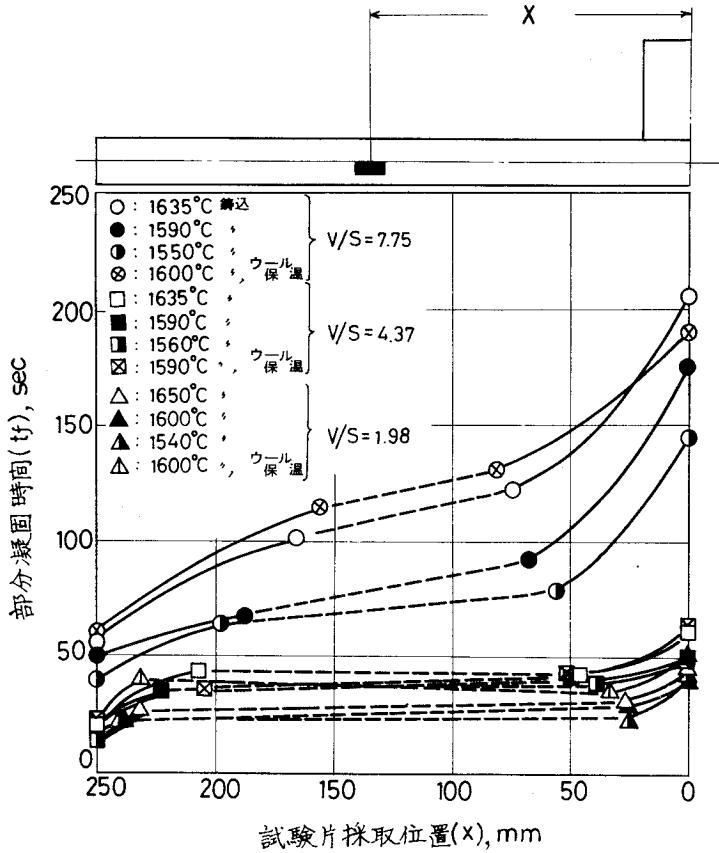


図 5 - 5 各試験片での位置と部分凝固時間 (t_f) の関係

5. 3. 3 引張試験結果

5. 3. 3. 1 引張試料採取位置の影響

図 5 - 6, 5 - 7 にそれぞれ (V/S) の値が 4,37, 7.75 の試験片より採取した引張性質の位置による分布状態を示す。同じ形状かつ寸法の試験片でありながら鑄造条件の違いにより引張性質に大きく差が生ずることがわかる。ただ、この図から位置的な引張性質の共通の傾向は一応読みとることができるようである。すなわち、0.2%耐力では位置のみならず鑄造条件にも余り影響を受けない点、また、0.2%耐力以外の引張性質では端部効果域から欠

陥域に移る所で著しく落込むもののこの境界部から先の押湯効果域に向って漸増する点である。欠陥域で引張性質が低下することはうなずけるが、⁽⁸⁾⁽⁹⁾ 端部効果域と欠陥域の境界付近で特に著しい低下を示すことは端部効果域での凝固収縮分がこの境界付近で一挙に欠陥として生成したためとも考えられる。事実、この付近のマイクロ組織を調べると他の欠陥域より多くの引け巣がみられた。

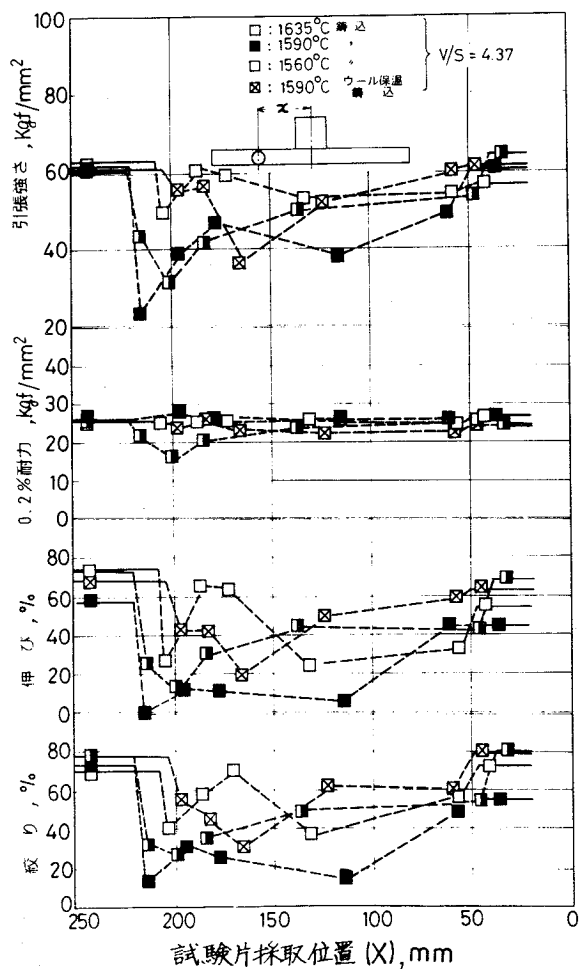


図 5 - 6 (v/s) = 4.37 試験片での試験片採取位置と引張性質の関係

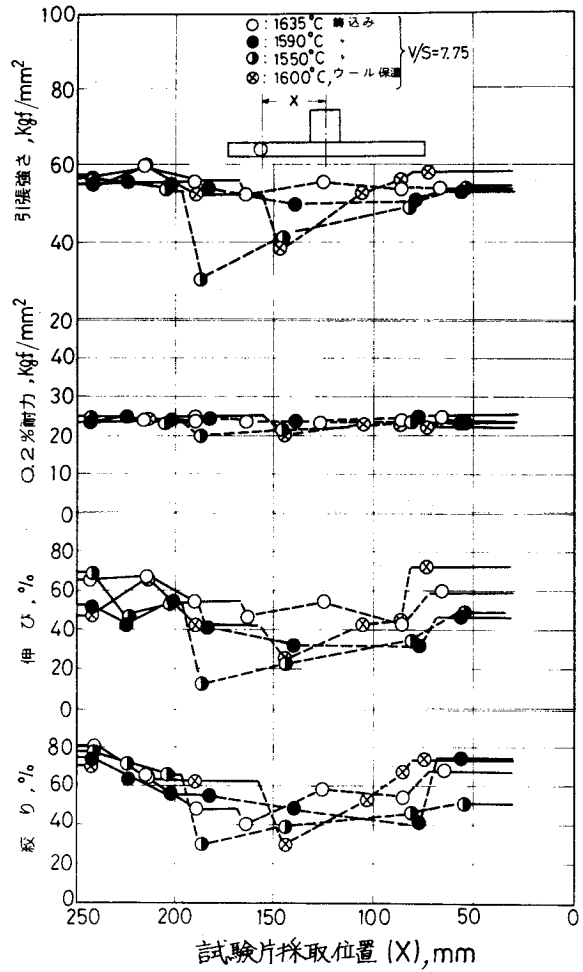


図 5-7 (v/s) = 7.75 試験片での試験片採取位置と引張性質の関係

5.3.3.2. 鑄造条件の影響

一般砂型鑄物では鑄物の実体性質を考えるのに鑄物の肉厚あるいはモジュラスで比較的うまく整理されることが知られているが、¹⁰⁽¹¹⁾ セラミックシェルモールド鑄物では図 5-6, 5-7 に示したようにこのことはあてはまらないようである。そこで、本章では砂型鑄物での肉厚に相当するパラメーターとしてこれまでに提案した実効モジュラスで、セラミックシェルモールド鑄

物実体の組織や引張性質がある程度把握されれば便利であろうと考え、この観点から実験結果を検討することにした。実効モジュラスは、これ迄と同様に、鑄込温度が1600℃で鑄型間熱放射および鑄型保温のない条件で鑄造された鑄物の端部効果域を基準にして求めた。すなわち、鑄造条件の変動により端部効果域が基準条件での端部効果域より変化した場合は、モジュラスが見掛け上変化したとみなす方法である。上記基準条件での端部効果域(a_0)については第2章の図2-5より次式が成立する。

$$a_0 = 7.4 \times (V/S) \dots\dots\dots (5-3)$$

従って、鑄造条件の変化で端部効果域が a_0 から a に変化したとき、この鑄物の実効モジュラス(V/S)^{*}は次のようである。

$$(V/S)^* = \frac{a}{7.4} \dots\dots\dots (5-4)$$

(5-4)式と試験片の端部効果域(a)から各試験片の実効モジュラス(V/S)^{*}を計算すると表5-3が得られる。

表5-3 式(5-4)より計算した各試験片の実効モジュラス(v/s)^{*}

No.	V/S,mm	a,mm	(V/S) [*] ,mm	備 考
1-3	1.98	16.3	2.20	1650℃ 鑄込
1-4		13.5	1.82	1600℃ 鑄込
1-5		10.0	1.35	1540℃ 鑄込
1-6		18.8	2.54	1600℃ 鑄込 ウール保温
2-3	4.37	42.0	5.67	1635℃ 鑄込
2-4		29.0	3.91	1590℃ 鑄込
2-5		29.0	3.91	1560℃ 鑄込
2-6		46.5	6.28	1590℃ 鑄込 ウール保温
3-3	7.75	83.0	11.22	1635℃ 鑄込
3-4		63.3	8.56	1590℃ 鑄込
3-5		52.3	7.07	1550℃ 鑄込
3-6		92.8	12.54	1600℃ 鑄込 ウール保温

