



Title	円筒容器内張りれんがのき裂発生原因とき裂損傷の低減に関する研究
Author(s)	藤原, 昭文
Citation	大阪大学, 1989, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/1869
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

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

The University of Osaka

円筒容器内張りれんがのき裂発生原因と
き裂損傷の低減に関する研究

1989年

藤 原 昭 文

目 次

第1章 緒論	P. 1
1.1 緒言	P. 1
1.2 耐火物のき裂に関するこれまでの研究	P. 3
1.2.1 热スボーリングの研究	P. 3
1.2.2 機械的スボーリングの研究	P. 5
1.3 研究の目的と概要	P. 7
文献	P. 10
第2章 製銑用容器におけるれんがのき裂	P. 13
2.1 緒言	P. 13
2.2 ペレタイジングキルン	P. 14
2.3 高炉炉底部	P. 18
2.4 結言	P. 22
文献	P. 24
第3章 炭素系れんがの機械的性質	P. 25
3.1 緒言	P. 25
3.2 常温での機械的性質	P. 25
3.2.1 試験材、試験片採取方法および試験概要	P. 25
3.2.2 機械的性質の相関関係	P. 27
3.2.3 相関関係の考察	P. 33
3.2.4 強度の異方性	P. 37
3.2.5 強度のばらつきと気孔率	P. 40
3.2.6 2軸圧縮強度	P. 43
3.3 高温での機械的性質	P. 44
3.3.1 機械的性質の温度依存性	P. 45
3.3.2 クリープ	P. 52
3.4 結言	P. 63

文献	P. 64
----------	-------

第4章 円筒容器内張りれんがの昇温時の力学状態のモデル化 P. 66

4.1 緒言	P. 66
4.2 冷間での模擬実験装置と方法	P. 66
4.3 冷間模擬実験結果	P. 72
4.3.1 ひずみ、接触長等の負荷中の変化	P. 72
4.3.2 き裂形態	P. 76
4.4 応力解析	P. 79
4.4.1 解析手法	P. 80
4.4.2 解析結果	P. 82
4.5 き裂発生条件	P. 86
4.6 れんがの接触面性状とき裂発生条件	P. 90
4.6.1 表面の凹凸による応力集中の影響	P. 91
4.6.2 接触域内き裂発生条件に与える目地の影響	P. 93
4.6.3 接触端き裂発生条件に与える目地および接触面の影響	P. 93
4.7 結言	P. 95
文献	P. 97

第5章 高炉炉底モデルによる昇温実験 P. 98

5.1 緒言	P. 98
5.2 モデル炉実験	P. 99
5.2.1 実験装置と実験方法	P. 99
5.2.2 升温中の力学挙動	P. 101
5.2.3 実験後の解体調査	P. 106
5.3 モデル炉実験の解析	P. 109
5.3.1 解析条件	P. 110
5.3.2 2次元弾性解析結果	P. 113

5.4 モデル炉の詳細応力解析とき裂発生条件	P.117
5.4.1 クリープの影響	P.117
5.4.2 3次元解析	P.118
5.4.3 き裂発生条件の検討	P.120
5.5 結言	P.121
文献	P.122
 第6章 モデル炉におけるき裂発生条件の確率論的検討	P.123
6.1 緒言	P.123
6.2 強度の統計処理	P.123
6.2.1 ワイブル確率分布	P.123
6.2.2 実験材の曲げ強度の統計処理	P.124
6.3 発生応力と強度の確率論的評価	P.127
6.3.1 モデル炉れんがの有効体積	P.127
6.3.2 き裂発生確率から推定される発生応力	P.129
6.3.3 接触長と発生応力のばらつきの考慮	P.131
6.4 結言	P.133
文献	P.134
 第7章 高炉炉底れんがのき裂損傷の低減	P.135
7.1 緒言	P.135
7.2 発生応力の算定方法(簡易応力解析手法)	P.135
7.2.1 拘束力の算出	P.136
7.2.2 FEM解析結果との比較	P.140
7.2.3 接触端引張応力の算定	P.142
7.2.4 FEM解析結果との比較	P.143
7.3 応力低減によるき裂の低減	P.144
7.3.1 発生応力に与える各種因子の影響	P.144
7.3.2 き裂の発生を低減する築炉方法	P.148

7.4 材料選択によるき裂損傷の低減方法	P.151
7.5 結言	P.155
文献	P.156
第8章 総括	P.157
謝辞	P.160

第1章 緒論

1.1 緒言

製鉄プロセスは、製銑、製鋼、圧延の3つの工程から構成されている。それらの工程で用いられる主要設備は、そのほとんどが1000°Cを越える、固体、気体、液体の反応、加熱、輸送容器といえる。それらの容器は、外皮は鉄皮であるが、その内張りに断熱材として多量の耐火物が使用されている。

高炉、熱風炉、転炉等の代表的設備はもちろんのこと、鍋類も含めてこれらの設備は、内張耐火物の損傷によって、改修または炉修となり、耐火物の損傷が炉寿命を決定している。

比較的最近のデータ¹⁾によれば、日本における耐火物出荷額年間約2600億円の約60%が鉄鋼業で消費されている。これを耐火物使用者側からみれば、鉄鋼業の原価の約2%が耐火物購入コストとなる。また、改修築炉費、改修中の設備の休止等を考えれば、耐火物の寿命が鉄鋼原価に与える影響は、より大きいものとなる。

以上のように鉄鋼業では重要な意味を持つ耐火物の損傷は2つの観点から検討する必要がある。

1つの観点は、溶銑、溶鋼あるいはスラグの耐火物への浸透、変質および耐火物のこれら液体への溶解等を総称した化学的侵食である。この現象は旧くは、S.G.Thomasが塩基性耐火物を開発したことによって初めて Bessemer転炉での高燐鉱の使用が可能となり、一般実用設備となった歴史的事実²⁾からも明らかである。損傷の程度、形態および使用耐火物が多少異なるといえども、同様の問題は現在でも大きな課題として残されている³⁾。

残る1つの観点は、スポーリングという名称で総称されるき裂と、それによる剥離である。この損傷は、高炉耐火物において脆化層と呼ばれる数m～数10mにおよぶ大き裂から、角欠けと呼ばれ、日常的に見受けられる数10mm程度の小き裂まである。これらのき裂の駆動力は熱応力である。

また、耐火物の利用形態から、耐火物を2つに分類する必要がある。1つは、不定形耐火物であり、バインダーと共に液状で鉄皮に塗布するか、もしくは、型に充填し、乾

燥・固化して用いるものである。これは低温容器もしくは補修に用いる場合が多い。

残る1つは、通常れんがあるいは定形れんがと呼ばれるものであり、焼成、成形されたブロックである。代表的設備である高炉、熱風炉、キルン、転炉等ほとんどの炉は通常この定形れんがによって築炉されることが多い。

また、ここで挙げた設備は基本的にはすべて軸対称形状をしている。したがって、軸対称形の鉄皮の内張りとしての、定形れんがのブロック構造体が製鉄業における最も一般的な耐火物の利用形態である。本研究ではこの軸対称形状の定形れんがのブロック構造体(以下円筒容器内張りれんがと略す)のき裂について検討を行う。なお、ここでは、不定形耐火物も含む場合には耐火物と呼び、定形れんがに限定される場合にはれんがと呼ぶことにする。

耐火物のき裂を検討する際に生じる問題の1つは、それが高温で使用される点にあるといつてもよい。高温のため各種測定機器類の使用が困難であり、また炉体としての保温の必要性から、可視化も極めて困難である。材料も非弾性挙動が無視できなくなり、取り扱いが複雑になる等の問題が生じている。さらに実炉に生じるき裂は、発生時に情報は得られず、数日～数年後の改修または補修時になって初めて観察しうるものである。このため、いつどのような状況でそれが生じたか不明なことが多い。したがって、耐火物のき裂損傷を低減するために合理的な築炉を行なうには、き裂の発生原因を明らかにすることから出発する必要がある。本研究では実炉耐火物のき裂について、その発生原因を推定し、解析、評価に必要なデータを採取し、実験によって推定した原因の正しさを証明し、その知見に基づいて築炉の合理化を計ることを考え、緒論および総括を除いて以下の章より構成する。

第2章 製鉄用容器におけるれんがのき裂

第3章 炭素系れんがの機械的性質

第4章 円筒容器内張りれんがの昇温時の力学状態のモデル化

第5章 高炉炉底モデルによる昇温実験

第6章 モデル炉におけるき裂発生条件の確率論的検討

第7章 高炉炉底れんがのき裂損傷の低減

1.2 耐火物のき裂に関するこれまでの研究

耐火物のき裂は、あらゆる銑鋼設備に生じていると考えてよいようであり、原料分野から順に、ペレタイジングキルン⁴⁾、高炉⁵⁾⁶⁾⁷⁾⁸⁾⁹⁾¹⁰⁾、熱風炉¹¹⁾、混銑車¹²⁾¹³⁾、転炉¹⁴⁾、溶銑鍋¹⁵⁾、RH脱ガス炉¹⁶⁾等でき裂の報告がなされている。これらの報告では、熱膨張吸収代の過不足、れんが厚みの問題等が検討されている場合もあるが、実炉におけるテスト張りによる結果から、改良を加えられるのがほとんどであり、原因を理論的、定量的に明らかにしようとする試みは極めて少ない。そこで、耐火物のき裂に関する技術の現状をまとめ、その問題点を示すことによって本研究の対象範囲をより明確に示すことにする。

耐火物のき裂は、その形態によってピンチング(角欠け)、スラビング、スポーリング(いずれも板状の剥離割れ)等の名称が与えられているが、すべてを総称してASTM¹⁶⁾ではスポーリングと定義しており、これを以下の3つに分類している。

- ①熱スポーリング
- ②機械的スポーリング
- ③構造スポーリング

①は耐火物固有の物理的、機械的性質に支配されることが多い耐火物単体での熱応力によるき裂、②は耐火物構造体の系全体の力学的挙動で決定される応力、ひずみによるき裂、③は外来成分による耐火物の変質によるき裂である。①、②が本研究に直接関係する力学量支配のき裂である。ここで、この①、②について、これまでの研究の流れを整理する。

1.2.1 热スポーリングの研究

素木による教科書¹⁸⁾から引用すれば、1920年頃より、熱スポーリングの研究が開始されたようである。当時の研究は、材料の配合、粒子の寸法、形状の効果等の材質面の検討が中心であったようであるが、1926年にNorton¹⁹⁾が急速加熱を受けるれんがの中央部稼動面寄りに引張応力が生じることを光弾性モデルで示し、この引張応力が稼働面に平行なき裂を生じる原因と考えられることを明らかにした。このNortonの研究が今日においても実炉の熱スポーリングの説明に用いられており、彼によって、力学的基礎が築かれたといっても過言ではない。

また当時、耐熱スホール性の評価は、試験片に急熱、急冷のくり返しを与え、剥離重

量、残存強度の測定等によって、材料間の相対評価を行っていた。この方法は、簡便なことから現在でも用いられることが多いが、1930年頃においても、試験方法あるいは評価方法によって結果が異なることが明らかになっていたようである²⁰⁾²¹⁾。

そのような背景から、実炉の熱負荷条件に近い状態が得られる試験法として、パネルスボーリング法²²⁾が提案された。この方法は、現在でも昇温速度の可否の検討、あるいは材料間の相対評価には最も有力な実験的手法の1つとなっている。

前述のNorton¹⁹⁾のモデルは、1970年代になり、Kienowら²³⁾²⁴⁾²⁵⁾によって2次元矩形単体れんがの熱応力問題として一般化され、温度の2階微分とれんがの寸法(巾)をパラメータとした応力算定式が与えられ、材料評価の問題から、設計面の問題として取り扱うことが可能となった。その研究の延長として、解析の簡易化²⁶⁾、冷却の問題への応用²⁷⁾も計られるようになった。

一方では、差分²⁸⁾²⁹⁾あるいはFEM³⁰⁾³¹⁾を用いた数値計算も行われるようになり、クリープを考慮した解析²⁸⁾あるいは3次元問題とした単体れんがの近似応力算定式³¹⁾も提案されるようになってきた。これらの結果、現在では単体れんがの長さ、巾、高さの3つの寸法、および加熱速度が与えられれば、発生する引張応力は比較的簡単に得られる。

また、パネルスボーリング法でも、従来は平面壁のみであったが、最近ではアーチ状壁³¹⁾、含水れんが³²⁾等が調べられている。また、構造体としての特徴であった鉄皮による耐火物の熱膨張拘束の効果をも考慮される³³⁾ようになってきた。実験技術では、き裂発生条件を明確にするために、き裂発生時期の検知を目的として、アコースティック・エミッショニ(AE)が用いられるようになっている³⁴⁾。より積極的なAEの活用法として、き裂の安定成長と不安定成長を区別しようという試み³⁵⁾も行われており、一部では判定可能な場合もあるようである。

一方、材質評価の分野では、材料のどの機械的性質が耐スホール性を決定するかという観点の研究が実施され、1950~1970年代にかけて、破壊力学的手法が導入された。その成果として潜在欠陥の成長条件と、発生した微き裂の停止条件から、Kingery³⁶⁾によって熱衝撃き裂抵抗係数 R_{st} 、Hasselman³⁷⁾によって熱衝撃損傷抵抗係数 R''' が求められ、材料の表面エネルギー(エネルギー解放率)の重要性が指摘されるよ

うになった。また、これらの R_{st} , R''' はLarsonら³⁸⁾, Nakayamaら³⁹⁾によって適用条件の使い分けが明らかにされ、今日の材料評価法が確立されるに到ったといえよう。

1.2.2 機械的スポーリングの研究

れんがは単体で用いられることはほとんどなく、通常、れんが間には目地を挿入し、積みあげ、平面、アーチ、ドーム、円筒等の壁が構成される。またその外側は鉄皮で被われる。

したがって、自重という死荷重が発生し、また、熱膨張が鉄皮によって拘束されるためにれんがには圧縮力(拘束力)、鉄皮には引張力が発生している。このため、れんがの応力、ひずみを知るためには、鉄皮と連成した構造体としての力学挙動の検討が必要となる。この場合、系全体のつり合い、適合条件も併せて検討せざるを得ず、前述の熱スポーリングに比して、複雑な問題となる。このため、この分野では熱スポーリングに比してはるかに遅れて研究が開始される結果となっている。

1960年代になり、熱膨張拘束下のアーチの研究が開始されたようである。まず、Wade⁴⁰⁾がアーチ端面での固定に必要な拘束力を調べ、端面では、高温側より低温側の方が拘束力が大きいことを明らかにした。

Davies⁴¹⁾, Thomsonら⁴²⁾は、光弾性モデルによって、れんがアーチの熱膨張拘束下での圧縮力分布を調べ、稼動面側と鉄皮側の中間部で、周方向の拘束力が最大になる部位があることを明らかにし、この圧縮力が割裂試験状に耐火物に作用し稼動面に平行なき裂を生じる原因になると推定している。

また、Greaves⁴³⁾は、鉄皮によって変形拘束を受ける耐火物のき裂発生原因を定性的に検討し、れんが同志の迫り力(周方向の圧縮力)そのものによる圧壊あるいは迫り力が不連続に変化する部位における特異応力によるき裂発生を予見しており、理論的根拠は与えていないが、優れた洞察を行っている。

しかし、熱膨張の拘束が構造全体に関係し、鉄皮との連成問題となること、目地による熱膨張吸収量が不明なこと、および、耐火物のクリープデータが乏しいこと等の理由によって、以上の問題を定量的に検討することあるいはき裂原因をより詳細に検討することは困難であった。

1970年代になって、熱膨張吸収量の定量的検討が開始され、各種モルタルのその性質が、平櫛ら⁴⁴⁾⁴⁵⁾⁴⁶⁾、成瀬ら⁴⁷⁾、金谷ら⁴⁸⁾によって調べられるようになり、目地厚の20~50%程度が、熱膨張吸収代となるとのデータが公表された。一方では、目地付きの直線れんが壁の両端を拘束した条件で熱膨張させ、れんが固有の圧縮強度に相当する面圧の約1割の面圧(拘束による圧力)で、れんがにき裂が生じるという報告⁴⁸⁾も行われるようになった。

また、1980年代になって自重による倒壊を模擬して、直線壁に偏心圧縮負荷を与え、その際に目地部の引張強度を推定しようとする試み⁴⁹⁾も行われるようになってきた。

構造体としての応力、ひずみの解析、あるいはモデル試験が、高炉を対象として開始されたのも1970年以降であるが、当初は、目地部でも大きな引張応力の発生を許容する連続体モデル⁵⁰⁾⁵¹⁾⁵²⁾であり、また目地等の熱膨張吸収も充分取り扱われておらず、その信頼性は極めて乏しいものであった。

1980年以降になって、目地部では引張応力がほとんど許容できないことを条件とした解析が行われるようになった。

アーチについては、Schachtら⁵³⁾がFEMを用いた接触問題として、れんが間の摩擦力を無視して死荷重の問題を解析し、鋼製ブロックによる模擬試験と比較し、解の妥当性を示した上で、解に経路依存性があると述べている。Kilikovskaya⁵⁴⁾は、引張力を許容しないことを条件に付加した、いわゆるNo-Tension 梁理論を用いて浅いアーチの解析を行い、連続体モデルとの差が大きいことを示している。

円筒壁については、軸方向に垂直な断面から見て、れんが1個分と鉄皮を解析対象とした連成問題としての取扱いが、Chacht⁵⁵⁾⁵⁶⁾、Patuzzi⁵⁷⁾によって行われるようになった。これらはいずれもれんがのクリープ、れんがの鉄皮側での目地開きが考慮されたものである。また、Weiら⁵⁸⁾はれんが部を連続体モデルで処理しているが、目地の熱膨張吸収量を筆者らの推定値を用い、比較的現実的な解の得られる解析を実施している。

この1980年代における解析といえども、実験によって、解析の妥当性を検証したのはChacht⁵⁵⁾⁵⁶⁾のみであり、しかも鉄皮応力に関する測定値との整合性のみが検討対象である。また、これらの解析では、いずれについても耐火物のき裂については論議さ

れていない。いいかえれば、1960年～1970年にかけてのDavies⁴¹⁾, Thomsonら⁴²⁾, Greaves⁴³⁾等のき裂発生原因の推定に対して、1980年以降の解析は、理論的かつ定量的根拠を与えていない状態にあると考えられる。

このような背景のもとで、本研究では円筒壁に限定しているが、熱膨張の拘束されたれんが(耐火物)構造体が、機械的スボーリングによってき裂を生じる機構と発生の限界条件を明らかにし、それを基にして、高炉を対象として合理的な築炉を行なう方法を明らかにすることを目的としている。

1.3 研究の目的と概要

前述したように、本研究の目的は、機械的スボーリング、特に、熱膨張の拘束された円筒壁(円筒容器内張りれんが)のき裂発生原因を明らかにし、そのき裂を低減することにある。この目的を達成するために、本研究では緒論と総括および以下の6章より構成する。各章の目的と概要を以下に示す。

第2章 製鉄用容器におけるれんがのき裂

機械的スボーリングによってき裂が生じるか、あるいは、き裂損傷の特徴が得やすい炉として高炉とペレタイジングキルンを選び、それらにおけるれんがのき裂の特徴をまとめる。その過程で、Nortonのモデルで説明できないき裂があることを明らかにする。ここで得られた資料は機械的スボーリングを説明するための力学モデルを構築する実験との比較検討用資料とする。

第3章 炭素系れんがの機械的性質

本章では、後の解析およびき裂発生条件の検討等に必要なれんがの機械的性質について調べる。れんがの種類は極めて多く、その強度、弾性率等の機械的性質の巾も大きい。多種のれんがのそれぞれについては極めて断片的なデータしか存在せず力学的な検討を行うには、不充分なことが多いのが現状と考えられる。