次に、図5-6, 5-7を端部効果域, 欠陥域, 押湯効果域の三つに区分けし、各領域で耐力を除く各引張性質の平均値を求め、これと実効モジュラス(V/S)* の関係を図示すると図5-8が得られる。多少ばらつきはみられるが、この実効モジュラス(V/S)*で各領域における機械的性質の傾向がかなり明確に把握できるようである。第一に、実効モジュラスの大きな鋳物程、各領域間の差、換言すると実体内での位置的ばらつきが小さくなり鋳物全体でより均一な引張性質のものが得られ易いこと、第二に、健全域だけでは実効モジュラスが小さい程引張性質がわずかに増加する点、第三に、端部効果域と押湯効果域では引張性質はほぼ同じである点である。

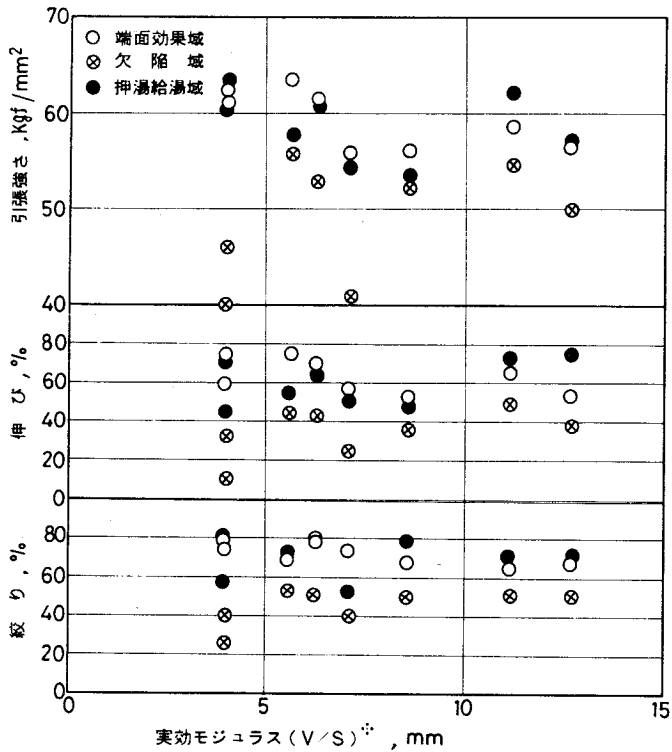


図5-8 実効モジュラス (v/s)* と引張性質の関係

この実効モジュラスの妥当性をみるために、表 5-2 をもとに各領域でのデンドライト二次アーム間隔 (d_{II}) の平均値 (\bar{d}_{II}) と実効モジュラス (V/S)^{*} の関係を整理してみた。この結果を図 5-9 に示すが、各領域での \bar{d}_{II} と (V/S)^{*} とでかなり強い相関がみとめられ、表 5-3 に示した実効モジュラス (V/S)^{*} は十分妥当なものであることがわかる。そこで、先の結果を考察すると、第一の傾向は、図 5-10 に示したように (V/S)^{*} の小さい場合での方が欠陥がより大きくなっており、主として欠陥の大きさの違いによるものと考えられ、また、第二の健全域での傾向に関しては、図 5-9 から明らかのように、主としてデンドライト組織がより微細になったことによる⁽¹²⁾ と考えられる。そして、組織微細の程度で大きく差のみられる押湯効果域と端部効果域とで引張性質に差がみられなかった第三の点は、先の図 5-3 のマクロ組織と試験片採取位置の位置関係の相違によるものと思われるが、詳細は不明である。

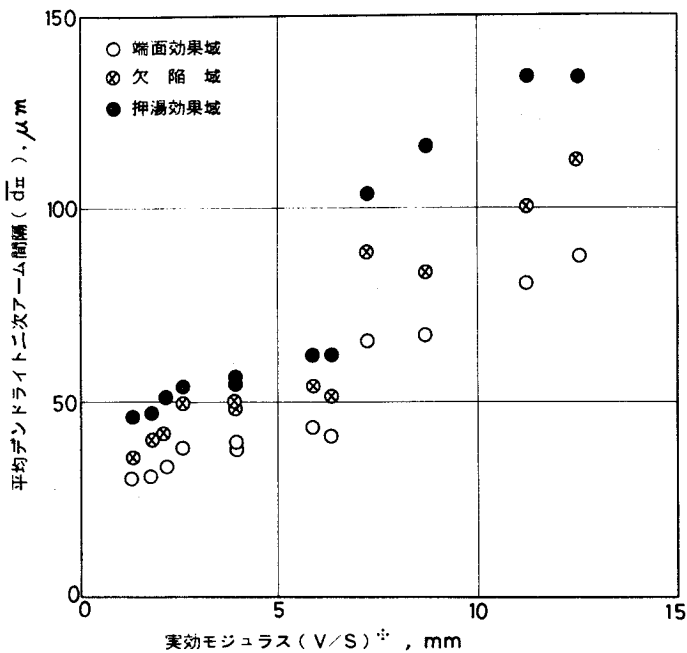
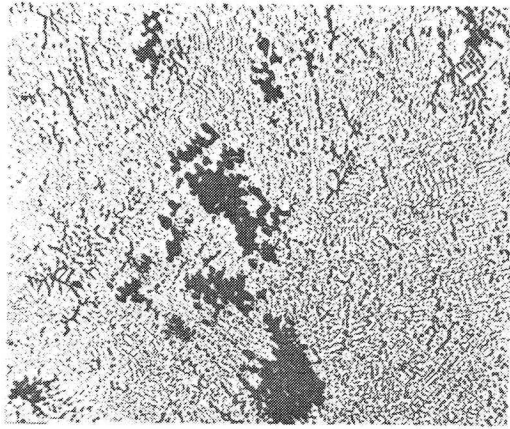
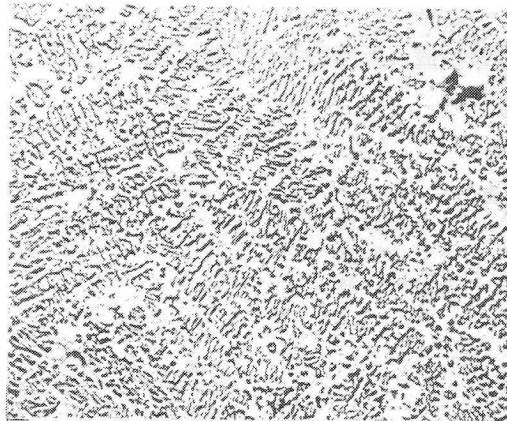


図 5-9 各領域での実効モジュラス (v/s)^{*} と平均デンドライト二次アーム間隔 (\bar{d}_{II}) の関係



No. 2-5 試料 ③位置 . $(V/S)^* = 3.91$



No. 3-6 試料 ③位置 . $(V/S)^* = 12.54$

1mm

図 5-10 No. 2-5 ($(V/S)^* = 3.91$) および No. 3-6 ($(V/S)^* = 12.54$)
試料での位置③におけるマクロ組織の比較

形状の簡単な鋳物に関する限り、試験片の形状および寸法と鋳造条件が定まると、これ迄述べたようにその健全域と欠陥域が推定され、次に、この内の端部効果域 (a) から (5-4) 式をもとにその鋳物の実効モジュラス $(V/S)^*$

が決定される。そうすると、この実効モジュラスより図 5-8 を介して各領域での引張性質がある程度予測され、また、図 5-9 より各領域でのデンドライトの微細の程度が推定され、さらに、式 (5-1), (5-2) を用いるとマクロ組織の状態がある程度予想できるという組立てがここに得られたことになる。

5.4 結 論

セラミックシェルモールド法による 18-8 オーステナイト系ステンレス鋼平板試験片での金属組織および引張性質に及ぼす試験片の形状および寸法そして鑄造条件の影響を調べ、次の結論を得た。