そこでここでは、中心課題とする高炉炉底部に用いられる炭素系れんがの機械的性質を明らかにする。その際、多孔質脆性材料あるいは複合材料としての観点から検討を加える。

なお、高温での機械的性質も重要である。これを総括的に論じるには膨大な資料を

必要とする。そこで、ここでは、後の実験に用いる材料を中心にして高温での強度、クリープ性質等を調べる。

第4章 円筒容器内張りれんがの昇温時の力学状態のモデル化

円筒容器内張りれんがの火入れ時の力学状態のモデル化を行う。ここでは、まず、実験と計測の容易性、可視化等の観点から、冷間でモデル実験を行う方法を考案する。この実験で得られるき裂が第2章の実炉のき裂と類似したものであり、基本的なモデル化が正しいことを明らかにする。また、この際、き裂発生形態について検討を行ない、熱膨張の拘束が原因で発生する巨視的圧縮応力下で、き裂には引張によるものと圧縮によるものの2種類あることを示す。

第5章 高炉炉底モデルによる昇温実験

前章の冷間実験は、負荷条件、温度条件等、炉体の場合と異なる点も多い。そこで本章では、高炉炉底部の1/4のモデルを製作し、アーク加熱によって稼動面側温度を実炉に近づけて、熱応力によるき裂発生実験を行った。その際の挙動から、力学モデルをより炉体に近いものとする一方で、得られたき裂形態が前章の冷間実験によるもの、あるいは、実炉と類似したものであることを明らかにする。また、そのき裂の発生する応力が、通常用いられる試験片寸法の曲げ強度に比して、はるかに小さいことを明らかにする。その際、2次元解析と3次元解析により得られる応力の差、クリープの影響等を明らかにし、第6章において行なうき裂発生条件の定量的評価のための資料を整備する。

第6章 モデル炉におけるき裂発生条件の確率論的検討

第5章の高炉炉底モデル実験におけるき裂発生時の応力が素材の曲げ強度に比較して極めて小さい理由を確率統計処理を用いて説明する。

曲げ強度のばらつきからワイブルの最弱リンクモデルにしたがい、モデル炉でのれんが寸法における強度の大きさとそのばらつきを推定する。一方では、モデル炉におけるき裂位置から発生応力のばらつきを推定する。以上の強度のばらつきと発生応力のばらつきから、モデル炉におけるれんがのき裂発生確率を推定し、それが実験結果と一致することを示す。これによって、れんがのき裂発生の定量的評価には、確

率統計的検討が重要であることを明らかにする。

第7章 高炉炉底れんがのき裂損傷の低減

第6章までに得られた知見を基にして、高炉炉底における築炉設計のあり方についてまとめる。まず、簡易応力解析手法を開発する。この手法を用いて、高炉炉底部を対象とし、耐火物形状、物性値等が発生応力に与える影響を調べ、き裂の発生を低減する基本構造案を提示する。

次に、Hasselman³⁷⁾、Kingery³⁶⁾らが熱スボーリングに対して提案した材料評価方法を応用し、き裂が発生しても損傷の小さい材料を選択する方法を提案する。

文 献

- 1) 平櫛敬資：日本鉄鋼協会，第3，4回白石記念講座資料(1983)，pp.15-33
- 2) 例えば，耐火物技術協会：「耐火物とその応用」，1979，pp.3-4
- 3) 例えば，耐火物技術協会：「耐火物工学の展開」，1977，pp.301-304 および pp.161-162
- 4) 吉野成雄，原子尚行，竹原繁，西原健，森安英之：品川技報，No.28(1984)，pp.65-82
- 5) K.W.Cowling and F.I.Ceram : The Refractories Journal , 1964, Feb., pp.46-56.
- 6) A.I. Borodulin , N.A.Satskii , B.F.Marder , V.V.Taranovskii and V.A.Shatlon : Steel in the USSR, 1972, Dec., pp.956-959.
- 7) 池田順一，永原正義，光安拓治，永井春哉，野村光男，野瀬正照：耐火物，Vol.38(1986), No.2, pp.116-118
- 8) 鈴木隆夫，大原昭三，樋上文範，原田幸一，森憲治：鉄と鋼，Vol. 67(1981), No. 12, S-765
- 9) 島田信郎，小山保二郎，宮本明，西正明：鉄と鋼，Vol.58(1972), No.11, S-341
- 10) 西田功，太田芳男，下村興治，植村健一郎，河村康之：鉄と鋼，Vol.66(1980), No.4, S-124
- 11) 阪本喜保，川口清彦，石本早治：鉄と鋼，Vol.64(1978), No.4, S-61
- 12) 柴田英俊，近藤満，檍尾茂樹：耐火物，Vol.36(1984), No.315, pp.193-201
- 13) 鳥谷博信，川上辰男，新谷宏隆，佐藤力：耐火物，Vol.38(1986), No.340, pp.330-332
- 14) 森本忠志，針田彬：耐火物，Vol.31(1979), No.260, pp.440-445
- 15) 森本忠志，針田彬，鈴木孝夫，内村良治，熊谷正人：耐火物，Vol.32(1980), No.267, pp.207-211
- 16) 川上辰男，高橋弘，長谷川晋，原田昭彦：耐火物，Vol.36(1984), No.6, pp.350-354
- 17) ASTM C71-55 : Terms Relating to Refractories.
- 18) 素木洋一：「窯炉用セラミックス」，技報堂，1973，pp.151-172
- 19) F.H.Norton : 文献18)のpp.153-154
- 20) R.A.Heindl : 文献18)のp.166
- 21) J.F.Hyslop : 文献18)のp.166

- 22) 例えば, ASTM C 38-49 : Pannel Spalling - Test.
- 23) V.S.Kienow : Ber. Deut. Keram. Ges., Vol.47(1970), No.7, pp.426-430.
- 24) V.S.Kienow and S.Traustel : Keram. Ztschr., Vol.26(1974), pp.585-590.
- 25) V.V.Fiedler, P.Jeschke and V.S.Kienow : Toind.-Ztg, Vol.100(1976), No.5, pp.181-189.
- 26) J.H.Ainworth : Am. Ceram. Soc. Bull., Vol.58(1979), No.7, pp.676-678.
- 27) B.Brenzny : Am.Ceram. Soc. Bull., Vol.58(1979), No.7, pp.679-682.
- 28) 斎藤俊太郎, 野原明, 早川良光 : 耐火物, Vol.23(1971), No.167, pp.559-567
- 29) J.Sweeney and M.Cross : Trans. Brit. Ceram. Soc., Vol.81(1982), pp.47-52.
- 30) J.White : Refractories J., 1976, No.11-12, pp.10-19.
- 31) 加藤一郎, 森田喜保, 横上文範 : 鉄と鋼, Vol.68(1982), No.1, pp.105-112
- 32) K.A.Baab : Am. Ceram. Soc. Bull., Vol.36(1957), No.1, pp.14~17.
- 33) 熊谷正人, 内村良治, 江見俊彦 : 耐火物, Vol.32(1980), No.274, pp.601-608
- 34) 内村良治, 熊谷正人, 森本忠志, 針田彬 : 耐火物, Vol.31(1979), No.257, pp.285-295
- 35) 熊谷正人, 内村良治, 川上辰男 : 窯業協会誌, Vol.87(1979), No.6, pp.307-317
- 36) W.D.Kingery : J. of Am. Ceram. Soc., Vol.38(1955), No.1, pp.3-15.
- 37) D.P.H.Hasselman : J. of Am. Ceram. Soc., Vol.46(1969), No.11, pp.535-540.
- 38) D.R.Larson and D.P.H.Hasselman : Trans. Brit. Ceram. Soc., Vol.74(1975), pp.59-65.
- 39) J.Nakayama and M.Ishizuka : Am. Ceram. Soc. Bull. , Vol.45(1966), No.7, pp.666-669.
- 40) W.S.Wade, H.L.Johnston and J.R.Bachman : Am. Ceram. Soc. Bull. , Vol.42 (1963), No.7, pp.394-397.
- 41) W.Davies : The Refractories Journal, 1970, June, pp.16-21.
- 42) G.M.Thomson and W.Davies : Trans. Brit. Ceram. Soc., No.68(1969), pp.269-278.
- 43) M.J.Greaves : Iron and Steel Engineer, 1966, September, pp.187-192.
- 44) 平櫛敬資, 堀尾竹弘, 大川清 : 耐火物, Vol.31(1979), No.259, pp.388-394
- 45) 成瀬庸一, 田中利治, 江口博之 : 耐火物, Vol.31(1979), No.252, pp.28-35
- 46) 大庭宏, 平櫛敬資, 北村知康 : 耐火物, Vol.23(1971), No.163, pp.554-559

- 47)平櫛敬資, 樋渡幸夫, 大川清:耐火物, Vol.30(1978), No.241, pp.101-105
- 48)金谷謙介, 坪本数雄, 中西正之:耐火物, Vol.27(1975), No.209, pp.272-274
- 49)平櫛敬資, 堀尾竹弘, 大川清:耐火物, Vol.36(1984), No.318, pp.378-383
- 50)平谷達雄:セラミックス, Vol.11(1976), No.11, pp.1004-1014
- 51)加藤一郎, 森田喜保, 河嶋寿一:鉄と鋼, Vol.64(1978), No.4, S-65
- 52)村山哲夫, 金子忠男, 森本忠志:鉄と鋼, Vol.68(1982), No.11, S-670
- 53)C.A.Schacht and J.A.Hribar : Am. Ceram. Soc. Bull., Vol.53(1974), No.7, pp.528-532.
- 54)O.A.Kilikovskaya : Refractories, Vol.26(1985), No.7-8, pp.407-414.
- 55)C.A.Schacht : Iron and Steel Engineer, 1982, June, pp.44-47.
- 56)C.A.Schacht : Iron and Steel Engineer, 1984, August, pp.33-40.
- 57)A.A.Patuzzi : Iron and Steel Engineer, 1982, June, pp.53-58.
- 58)M.L.Wei and K.N.Singh : Iron and Steel Engineer, 1986, April, pp.58-69.

第2章 製銑用容器におけるれんがのき裂

2.1 緒 言

鉄鋼業では、内張りにれんがを用いた円筒容器が用いられる。製鋼工程では、転炉溶鋼鍋の例でわかるように、バッチ処理される。このため、受鋼、排出に応じてれんがは急熱と冷却の繰り返しを受ける。一方、製銑工程はペレタイジングキルン、高炉に代表されるように連続処理設備を用いる。これらは、一度稼動されれば、炉修、改修のために停止されるまで、短くとも1年、長ければ10年程度は、炉内の温度変化は火入れ時に比してかなり小さいものとなっている。

急熱時でかつ熱膨張の拘束が弱い場合には、Norton¹⁾のモデル(以下Nortonモデルと略す)に示されるようにれんが中央部稼動面寄りに発生する引張応力によってき裂が生じると考えられる。このモデルで、き裂の発生と剥離がくり返し生じると仮定して実炉の損傷を説明することが多いようである²⁾³⁾⁴⁾。

しかし、ペレタイジングキルンのように、稼動開始時には25°C/h程度の上昇速度で緩やかに昇温され、しかも、昇温の機会が年に1度程度しかない場合、あるいは、高炉底部のように、内部の保護れんがの消失とともにれんが温度が緩やかに上昇する場合も同様の現象が生じているか否かは明らかではない。

また、Davies⁵⁾、Greaves⁶⁾らの指摘する機械的スボーリングが生じるとすれば、どのような損傷型態となるかについても明らかではない。そこで、ここでは、ペレタイジングキルンと高炉炉底部を選び、れんがの損傷(き裂)の特徴をまとめることにした。これらの炉を選んだ理由を次に示す。

①両者とも連続処理炉であり、急熱冷却の繰り返しを受ける可能性があるが、その回数は少ない。これによって、熱膨張の拘束が強いと思われる火入れ時のき裂が解体調査時に認められる可能性が高い。

②高炉炉底部は鉄皮外面が散水冷却されており、したがって、鉄皮の熱膨張が少なく、れんがの熱膨張が最も拘束されやすい条件にあると考えられる。

③ペレタイジングキルンは、溶銑、溶鋼、スラグ等に接触しない。したがって、化学的侵食を受けず、き裂はすべて力学的要因によると思われる。また、き裂の保存状態もよい炉体である。

2.2 ペレタイジングキルン

ペレタイジングキルンは他の容器と異なり、溶融金属を処理しない。したがって、溶銑、スラグ等による侵食は受けない。焼成中のペレットにより若干の摩耗を受ける可能性もあるが、その量は無視できるようである⁷⁾。また、一年に一度程度炉を停止し、部分補修を実施する。したがって、高炉等に比してかなり新しいき裂損傷を観察することができる。以上のような理由から、れんがのき裂損傷を調べるのに最も適した容器であると思われる。

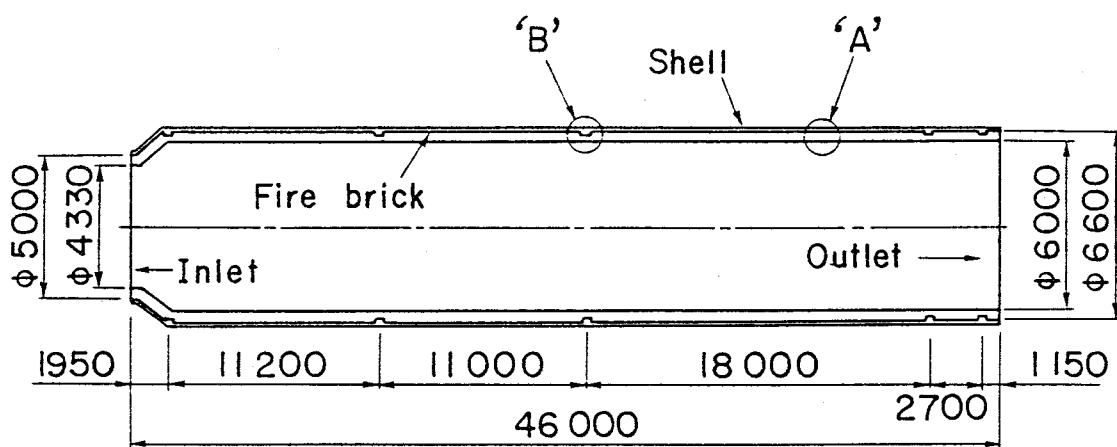


図2-1 ペレタイジングキルン全体図

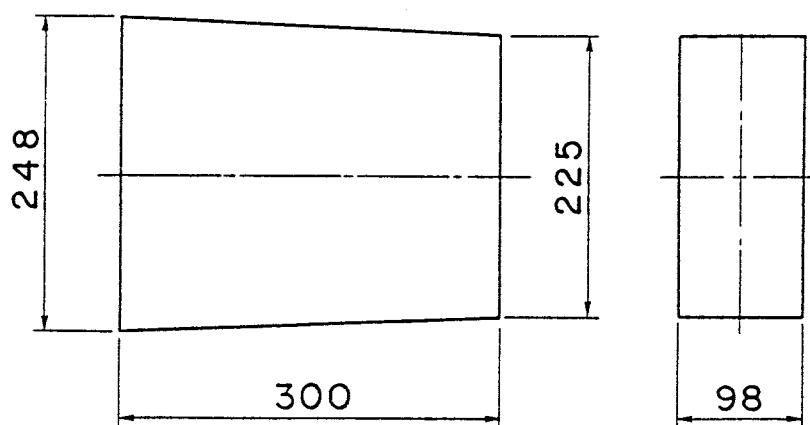


図2-2 ペレタイジングキルン用れんが形状

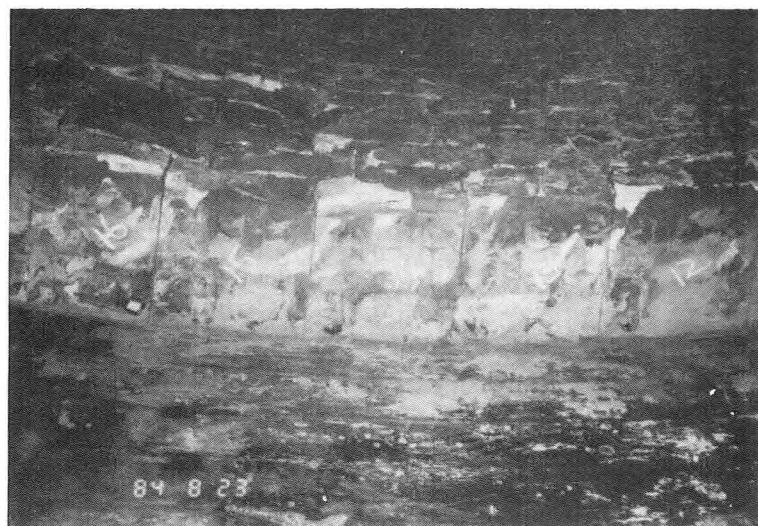


写真2-1 ペレタイジングキルンにおけるれんがのき裂('A'部)

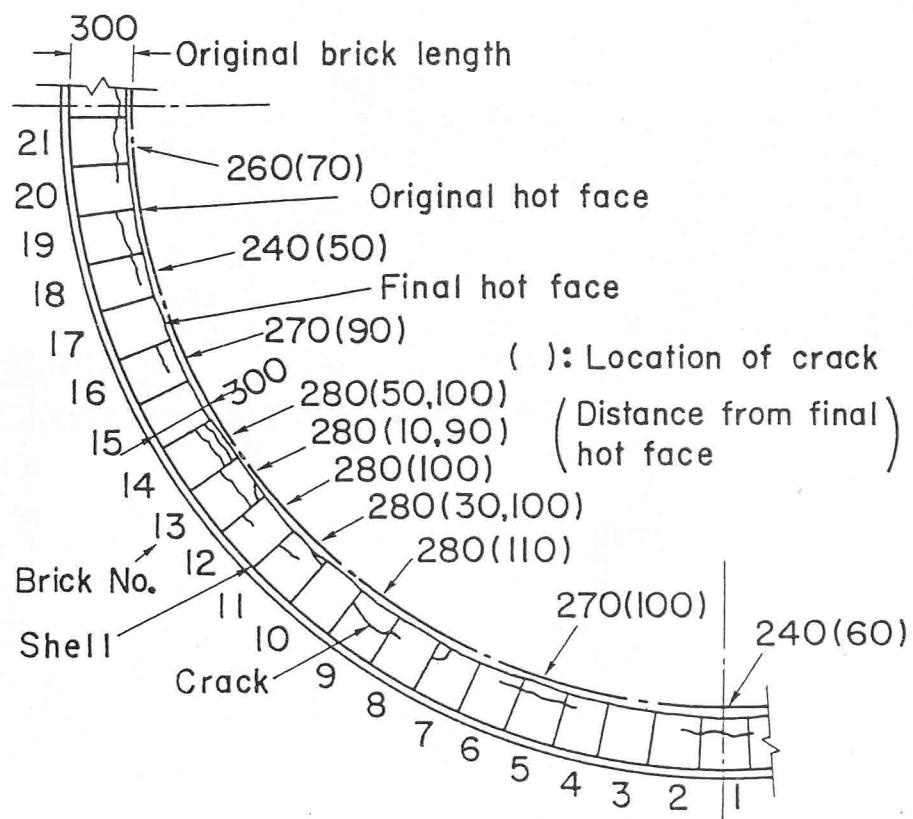


図2-3 ペレタイジングキルンにおけるれんがのき裂と残厚模式図 ('A'部)

図2-1は、損傷調査8)を実施したペレタイジングキルンの概略寸法を示すものであり、ほとんどの部位で図2-2に示す形状の迫り型のハイアルミナれんがもしくはシャモットれんがが用いられている。ここで、図2-1の‘A’部におけるき裂と剥落の状態を写真2-1に示す。一般にれんがのき裂は写真に写しにくく、き裂プロファイルは模式図で示されることが多い。ここでも同様にき裂プロファイルを模式図で示したのが図2-3である。同図でわかるように、全周の約2/3の部分において、稼動面から10~60mmの部位が連続して剥落すると同時に、その剥落部(炉停止時の稼動面)から10~110mmの間にき裂がある。このき裂はれんが2~3個分、周方向に連続しているものもある。また、これらのき裂は少なくとも一端は必ずれんがの側面に達している。