- (1) 鑄物の健全域をもとに算出した鑄物の実効モジュラスで、鑄物の組織および引張性質をある程度整理できる。
- (2) 鑄物における柱状晶帯の長さは、この実効モジュラスにより推定される健全域と強い相関関係を有し、また、鑄物内部のデンドライト二次アーム間隔についても、この実効モジュラスからある程度推定できる。
- (3) 鑄物実体の引張性質については、0.2% 耐力を除く引張強さ、伸び、絞り値で試験片の形状および寸法、鑄造条件の影響を強く受けるものの、0.2% 耐力では実体内部での位置または鑄造条件の影響は殆んどみとめられない。
- (4) この引張強さ、伸び、絞りの実体内部での位置的変動に関しては、端部効果域と欠陥域との境界付近にこれらの著しい落込みがみられるものの、この境界部から先の押湯効果域に向って漸増する。また、鑄造条件の影響は非常に強くみとめられ、同じ形状かつ寸法の鑄物でも鑄造条件の違いでこれら引張性質は大きく変化するが、前に述べた実効モジュラスを用いるとそれらがある程度一元的に整理することができる。
- (5) 実効モジュラスが大きくなる程、より均一な引張性質を有する鑄物が得られるものの、健全域だけでみた場合引張性質はわずかながら減少する。また、端部効果域と押湯効果域でこれら引張性質の差は殆んどみられなかった。

参 考 文 献

1. S. J. Walker ; Foundry Trade Journal, **127** (1969) Dec., 11, 943
2. K. C. Antony ; Proceedings of 3rd World Conf. on Investment Casting,
23 ~ 26th, Apr. (1972) Paris
3. 日本鋳物協会 精密鋳造部会 ; 研究報告 No.5 (1975), 81
4. 日本鋳物協会 精密鋳造部会 ; 研究報告 No.27 (1981), 71
5. 梶山, 福迫 ; 鋳物, **31** (1959), 10, 979
6. 新山, 内田, 森川, 斉藤 ; 鋳物, **54** (1982) 8, 507
7. Pellini ; Trans. AFS, **61** (1953), 61
8. 岡添, 矢作 ; 鋳物, **33** (1961), 5, 355
9. 梶山, 福迫 ; 鋳物, **32** (1960), 9, 642
10. 梶山 ; 鋳造技術の基礎 (1978) 総合鋳物センター刊 p.12
11. 水野, 福迫 ; 鋳物, **54** (1982), 9, 579

第 6 章 本研究成果のセラミックシェルモールド 実製品への適用

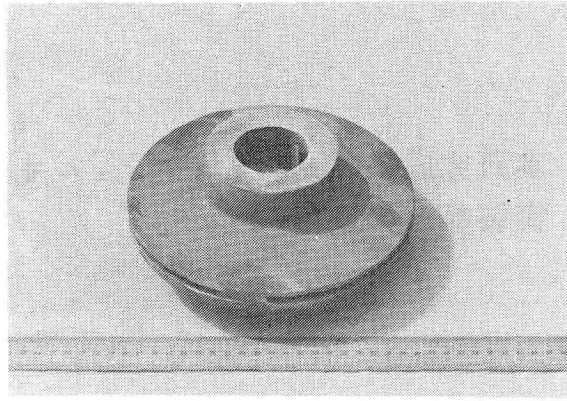
6.1 緒 言

前章までは、比較的単純な試験片を用いて、セラミックシェルモールド鋳物の
製造方案検討の基礎になるデータを求めた。すなわち、鋳型間熱放射のない簡単
な平板試験片で鋳物健全域に及ぼす各種の要因の影響を先ず調べ、次に鋳型間熱
放射の影響が問題になる複雑な形状のものにも以上の知見があてはまるよう、鋳
型間熱放射の程度に応じてその補正方法を提案し、更に健全域の積極的促進策あ
るいは実体強度の問題についての検討を加えたものである。これら一連の研究で
その基本となるものは、例えば Wlodawer の方案システムのように一般砂型鋳物
で古くから利用され今日でも広く用いられているモジュラス基準による方案作成
原理を基本に、現象のより複雑なセラミックシェルモールド鋳物へもこの原理が
適用できるように、要因ごとにその影響の度合を出来る限り定量的に整理しよう
とした点にある。

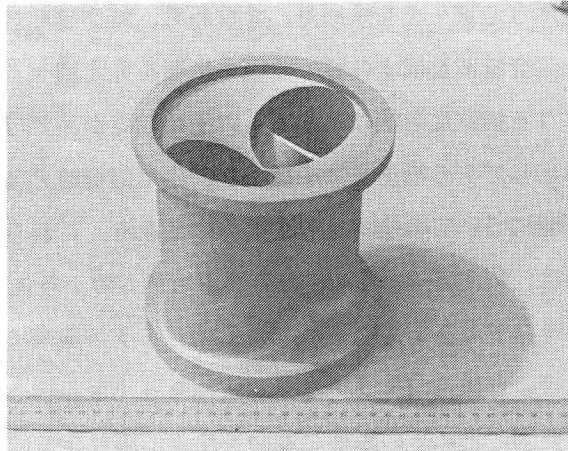
ただ試験片によるこれらのデータが実製品においても有効であるか否かという
点、また、砂型鋳物を対象にした従来の方案システムと比較して本研究での方案
システムの優位性はどの程度かといった点が今一つ不明であるので、本章では著
者が経験した三つの代表的精密鋳造品をもとに、これらの点を考察する。

6.2 実製品の概要

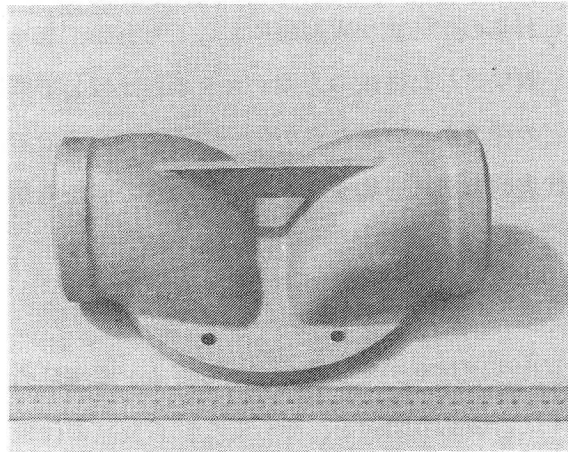
図 6-1 に本章でとりあげたセラミックシェルモールド実製品の外観写真を、
また図 6-2 ~ 6-4 に各製品の図面を、そしてこれら製品の仕様の概要を表 6
-1 に示す。いずれもセラミックシェルモールドによる鋳造素材で、重量的にも
普通のロストワックス製品よりも大きく、また品質的にも要求の厳しい機械部品
である。



(1) 製品 A (ポンプ用インペラー)