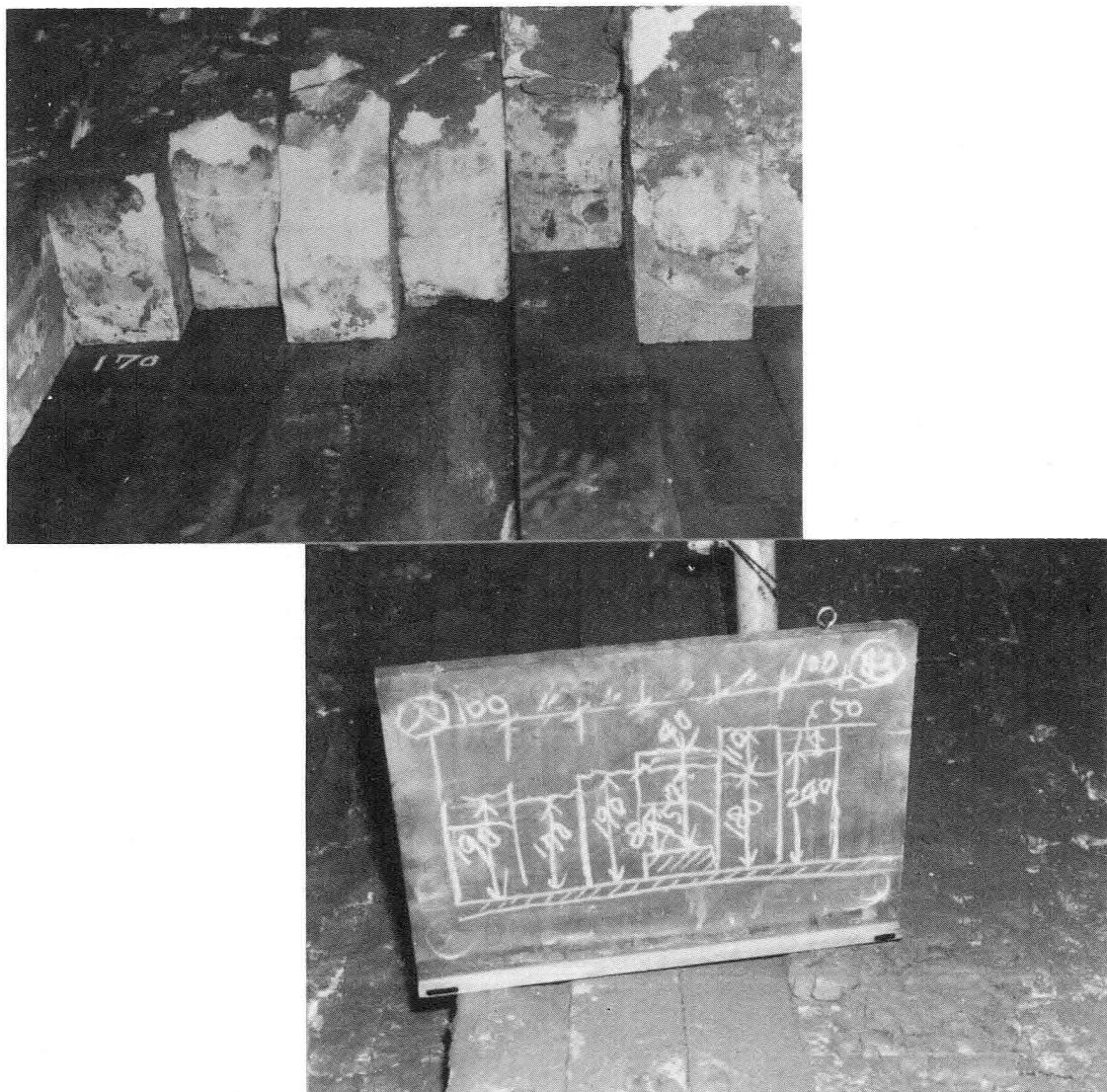
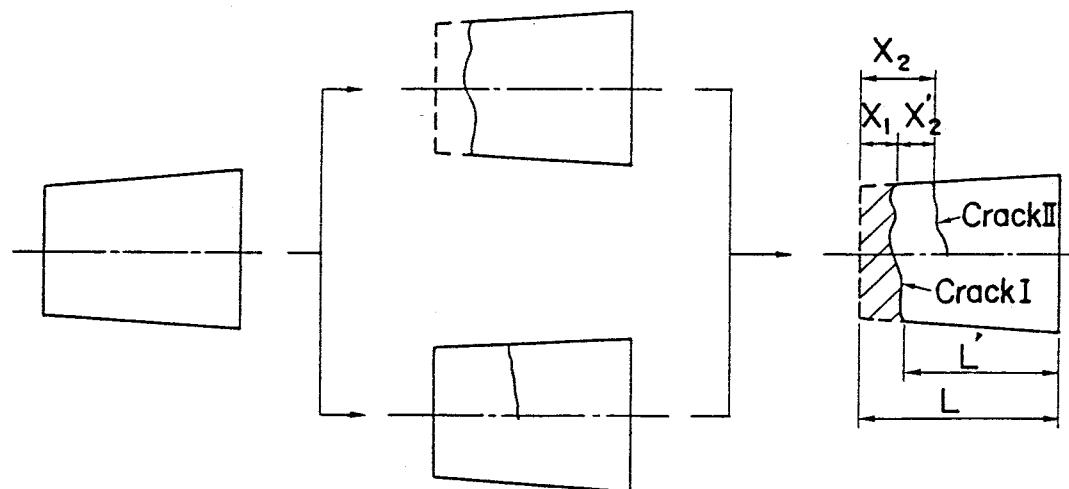


写真2-2 ペレタイジングキルンにおけるれんがの残存状態('B'部)

写真2-2は図2-1の‘B’部における軸を含む断面で見た損傷状態の写真である。同写真には、現場でスケッチしたき裂および残厚の模式図も併示している。図2-3と写真2-2の比較でわかるように、ペレタイジングキルンでは軸方向よりも周方向の方にき裂の連続性があることが多い。これは、れんがの軸方向長さ(厚み)が周方向長さ(巾)に比して1/3~1/2にもかかわらず、同一目地厚が用いられており、周方向の拘束力が軸方向の拘束力より大きいことに対応する可能性をうかがわせる。このことは、調査時に、軸方向のれんが間にしばしばペレットが狭まれた状態が見受けられることと良好に対応し、この点からも軸方向の拘束力は小さいと考えられる。

ここで、き裂位置の定量化を試みる。ここでは、剥落部をき裂Iとし、それより鉄皮側のき裂をき裂IIとする。IIが複数あってもIIに含める。また、き裂の発生順位はIが先行したか、IIが先行したかは不明であり、図2-4に示す2種のき裂発生順位を考えられる。そこで、き裂IIの位置を稼動面側からの距離で示し、さらにき裂発生前の長さで無次元化するとすれば、無次元き裂位置は図2-4のれんが長L, L'とき裂位置 X_2 , X_2' の組合せにより2種類定義できることになる。



(a) Original brick (b) First crack (c) Final shape

図2-4 き裂発生順位モデル

図2-5は図2-1の断面‘A’部83個のれんがのうち、き裂位置を測定した16個分について、き裂位置をれんが長で無次元化し、0.05きざみの離散モデルでき裂位置の個数分布を調べ、どの位置にき裂が生じやすいかを明らかにしたものである。図2-5(a)はき裂IIについて X_2/L でその位置を示し、(b)はき裂IIを X_2'/L' でその位置を示している。同図(a)における無次元き裂位置の0.3における極小点が、たんなるばらつきか否かは不明として、図2-5(a), (b)のいずれを見てもよいが、き裂は概略れんが長の1/2より稼動面側に発生するとみなしうるようである。

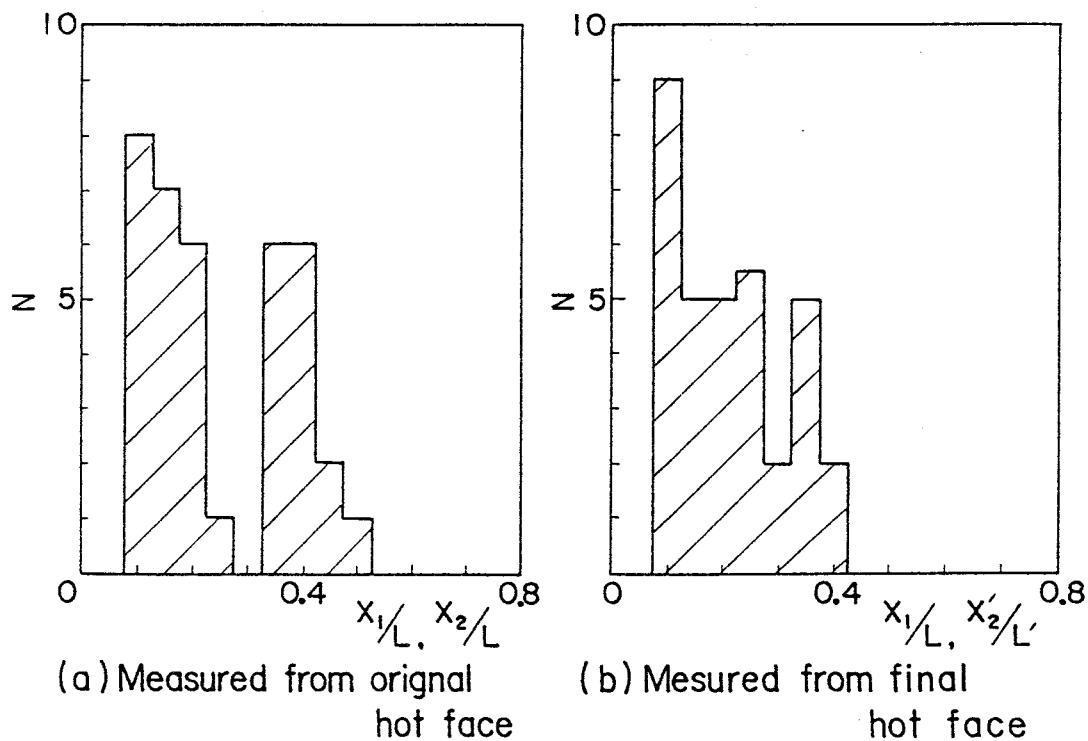


図2-5 ペレタイジングキルンれんがのき裂位置($X_1/L, X_2/L, X_2'/L'$)の個数分布

2.3 高炉炉底部

高炉炉底部には主として炭素系れんがが用いられる。この部位の耐火物のき裂は、吹止め後の解体時に観察されるが、それは通常、火入れ後5~10年経過している。

炉底部には溶銑流があり、れんがは侵食(加炭溶解)⁹⁾¹⁰⁾¹¹⁾を受ける。このため、吹止め時の炉内プロフィルは築炉時と大きく異なる。また、き裂はたんなる小き裂として

観察されることもあるが、大き裂(高炉の半周～全周、高さ数m～10数mに達する)の場合は、脆化層と呼ばれる形態で観察されることが多い。ここで、炉内形状変化と脆化層の例¹²⁾を図2-6に示す。同図は4000m³と3000m³の異なる大型高炉の例である。また、一般に同図に示されるように脆化層は吹止め時の炉内形状と相似形になることが多い。

脆化層には、外来成分である亜鉛、アルカリ等が侵入析出し、その部位のれんがは粉化し、極めて脆い状態となっており、その巾は数10mm～数100mmと極めて大きな差がある。脆化層に析出している成分が溶銑中に含まれないものであることから、脆化層は先行して生じたき裂部に、炉内ガスが侵入して生じたと考えられている¹⁰⁾¹³⁾。したがって、この起原はき裂と推定されている。

以上に示した脆化層の成分、形状の特徴とれんがの溶銑流による侵食を考え併せれば、高炉炉底部の損耗モデルとして図2-7が考えられる¹²⁾。すなわち、高炉炉底部ではき裂、溶損、剥離の繰り返しが生じていると考えている。この結果、吹止め時に観察される脆化層は、吹止め時の炉内形状と相関性があると考えられる。

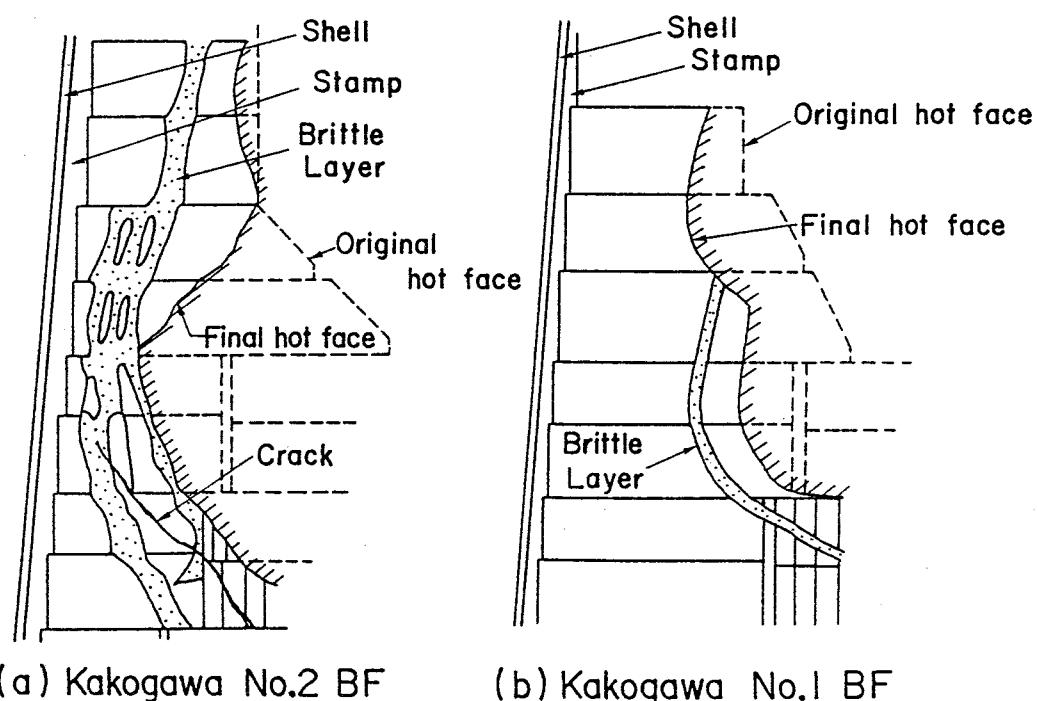


図2-6 高炉炉底部でのれんが脆化層形状例

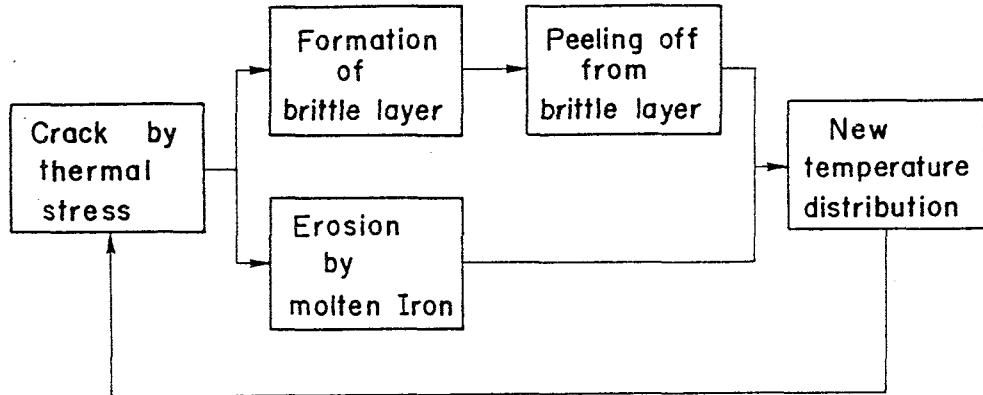


図2-7 高炉炉底れんがの損耗模式図

ここで、脆化層を含めて、き裂の問題に限定して高炉炉底部での特徴を調べる。一般に、脆化層が厚い場合は、脆化過程中に2次的に生じるき裂も含まれ、また経年変化も著しいため、その起原であるき裂を検討するには不適当である。脆化層部より稼動面側が剥落、溶損し、新たなき裂が発生したような状態か、もしくは、脆化層が極めて薄く、き裂に近い状態のいずれかを検討対象にすべきと思われる。

前者の例を図2-8、図2-9に示す。後者の例としては前述図2-6(b)があげられる。図2-8は、 1600m^3 の中型高炉の軸に垂直な断面でのき裂状態である。ここでは脆化層が、稼動面側に露出しており、健全部の稼動面側から鉄皮側の広範囲にき裂が認められる。また、これらのき裂の一端は、必ずれんがの側面に到っており、この点ではペレタイジングキルンと同様である。

図2-9は、 4000m^3 級の大型高炉より採取したれんがのき裂形状を示すが、この場合脆化層はなく、れんが残存長の約 $1/4$ の長さの稼動面側の側面に小さなき裂が生じており、このき裂は中央部に引張応力が生じ、それによって中央部からき裂が生じるとするNortonモデルでは説明できないことは明らかである。また、拘束力支配でも割裂型(中央部からき裂が生じる)のものでないことも明らかである。

ここで、前と同様にき裂位置の定量化を試みる。図2-8の場合は、れんがとしての剛性を有する部位は健全部のみと仮定して残存長 L' を定め、また、き裂位置 X も健全層の稼動面側を基準にして無次元き裂位置 X/L' を定義する。また、図2-9の場合は残存厚さ L' と吹止め時の稼動面からの距離 X から無次元位置を定義する。このようにして無

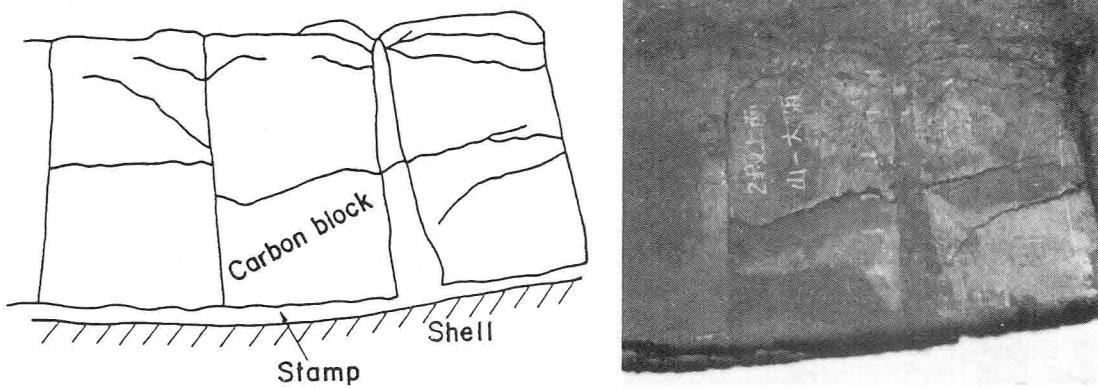


図2-8 高炉炉底れんがの小き裂例(中型高炉)