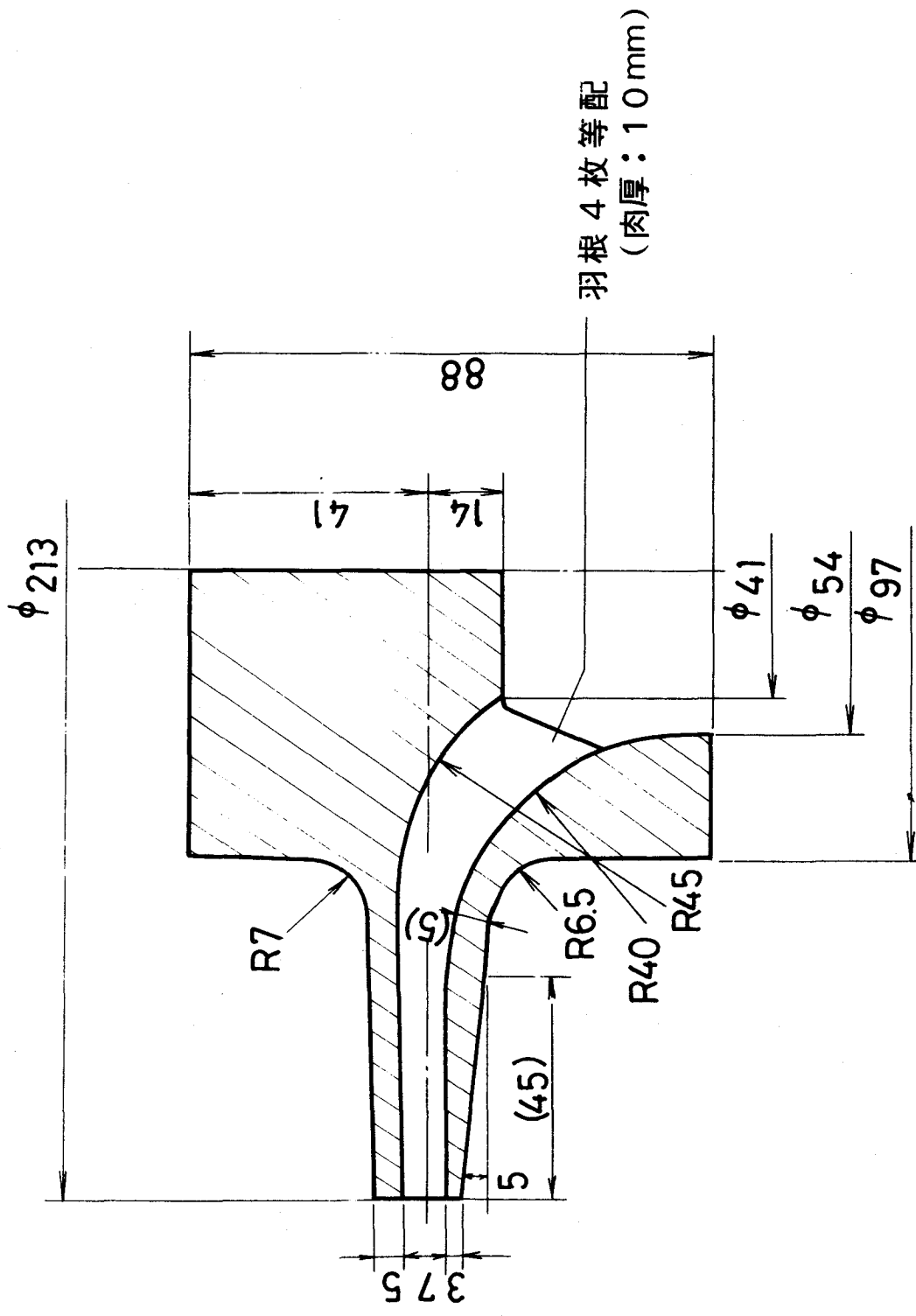


(2) 製品 B (化学プラント用部品)



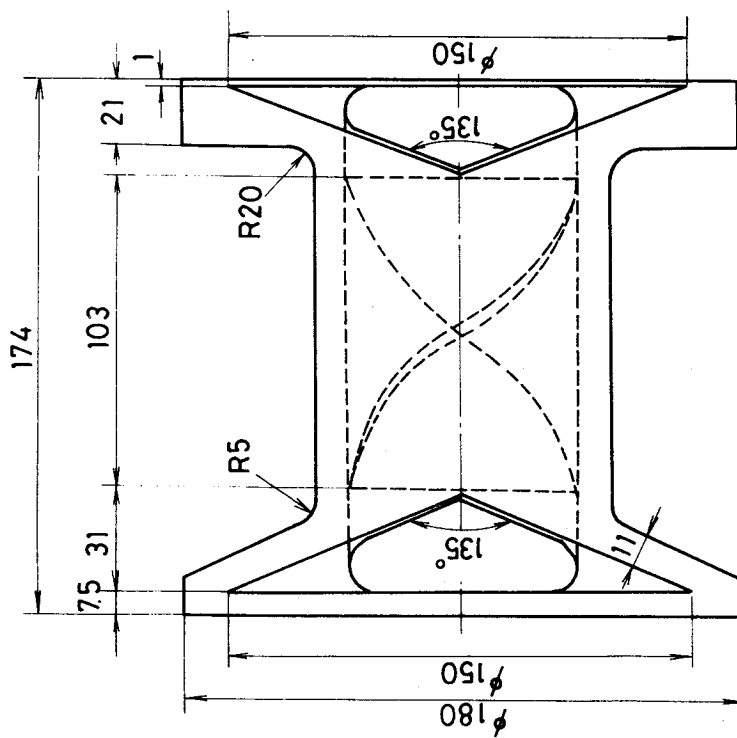
(3) 製品 C (原子力用バルブ部品)

図 6 - 1 方案検討に用いたセラミックシェルモールド
鋳物の外観



羽根 4枚等配
(肉厚: 10mm)

図 6-2 製品 A (ポンプ用インペラー) の図面



A-A 断面

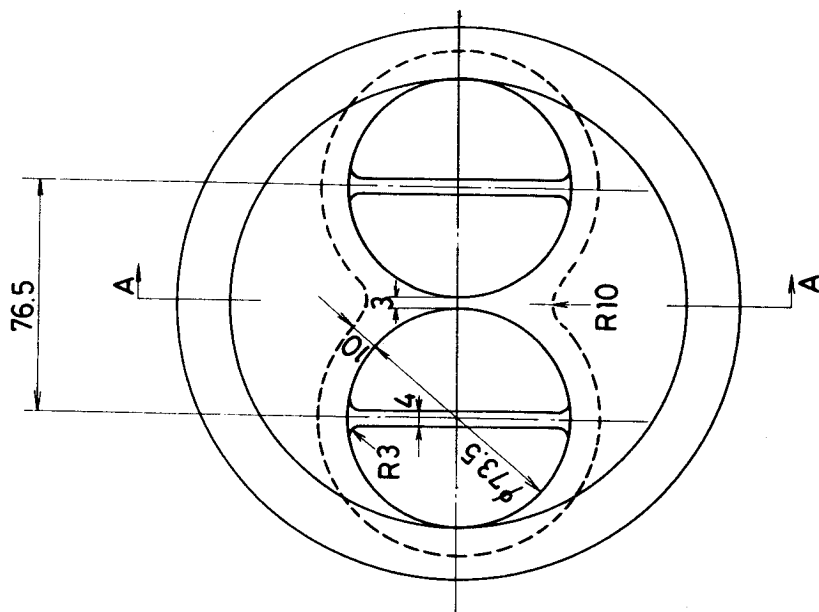


図 6-3 製品 B (化学プラント用部品) の図面

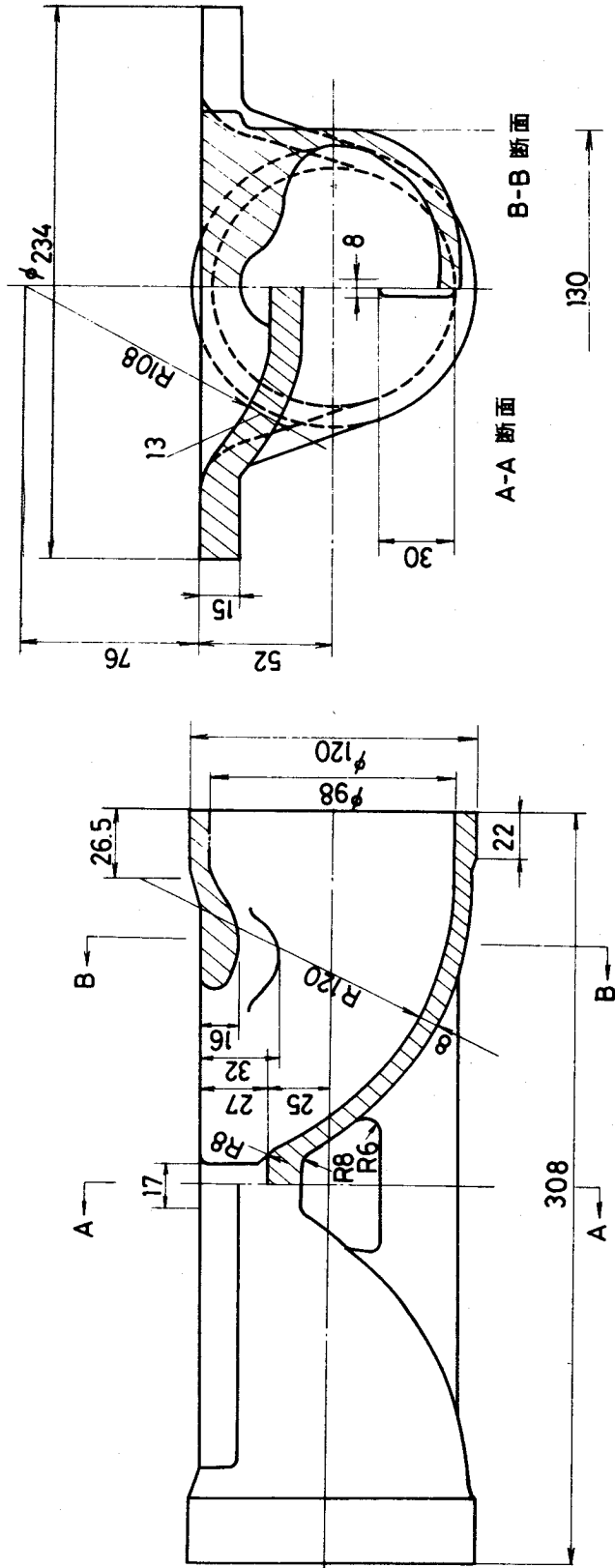


図 6-4 製品 C (原子力用バルブ部品) の図面

製品Aはポンプ用のインペラーで後に機械加工される。方案作成上の問題は、羽根を介して二つの肉厚部が連なっていることで、上部に押湯を配した場合、その給湯効果が下部の肉厚部に及ぶか否かという点である。製品Bは化学プラント用の耐圧部品で、空気圧 5.0 kgf / cm²の気密試験に耐え得るものでなければならない。このため、製品全体に端部効果および押湯効果の及ぶことが望まれ、適切な押湯の配置と大きさの決定がその成否の決め手となる。製品Cは原子力用バルブ部品で全般に高い品質が求められるのは当然である。特に両端は開先加工後溶接されるが、この際加工面は浸透探傷検査で欠陥無指示でなければならず非常に厳しい要求品質の鋳物といえる。