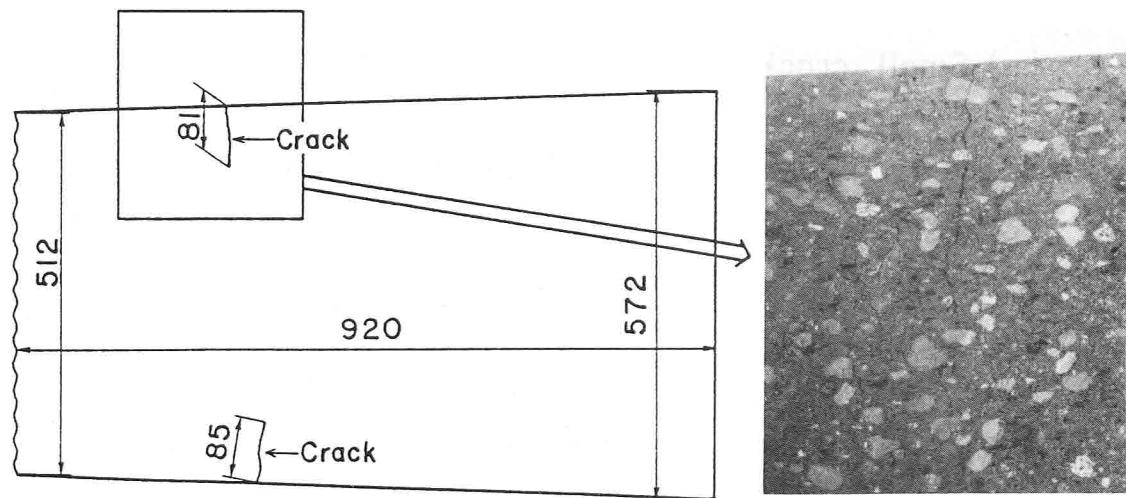


図2-9 高炉炉底れんがの小き裂例(大型高炉)

次元化したき裂位置を0.05きざみで定めその個数分布を調べたものが、図2-10(a), (b)である。同図(a)は図2-8, 2-9を併せて示したものであり、脆化層になつていない小き裂の整理結果であり、同図(b)は図2-6(b)の脆化層(大き裂)の整理結果である。

同図より明らかなように、無次元き裂位置は、稼動面側から約0.5より内側に存在することになり、ペレタイジングキルンと同様の結果といえる。なお、き裂は脆化層にまで成長すれば、周方向にも軸方向にもれんが数個～数10個連続する。小き裂の場合は、図2-9に示すように周方向に連続するものもしないものもある。これは軸を含む断面で見ても同様である。したがって高炉の場合は、必ずしも周方向の拘束力のみでき裂が生じるとは断言できないが、本研究では、周方向の拘束力に着眼する。

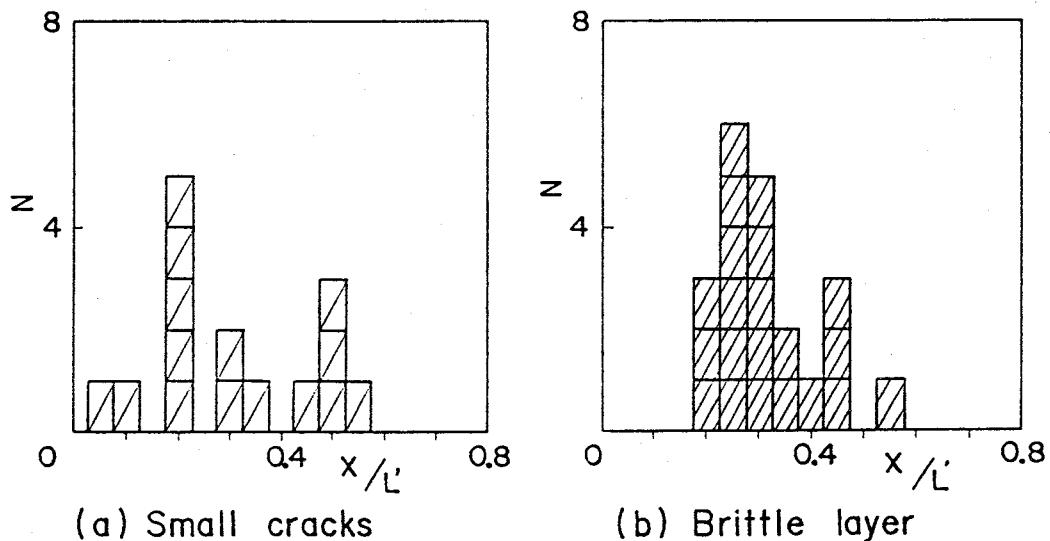


図2-10 高炉炉底れんがのき裂位置(X / L')の個数分布

2.4 結 言

ペレタイジングキルン、高炉炉底部のれんがのき裂の特徴について調べた。その結果をまとめると次のようになる。

- ①ペレタイジングキルン、高炉炉底部のいずれについても、き裂はれんが長の約1/2より稼動面側に生じる。
- ②ペレタイジングキルン、高炉炉底部いずれも、き裂の一端は必ずれんが側面に達している。

③高炉炉底部には、側面のみに小さなき裂が生じることもある。このき裂は従来の熱スボーリングで用いられているNortonモデルでは説明できないものである。また拘束力によるとしても、割裂型のものでないことも明らかである。

④ペレタイジングキルンの場合には、周方向にき裂の連続性がある。これが、もし鉄皮による熱膨張の拘束力で生じるとするなら、周方向の拘束力を重視すべきと考えられる。

以上、異なる炉から得た知見ではある。しかし、ここでは両者が、同一機構によつてき裂が生じたと考え、しかもこれらが周方向の拘束力で生じた機械的スボーリングの結果によるものと仮定し、その詳細な検討を次章以下で実施する。

文 献

- 1)F.H.Norton:素木洋一「築炉用セラミックス」,技報堂,1973,pp.153-154
- 2)柴田英俊,近藤満,樋尾茂樹:耐火物,Vol.36(1984),No.315,pp.193-201
- 3)加藤一郎,森田喜保,樋上文範:鉄と鋼,Vol.68(1982),No.1,pp.105-112
- 4)小山保二郎,飯山真人:鉄と鋼,Vol.65(1979),No.11,S-541
- 5)W.Davies:The Refractories Journal,1970,June,pp.16-21.
- 6)M.J.Greaves:Iron and Steel Engineer,1966,September,pp.187-192.
- 7)吉野成雄,原子尚行,竹原繁,西原健,森安英之:品川技報,No.28(1984),pp.65-82
- 8)K.Shimomura,T.Uenaka,K.Tokutaka,A.Fujiwara and Y.Ochiai:Proceedings of 2nd Int. Conf. on Refractories(1987), Vol.2, The Technical Association of Refractories, Japan, pp.724-731.
- 9)落合常巳,池田順一,藤原茂,田村信一,今若寛:鉄と鋼,Vol.65(1979),No.11,S-541
- 10)斎藤三男,新谷宏隆,岸高寿,大石泉,吉本正明:鉄と鋼,Vol.65(1979),No.11,S-539
- 11)鈴木隆夫,大原昭三,樋上文範,原田幸一,森憲治:鉄と鋼,Vol.67(1981),No.12,S-765
- 12)下村興治,尾上俊雄,植村健一郎,藤野真之,藤原昭文:神戸製鋼所技報,Vol.34(1984),No.4,pp.48-53
- 13)飯山真人,小山保二郎,深谷一夫,牧章:鉄と鋼,Vol.70(1984),No.4,S-67

第3章 炭素系れんがの機械的性質

3.1 緒 言

き裂の問題を取り扱う際には、その材料の機械的性質は、必要不可欠のデータとなる。ここで問題とする高炉用の炭素系れんがに限定しても10種類以上と多岐にわたっている。このため、1つ1つの材料については断片的な性質しか得られないことも希ではなく、築炉設計、き裂評価用のデータが不足することが多いのが現状といえる。

そこで、この問題に対処することを目的として、9種の炭素系れんがを用い、常温で、曲げ、圧縮、割裂および2軸圧縮の各試験、また、高温で曲げ、圧縮およびクリープの各試験を実施し、これらの結果から、炭素系れんがの基本的な機械的性質を明らかにすることを試みた。

3.2 常温での機械的性質

3.2.1 試験材、試験片採取方法および試験概要

表3-1に本研究に用いた炭素系れんがの一覧を示す。C-1, C-4は押し出し成形品であり、それ以外はプレス成形品である。

図3-1は試験片を切り出す前のれんがブロックの形状であり、同図の寸法は、実高炉の炉底中央部から下部に用いられるそれに近い。

実高炉に用いる長尺のれんがブロックは、通常は、成形、焼成された後、各辺とも外周部を数10mm切断して最終形状となる。ここで用いた試験材も同様の手順によって製造されたものである。また、実高炉に用いる短尺のれんがブロックは、長尺物から切断されて最終形状となる。

図中の r , θ , z の記号は実炉の座標系であり、れんがの長辺方向が炉の半径方向となるように用いられる。炭素系れんがは、成形時の負荷方向によって機械的性質に異方性が生じ、また、部位によって機械的性質が異なることが知られている。そこで、同図中に示した r_1 , r_2 , r_3 , r_4 の各断面の θ_1 , θ_2 , O , z_1 , z_2 , z_3 , z_4 の位置で、方向を区別して試験片を採取するとともに、その位置では、かさ密度と真密度を測定し、真気孔率を求めることにした。

曲げ試験片の寸法は $25\text{mm} \times 120\text{mm}$ とし、 r 方向のそれは図3-1の r_1 , r_2 , r_3 , r_4 の各断面の

表3-1 試験材一覧

Material	Chemical composition (Wt %)					Forming		Bulk density (g/cm ³)	Max. grain size (mm)
	Free C	SiC	SiO ₂ Si ₃ N ₄ Si	Al ₂ O ₃ Fe ₂ O ₃ CaO, TiO ₂	Method	Direction			
C-1	93.8	0.6	2.3	3.0	E	r	1.57	8.2	
C-2	86.3	1.8	5.8	5.7	P	Z	1.71	5.7	
C-3	81.4	6.7	9.5	2.6	P	Z	1.72	7.0	
C-4	81.0	3.8	7.0	13.9	E	r	1.59	5.5	
C-5	80.6	5.4	4.1	6.0	P	r	1.67	4.7	
C-6	73.3	18.8	6.2	1.0	P	Z	1.73	4.2	
C-7	72.9	18.1	5.1	7.2	P	r	1.67	6.0	
C-8	69.8	17.1	11.4	5.3	P	Z	1.83	3.6	
C-9	45.5	32.5	6.2	18.2	P	Z	1.95	4.5	