表 6 - 1 各製品の仕様概要

項目	製品 A	製品 B	製品 C
重量 (kgf)	4.5	8.5	10.0
材質	SCS13	SCS13	SCS13
その他	—	気密テスト 5.0kgf / cm ² で耐えること	両端開先部で機械加工後に浸透探傷検査無指示

6.3 鋳造方案検討の実施例

ここでは、先に示した三つの製品に関する鋳造方案検討の例を示す。造型条件はいずれも前章までのそれと同一で、エチルシリケート系のバインダーを用いたジルコンスラリーとハイアルミナサンドスタックを用いて造型したものである。また、鋳込温度および型予熱温度はそれぞれ 1600 ℃, 1000 ℃で、製品に応じて押湯部を発熱保温剤やセラミックウールで保温した。

6.3.1. 製品A (ポンプ用インペラー)の場合

本製品で第一の問題点は、上側ボス部の上に押湯を配して、この押湯効果が肉薄の羽根を介して下のボス部に及ぶか否かという点であった。一般砂型ではこのような場合には、下側のボス部にチルを適用すると容易に解決のつく問題である。精密鑄造でも前述のようにチル法がない訳でないが、コスト上の観点からすればこのようなことは不要であればそれにこしたことはない。

第二の問題点は周りの薄肉部で健全なものが得られるか否かという点であった。今、Wlodawerの方法と同様に鑄物を図6-5のように分割して、これら各位置のモジュラス ($M_{C1} \sim M_{C5}$) を求める。

(i) モジュラス (M_{C1})

体積 V の計算では、この部分を $\phi 97 \times 44.2$ の円柱で形状近似し、また、表面積 S の計算では傾斜面を長さ26の直線で形状近似した。いずれも現寸図をもとに寸法を決定したものである。

$$\text{体 積 (V)} \div 3.14 \times \left(\frac{97}{2}\right)^2 \times 44.2$$

$$\begin{aligned} \text{表面積 (S)} \div & 3.14 \times 97 \times \left(41 - 5 - \frac{7.0}{2}\right) + 3.14 \times \left(\frac{41}{2}\right)^2 \\ & + 3.14 \times 68 \times 26 \end{aligned}$$

$$\text{モジュラス (M}_{C1}\text{)} = \frac{V}{S} = 19.1$$

(ii) モジュラス (M_{C2})

表面積 S の計算で、中子との接触面は近似的に $\Sigma F_M = 1$ として第3章で求めた図3-8をもとに表面積補正系数 (K) = 0.4とした。

$$\text{体 積 (V)} = 10 \times 7$$

$$\text{表面積 (S)} = 0.4 \times 7 \times 2$$

$$\text{モジュラス (M}_{C2}\text{)} = \frac{V}{S} = 12.5$$

(iii) モジュラス (M_{C3})

端部より50mmの所で非放熱面を考え、また中子との接触面では近似的に $\Sigma F_M = 1$ として第3章での図3-8をもとに $K = 0.4$ とした。

$$\text{体積 (V)} = 5 \times 50$$

$$\text{表面積 (S)} = 5 + 50 + 0.4 \times 50$$

$$\text{モジュラス (M}_{C3}\text{)} = \frac{V}{S} = 3.3$$

(iv) モジュラス (M_{C4})

テーパの切れ目である端部より45mmの所で分割し、内側の表面積は M_{C3} の計算と同様に表面積補正係数 (K) = 0.4 で補正した。

$$\text{体積 (V)} = \frac{3+5}{2} \times 45$$

$$\text{表面積 (S)} = 3 + 0.4 \times 45 + 48$$

$$\text{モジュラス (M}_{C4}\text{)} = \frac{V}{S} = 2.6$$

(v) モジュラス (M_{C5})

現寸図をもとに断面形状を底辺23、上底11、高さ29.5の台形で近似した。

$$\text{体積 (V)} = \frac{23+11}{2} \times 29.5$$

$$\text{表面積 (S)} = 23 + 29.5 + 33.1$$

$$\text{モジュラス (M}_{C5}\text{)} = \frac{V}{S} = 5.9$$

ここで先の二つの点について考察する。第一の下側ボス部への給湯の問題については、 $M_{C1} = 19.1, M_{C2} = 12.5, M_{C5} = 5.9$ より $M_{C1} > M_{C2} > M_{C5}$ となり押湯効果は十分であることを示している。従来の砂型鋳物での方法からは、中子との接触面の表面積は一般に補正されないため $M_{C2} = \frac{10 \times 7}{7 \times 2} = 5$ となり、 $M_{C1} > M_{C2}, M_{C5} > M_{C2}$ となって指向性凝固がそこなわれることになる。しかし、この製品はチルなしで引け巣などの問題もなく現実に生産されており、表面積補正を考慮した本法の優位性を示すものといえる。

次に周りの薄肉部の健全性については、上側部分の場合、

$$\text{端部効果域 (a)} = 7.4 \times 3.3 = 24.4$$

また、押湯モジュラス比 (α) = $\frac{M_{c1}}{M_{c3}} = 5.8$ で、この値と $M_{c3} = 3.3$ と押湯効果域に関する図 2-7 の三つから、押湯効果域 (b) $\doteq 40$ が得られ、よって $a + b = 64.4 > 58$ となって、給湯効果は十分であることがわかる。

一方、下側部分の場合、テーパが付与されているため、モジュラス (M_{c4}) = 2.6、テーパ角 (θ) = 5° で第 4 章の式 (4-2) から

$$\text{端部効果域 (a)} = 7.4 \times 2.6 \times (0.51 \times 5^{0.51} + 1) = 41$$

また、押湯モジュラス比 (α) = $\frac{M_{c5}}{M_{c4}} = 2.3$ 、 $M_{c4} = 2.6$ および押湯効果域に関する図 2-7 から押湯効果域 (b) $\doteq 25$ となり、よって $a + b = 66 > 58$ となり、この部分についても健全性の点で問題のないことが理解される。事実、これらの部分には機械加工後も欠陥の殆んどみられない健全な鋳物が現実に生産されている。

以上の議論より明らかなように、本解析では内表面の面積を状況に応じて補正してモジュラスの実効値を求め、同時に押湯モジュラス比 (α) の影響を押湯効果域の算出にとり入れたことにより、鋳物の健全性が保証されたものであり、このような点を考慮しない従来法からは現象の十分な説明は困難と考えられる。

なお、押湯は $\phi 120 \times 100$ の標準化されたものを、上面を発熱保温剤で保温して用いた。この場合の押湯の実効モジュラス (M_r^*) は

$$\text{モジュラス (M}_r) = \frac{V}{S} = \frac{3.14 \times 60^2 \times 100}{3.14 \times 120 \times 100 + 3.14 \times 60^2} \text{ より発熱保温剤}$$

の効果を図 2-11 をもとに考慮すると $M_r^* = M_r \times 1.3 \doteq 30$ で、 $M_r^* > M_{c1}$ となり指向性凝固は十分確保されている。

6.3.2. 製品B（化学プラント用部品）の場合

本製品には気密テストの要求があり、そのため一般の鋳物よりも要求品質が厳しい。鋳造方案作成にあたっては、全域にわたって端部効果および押湯効果が及ぶように押湯の配置、大きさを決定することが必要であった。押湯の配置は中央胴体部あるいは上または下側のフランジ面が考えられるが、前者の場合、押湯除去の作業が非常に困難であることから、この方案はのぞいた。そこで、図6-6のように、より厚肉の上側フランジ面一杯に二つの押湯を配することにして、押湯跡は機械加工でとりのぞいた。ここに、下側フランジ部には端部効果、それより上は押湯効果を与えることが必要で、10~15mm肉厚のもので長さ120mmもの給湯が可能か否かという点が方案検討の主要な課題であった。そこで、押湯は図6-6のようにフランジ面一杯の寸法とした。次に各部のモジュラスを計算して、これをもとに以上の点を吟味する。

(i) 押湯モジュラス (M_r)

押湯形状を60×90×100の直方体で形状近似して計算する。押湯はセラミックウールと発熱保温剤で保温して用いた。

$$\text{体積 (V)} = 60 \times 90 \times 100$$

$$\text{表面積 (S)} = 2 \times (60 \times 90 + 90 \times 100 + 100 \times 60)$$

ここに、モジュラス (M_r) = $\frac{V}{S}$ で実効モジュラス (M_r^*) は、セラミックウールと発熱体による影響により押湯効果は図2-11よりそれぞれ1.14, 1.3倍になるので、次の通りである。

$$\text{実効モジュラス (} M_r^* \text{)} = M_r \times 1.3 \times 1.14 = 19.6$$

(ii) モジュラス (M_{c1})

$$\text{簡易計算法を採用して } M_{c1} \div \frac{11}{2} = 5.5$$

よって、端部効果域に関する図2-5より端部効果域 (a) は、 $a = 7.4 \times 5.5 = 41$ 現寸図をもとに下側フランジ面の長さを求めると51.7mmとなり、これではまだ不十分なことがわかる。

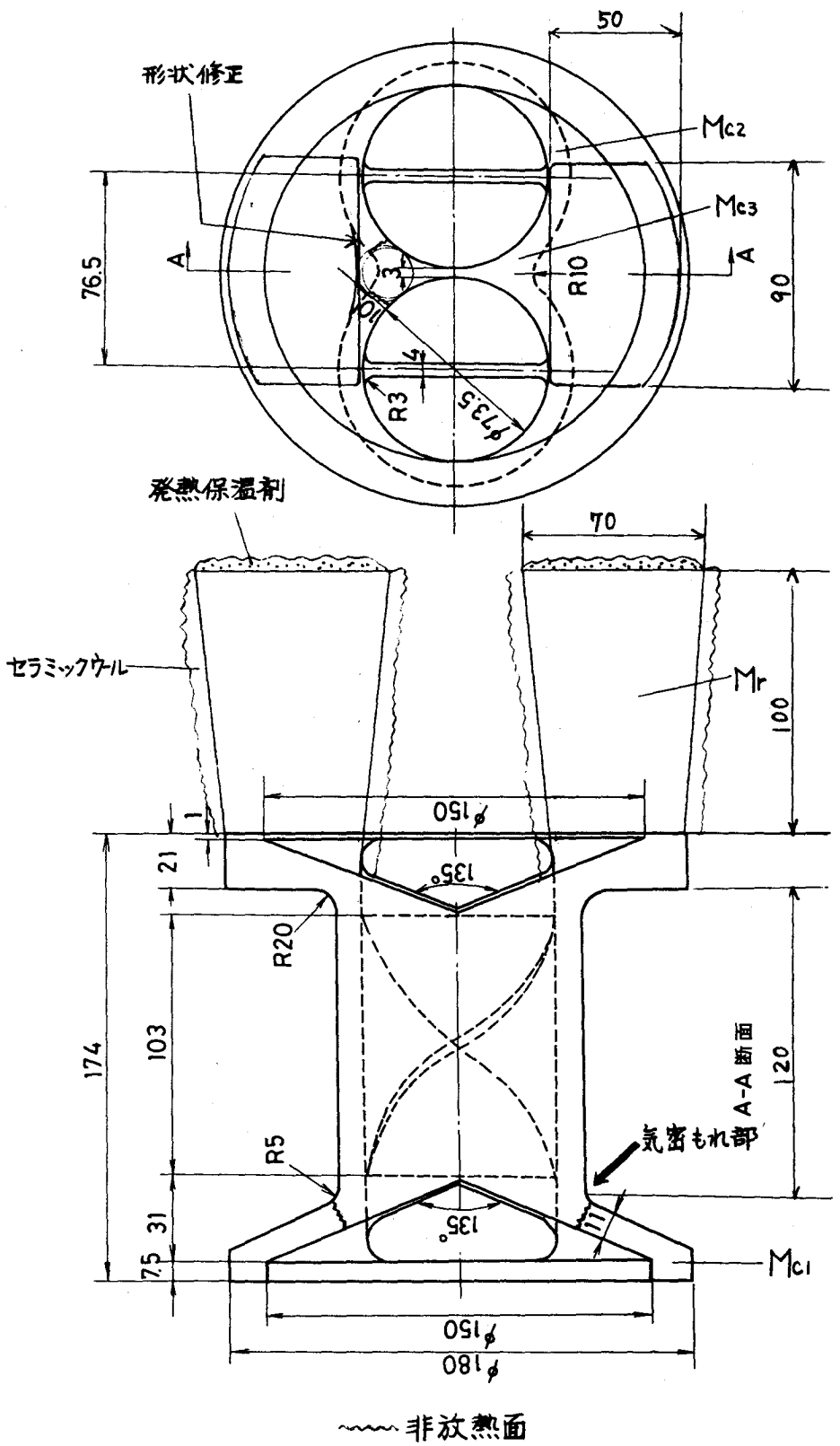


図 6-6 製品B (化学プラント用部品) の方案図

(iii) モジュラス (M_{C2})

まず内面側の表面積補正係数 (K) を求める必要がある。この内面を $\phi 73.5 \times 105$ の円筒で近似し、三次元での形状係数の計算を図表を基に簡素化した McAdams の簡易計算法から形状係数を計算すると $\Sigma F_m = 0.9$ が得られ、第 3 章での図 3-8 をもとに $K \doteq 0.3$ が求まる。

$$\text{体積 (V)} = 3.14 \times \left\{ \left(\frac{94}{2} \right)^2 - \left(\frac{74}{2} \right)^2 \right\}$$

$$\text{表面積 (S)} = 3.14 \times 94 - 0.3 \times 3.14 \times 74$$

$$\text{よって、モジュラス (M}_{C2}) = \frac{V}{S} = 6.9$$

さて、内面の鑄型間熱放射を無視した場合、すなわち表面積補正係数 (K) = 1 の場合にはモジュラス (M_{C2}) = 4.8 で、両者の比をとると $6.9/4.8 = 1.4$ となるが、この値は後に必要になる。また、モジュラス比 (α) = $\frac{19.6}{6.1} = 3.2$ であるから押湯効果域に関する図 2-7 を用いると、押湯効果域 (b) $\doteq 60 < 120$ で円筒部分での完全な給湯は期待できないことがわかる。

(iv) モジュラス (M_{C3})

Wlodawer の方法に従って外面側の内角部 ($3R$) を考慮して内接円をえがくとその半径は 21.6 となる。ただこの場合は、内面側で鑄型間熱放射の影響を受けるのでその分を補正する必要がある。簡単のため(iii)で求めた補正比 1.4 をこれに乗ずると実効モジュラス (M_{C3}^*) が得られる。

$$\text{実効モジュラス (M}_{C3}^*) = \left(\frac{21.6}{2} \right) \times 1.4 = 15.0$$

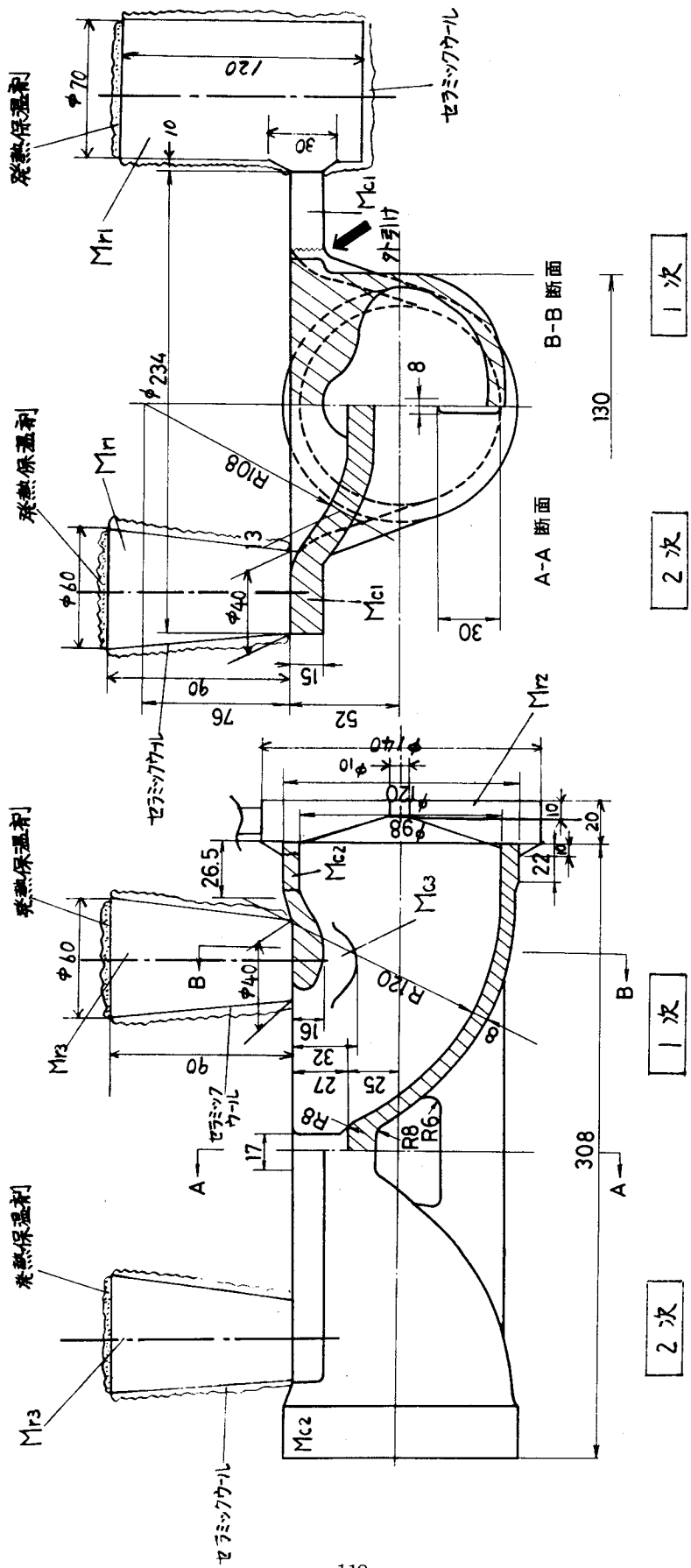
さて、モジュラス比 (α) = $\frac{19.6}{15} = 1.31$ で、押湯効果に関する図 2-7 から押湯効果域 (b) $\doteq 5.5 \times 15 = 82.5 < 120$ となり給湯は不十分であることがわかる。

以上の解析結果から、この方案では下部のアール付近で下からの端部効果も上からの押湯効果も得られない領域が存在することがわかる。事実、この方案で鋳物の生産を行なったところ、下部アール部で気密モレの発生するものができた。そこでこれを解決するため、客先との交渉で中央外面部の内角のアールをより大きくすることに客先の同意が得られ、その結果気密モレの発生率は著しく低減した。すなわち、図面変更で内接円直径が21.6から31.0と大きくなり、このため実効モジュラスが $M_{C3}^* \div \left(\frac{31.0}{2} \right) \times 1.4 = 22.0$ となり、押湯効果域(b) = $5.5 \times 22.0 = 121$ で問題の所にはほぼ押湯効果がいきわたるようになったためと考えられる。

この一連の方案検討の経過から明らかなように、これらは、鋳型間熱放射あるいは押湯寸法の押湯効果域への影響を考慮しない従来の方案作成手法では十分説明され得ないもので、本法の妥当性を示すものといえる。

6.3.3 製品C（原子力用バルブ部品）

原子力用プラントに用いられる本製品では、両端の溶接開先部で、機械加工後に浸透探傷検査による欠陥無指示の要求があり、これが鋳造方案作成時の主要な問題であった。本製品の開発過程で鋳造方案の大幅な変更が行なわれたので、この過程を一次、二次に分けてその内容を以下に示す。



~~~~~非放熱面

図6-7 製品C (原子力用バルブ部品) の方案図

(i) フランジ部

この部分のモジュラス ( $M_{C1}$ ) は次のようである。

$$\text{体積 (V)} = 40 \times 15$$

$$\text{表面積 (S)} = 40 + 40 + 15$$

$$\text{モジュラス比}(M_{C1}) = \frac{V}{S} = 6.3$$

さて、このフランジ面は平面度が重要で後の機械加工の手間を省くため、第一次試作では図 6-7 のように押湯を側面にとりつけた。しかし、これはネック付押湯であるため、第 2 章でのべたように十分な押湯効果は期待出来なかった。すなわち、

$$\text{押湯モジュラス}(M_{r1}) = \frac{3.14 \times 35^2 \times 120}{3.14 \times 35^2 \times 2 + 3.14 \times 70 \times 120} = 13.5$$

実効モジュラス ( $M_{r1}^*$ ) は、第 2 章での図 2-11, 2-12 を用いて鑄型保温の影響とネックの影響を同時に考慮して

$$\text{実効モジュラス}(M_{r1}^*) = \left\{ \frac{\frac{(30+15)}{2} \times 70}{3.14 \times 35^2} \right\} \times M_r \times 1.3 \times 1.15 = 8.2$$

となり、モジュラス比 ( $\alpha_1$ ) =  $\frac{8.2}{6.3} = 1.3$  から押湯効果域は  $b \doteq 6.3 \times 5.5$

= 35 で、大きな押湯を配した割には給湯が十分でないことがわかった。実際、この方案で鑄造するとこの給湯範囲をこえたところでアール部等にわずかながら外引けがみられた。そこでフランジ面の機械加工を覚悟して、このフランジ面に円柱の押湯を配するよう第二次試作では方案を変更した。

この場合、モジュラス ( $M_{r1}$ ) =  $\frac{3.14 \times 25^2 \times 90}{3.14 \times 50 \times 90 + 3.14 \times 25^2 \times 2}$  で図 2-

11 をもとに押湯保温の影響を考慮して

$$\text{実効モジュラス}(M_{r1}^*) = M_{r1} \times 1.3 \times 1.15 = 14.6$$

よって、モジュラス比 ( $\alpha_1$ ) =  $\frac{14.6}{6.3} = 1.49$  と押湯効果に関する図 2-7 より、押湯効果域 ( $b$ )  $\div 5.5 \times 6.3 = 35$  となり、小さな押湯ながら第一次方案と同等の効果域を有し、かつその位置がフランジ面に位置するため、製品部での給湯範囲がそれだけ広くなり、その結果一次試作でみられたような問題は著しく低減した。

(ii) 開先部付近

図 6-7 に示したように両端の開先部には、一次試作では円板状の押湯を、またそれより先のボス部にはセラミックウール、発熱保温剤で保温した約  $\phi 50 \times 90$  の押湯を配した。開先部のモジュラス ( $M_{C2}$ ) は、内面側で近似的に  $\Sigma F_M = 1$  であるので第 3 章の図 3-8 をもとに  $K = 0.55$  として、算出した。

$$\text{モジュラス } (M_{C2}) = \frac{22 \times 11}{22 + 0.55 \times 22} = 7.1$$

$$\text{また モジュラス } (M_{r2}) = \frac{\frac{(10+20)}{2} \times 70}{20 + 70 + 0.55 \times 51} = 8.9$$

これより、押湯効果域 ( $b$ )  $\div 7.1 \times 5.5 = 39 > 22$  が得られる。実際にこの開先部は X 線透過検査で無欠陥であったが、機械加工後の浸透探傷検査で欠陥指示が所々にみられた。その欠陥を顕微鏡で調べた所、いずれもデンドライト粒界に点在し X 線透過検査では検出できない程の微小なマイクロポロシティであることがわかった。一方、ボス部についてはこれを半球で形状近似すると、

$$\text{モジュラス } (M_{C3}) = \frac{\frac{1}{2} \times \frac{4}{3} \times 3.14 \times 16^3}{\frac{1}{2} \times 4 \times 3.14 \times 16^2 \times 0.55} = 9.7$$

$$\text{モジュラス } (M_{r3}) = \frac{3.14 \times \left(\frac{50}{2}\right)^2 \times 90}{3.14 \times \left(\frac{50}{2}\right) \times 2 + 3.14 \times 50 \times 90} \quad \text{で発熱保温}$$

材とセラミックウールによる押湯保温の影響をふくめると実効モジュラス ( $M_{r3}^*$ ) は次のようである。

$$\text{実効モジュラス (}M_{r3}^*\text{)} = M_{r3} \times 1.3 \times 1.14 = 12.7$$

この場合、たしかに $M_{r3}^* > M_{c3}$ であるが、モジュラス比 ( $\alpha_3$ ) は  $\alpha_3 = 1.30$  で比較的小さいため押湯跡に一次引けの現れることがあった。

以上の議論より、この第一次方案の場合、両端開先部の外側に押湯を配したため内面では鑄型間熱放射の度が高くなり ( $\Sigma F_M \doteq 1$ )、このため製品部の実効モジュラスが異常に高くなった点に問題があることがわかった。すなわち、実効モジュラスの増大により開先部では第5章でのべたように組織が粗くなり、このためX線透過検査で検出できない程微小なマイクロポロシティの発生をまねいたこと、また内側ボス部ではモジュラス比 ( $\alpha$ ) を下げる結果になったということである。

そこで、第二次試作では逆に端部の押湯をとり除くことにした。そうすると、 $M_{c2}$ は先の7.1から $M_{c2} = \frac{22 \times 11}{22 + 11 + 22} = 4.4$ まで低下して組織はより微細になるとともに、端部効果域 ( $a$ ) =  $7.4 \times 4.4 = 32.6 > 22$ からマクロ的な引け巣の発生もないことがわかる。この方案変更で機械加工後の浸透探傷検査による欠陥指示の頻度は著しく低減した。

一方、内側ボス部についてはモジュラス ( $M_{c3}$ ) = 
$$\frac{\frac{1}{2} \times \frac{4}{3} \times 3.14 \times 16^3}{\frac{1}{2} \times 4 \times 3.14 \times 16^2}$$
 = 5.3でモジュラス比 ( $\alpha_3$ ) は先の1.30から2.40へと増加し、この結果一次試作で問題になっていた一次引けの発生は皆無に近くなった。

本製品では、ネック付押湯の給湯効果、鑄物モジュラスの増大による組織の粗大化および鑄型間熱放射の制御が方案検討の際の主要な課題であったが、いずれも本研究における基本的成果の応用に属するもので、従来の方案システムでは扱い難いものといえる。

## 6.4 結 論

以上、比較的重量の大きな三つの代表的精密鑄造品をとりあげて、その鑄造方案技術に関する本研究成果の適用例をのべた。その結果、従来の砂型鑄物を対象にした鑄造方案システムでは現象の十分な説明が困難であった点、さらにセラミックシェルモールド法の特徴を十分に考慮して組立てられた本研究での鑄造方案システムを用いると、その不明な点がかかなり容易に説明できることが明らかになり、本研究成果の妥当性が確認された。

## 第 7 章 総 括

各種ガスタービン、原子力用機械など多くの工業分野で要素部品の生産手段として重要な役割を演じているインベストメント鑄造法に関して、従来特徴の全く異なる一般砂型鑄物での方案作成原理をそのまま適用してきたため方案技術上の多くの問題をかかえていたセラミックシェルモールド鑄物の鑄造方案作成技術について、種々の実験的検討を加えその結果をのべてきた。本研究の成果は、セラミックシェルモールド特有の現象である鑄型からの熱放射の度合を定量的に把握する方策を提示するなど、その特徴を十分考慮しつつも、一方で従来からの方案作成原理を保存しながらこのプロセスに見合った体系を新しく構築した点にあり、特にこの技術が従来の小物中心の生産技術から大物鑄物の生産手段として今後発展していく中で、十分に実用的価値を発揮していくものと考えられる。この結果を要約すると次のようである。

第 2 章では、鑄型間熱放射の無視できる簡単な形状の試験片でセラミックシェルモールド鑄物の健全域に及ぼす鑄物形状および寸法、鑄込温度、押湯寸法、押湯保温の影響について調べ、それらの要因の役割を定量的に評価する方法を示した。特に、健全域推定のパラメーターに従来の肉厚の代りに鑄物モジュラス $(V/S)_c$ を用いると、健全域の推定がより容易になることを見出し、この点を以後の展開の出発点とした。

第 3 章では、セラミックシェルモールド鑄物で特に重要であるにもかかわらず、従来から殆んど手つかずの状況にあった鑄型間熱放射の影響の定量的処理方法を検討した。すなわち、鑄型間熱放射の違いで健全域が変化した場合は鑄物モジュラスが実質的に変化したとみなす実効モジュラスの概念を導入し、鑄型間熱放射の度合に応じてその表面積の項を補正して実効モジュラスを求める方法を提示した。この表面積補正係数は、元来導入過程の異なる健全域推定に用いられる鑄物モジュラスでも凝固時間推定に用いられる鑄物モジュラスのいずれでも、実は同じ値を示し、その値は鑄型間熱放射の度合を示すパラメーターである熱放射形状係数を介して求められることを示した。

第4章では、鋳物健全域の積極的増進策として肉厚勾配およびチルの効果について調べた。肉厚勾配については、砂型における従来データの見直しも同時に行ない、砂型鋳物、セラミックシェルモールド鋳物のいずれでも鋳物の健全域は鋳物のモジュラスとテーパ角から一元的に推定するという点を発見し、その実験推定式を提案した。一方、チルの効果については端部チルでは余り大きな効果が期待されないものの、特に重要な押湯間チルに関しては熱伝導性の高い炭化けい素でスタックするのが最も簡単で効果の大きいことを示した。

第5章では、セラミックシェルモールド鋳物実体の引張性質の推定方法を検討した。従来砂型鋳物の実体強度は肉厚をもとに評価する方法が一般的であったが、鋳造条件の影響をつよく受けるセラミックシェルモールド鋳物ではこのことはあてはまらず、その実体強度の傾向を把握するパラメーターが求められていた。本章では鋳物健全域をもとにした鋳物の実効モジュラスをパラメーターに用いると、鋳込温度、型保温などの鋳造条件をある程度一元的に整理できることを示した。すなわち、鋳物全体の引張性質は、端部効果域、欠陥発生域、押湯効果域に分類される位置的要因と鋳造条件を一元的に包括しうる上記実効モジュラスの二つの要因からある程度推定しうる点を明らかにした。

第6章では三つの代表的な比較的大型のセラミックシェルモールド鋳造品をとりあげ、5章までの研究で得た鋳造方案システムについてその適用例を示すとともに、従来の砂型鋳物の方案作成原理をもとにした方法では必ずしも十分な現象の説明ができない点を示して、本研究内容の妥当性を実証した。

本研究の成果は、セラミックシェルモールド鋳物の鋳造方案を考える際に有力な指針と目安を与えることになり、インベストメント鋳物の品質向上と原価低減に大きく寄与するものと期待される。今後は、本研究で得られた各種の実験データを数多くの製品に適用していく中で、その検証、吟味を深めてこの方案システムの改良と精度の向上をはかっていくことが必要であると考えられる。



## 謝

## 辞

本研究をとりまとめるにあたり、終始懇切なる御教示と御鞭撻を賜った大阪大学工学部福迫達一教授に深甚なる謝意を表します。また、懇篤なる御校閲と御助言の労をとられた大阪大学工学部森田善一郎教授ならびに同産業科学研究所所長岡本平教授に厚く御礼申し上げます。

また、本研究の遂行にあたり、川崎重工業株式会社技術開発本部長兼技術研究所長常務取締役中村昭和博士，同技術研究所副所長金谷文善博士，同材料研究室長西山幸夫博士，同研究企画部長安川度博士の関係上司の方々より一方ならぬ御協力と御鞭撻を賜ったことに対し厚く御礼申し上げます。さらに、本研究の進行途上で御協力いただいた材料研究室の各位ならびに原動機事業部稲美工場工場長岩成正義氏をはじめ稲美工場の関係各位に対して衷心より謝意を表します。

## 本論文に関連した発表論文

1. セラミックシェルモールド・ステンレス鋳鋼の健全域に及ぼす種々の要因  
鋳物, 第54巻 (1982) 第11号, P.711
2. セラミックシェルモールド鋳物の健全域に及ぼす鋳型間熱放射の影響  
鋳物, 第55巻 (1983) 第4号, P.206  
(昭和59年5月 日本鋳物協会より論文賞受賞)
3. セラミックシェルモールド鋳物の健全域に及ぼす肉厚勾配およびチルの影響  
鋳物, 第56巻 (1984) 第2号, P.77
4. セラミックシェルモールド鋳物実体の組織および機械的性質に及ぼす鋳造条件の影響  
鋳物, 第56巻 (1984) 第8号, P.466
5. Effects of Mold - of - Mold Radiation on Solidification of Ceramic Shell Mold Castings, 第52回 CIF (国際鋳物会議), Melbourne, Australia 14 ~ 18 th Oct. (1985)で発表のため投稿中 (日本代表論文)

## その他の論文

1. 低合金耐磨耗鑄鋼の硬さと衝撃値に及ぼす Si, Cu, Ni 添加の影響  
鑄物, 第 48 卷 (1976) 第 3 号, P.153
2. 中マンガン鑄鋼の硬さ、衝撃値に及ぼす熱処理と合金元素の影響  
鑄物, 第 49 卷 (1977) 第 2 号, P.93
3. 鑄鉄のブローホールについての走査型電子顕微鏡による研究  
鑄物, 第 49 卷 (1977) 第 6 号, P.329
4. 走査型電子顕微鏡による生型、CO<sub>2</sub> 法型の砂型面および鑄鋼鑄はだ面の研究  
鑄物, 第 51 卷 (1979) 第 3 号, P.148
5. 普通鑄鋼と球状黒鉛鑄鉄の材質に及ぼす鑄型種類の影響  
鑄物, 第 51 卷 (1979) 第 12 号, P.697
6. Development of Directionally Solidified and Single Crystal Turbine Blades for Industrial Gas Turbine Engines in Kawasaki Heavy Industries  
Proceedings of Japan-US Seminar on Superalloys, JIM (1984), P.175