E : Extrusion, P : Press

O, z₁, z₂, z₃, z₄, θ₁, θ₂の位置から2本ずつ採取し, z方向のそれはr₁, r₂, r₃, r₄の各断面のz₂の位置から2本ずつ採取した。また、試験はスパン100mmで荷重速度一定の3点曲げとした。

圧縮試験片は50φ×100ℓの円柱とし, 1本のブロックのr方向各断面のz₂の位置から, r, θ, z方向各1本ずつを採取した。また、試験は圧盤間変位速度一定のひずみ制御とした。

割裂試験片は50φ×50ℓの円柱とし, 断面r₂のz₂の位置から採取し, 荷重制御の試験に供し, r方向の引張強度を求めた。

なお、図3-1の試験片採取を行ったのはC-2~C-9の8種の材料であり、C-1は後述する2軸圧縮試験に用いた。

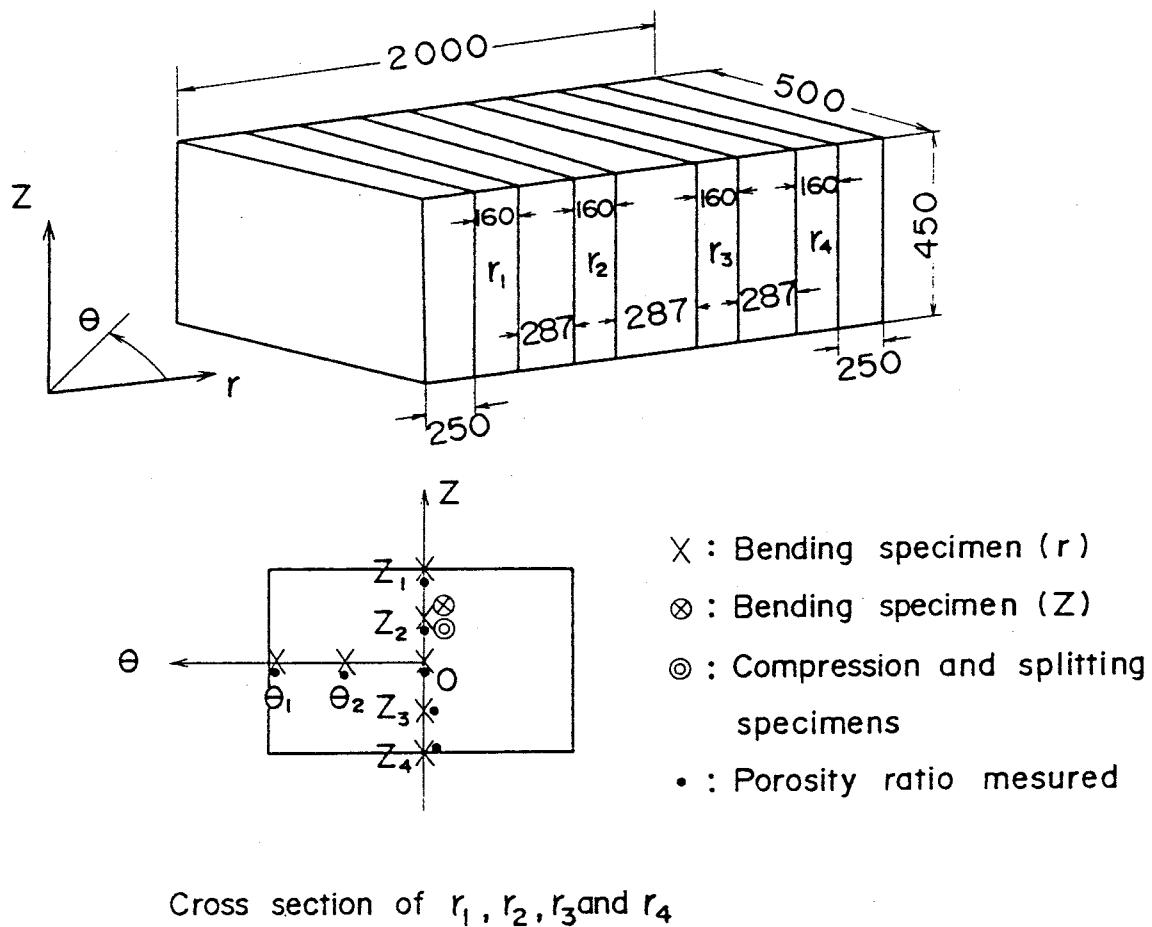


図3-1 試験片採取位置

3.2.2 機械的性質の相関関係

完全脆性体で全く均質な材料の場合は、Gilmanのモデル¹⁾あるいは欠陥のある場合のGriffithのモデル²⁾で示されるように、弾性率と強度は材料によらず線形の関係にあることが予測される。

また、引張応力一定の条件でスリットからき裂が発生すると仮定したGriffithのモデル³⁾では、スリットの形状と配向の均一性があれば、完全脆性材料の引張と圧縮の強度比は材料によらず、1:8の一定値となる。

以上に示すように、脆性材料という点に着目すれば、炭素系れんがについても、引張強度、弾性率、圧縮強度の間の相関性が期待できると考えられる。

特に、設計の問題としてみれば、1つの機械的性質から、他のそれが推定できることは極めて有意義なことと考えられる。れんがと類似して、やはり骨材とマトリックスから成る多孔質脆性材料であるコンクリートの分野では、例えば、日本建築学会の鉄筋コンクリート構造設計基準⁴⁾における弾性率と圧縮強度の関係、あるいは、CEB-FIP国際指針⁵⁾における引張(割裂)強度と圧縮強度の関係のように、1つの機械的性質から他の機械的性質が容易に推定できる状態にある。

また、セラミックスの分野では、例えばAstbury⁶⁾が曲げ強度と弾性率の関係を調べている。炭素系れんがと組成の近い多結晶黒鉛でも、曲げ強度と圧縮強度の関係、および、曲げ強度と直接引張強度の関係が調べられているようであり⁷⁾、1つの機械的性質から他のそれがある程度の精度で予測できる状態にある。

そこで、炭素系れんがについても、曲げ強度、圧縮強度、割裂強度および弾性率における相関関係を調べ、1つの性質から他の性質が予測しうるか否かを明らかにするとともに、その過程において炭素系れんがの特徴をまとめる。また、ここで、弾性率は圧縮試験から求めるものとし、図3-2の応力ひずみ関係で定義される初期弾性率 E_0

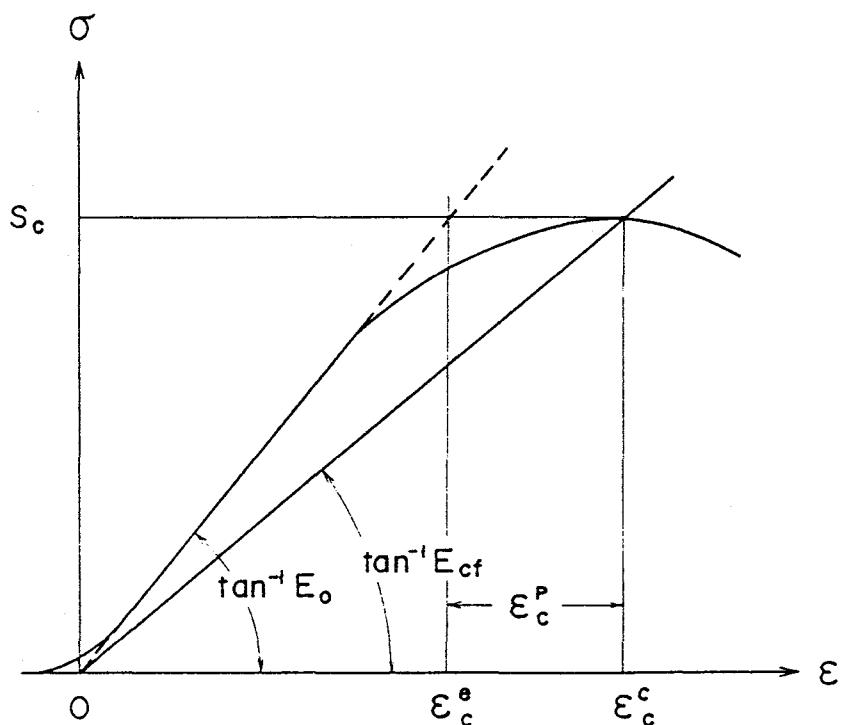


図3-2 圧縮時の応力ひずみ線図と記号の定義

を用いる。

前述したように炭素系れんがは、異方性を示すとともに、部位ごとに性質が異なることもある。そこで、異なる機械的性質の比較を行う場合には、方向性を消去するために、押し出しあるいはプレス方向(\parallel 方向)とそれに直交方向(\perp 方向)の平均値を用いるとともに、近接位置(図3-1の z_2 の位置)でのデータを用いることにする。ここで、 z_2 の位置を代表点としたのは、曲げ強度の平均値の z 方向のばらつきが少なく安定した値が得られるからである。

z_2 の位置における曲げおよび圧縮試験の r 方向4断面の平均値を表3-2に示す。

表3-2 試験結果一覧 (z_2)

Material	Porosity ratio (%)	S_t^b (kgf/mm ²)		S_c (kgf/mm ²)		E_∞ (kgf/mm ²)		ϵ_c (%)	
		r	z	r	z	r	z	r	z
C-2	18.8	1.56	1.49	4.54	4.91	690	930	0.952	0.695
C-3	19.5	1.55	1.30	5.41	4.98	730	630	1.221	1.268
C-4	20.2	1.10	0.93	3.80	3.78	740	776	0.764	0.694
C-5	19.7	1.08	1.47	6.07	5.91	1030	830	0.880	0.875
C-6	22.4	0.97	0.61	3.96	3.24	940	460	0.643	1.368
C-7	21.7	0.95	1.08	4.27	4.63	680	790	0.979	0.898
C-8	23.6	1.49	1.46	4.79	5.19	690	830	1.170	1.091
C-9	25.9	1.93	1.12	7.54	6.74	1480	1180	0.742	1.036

(a) 曲げ強度と圧縮強度

図3-3にC-2~C-9の曲げ強度 S_t^b の r 方向と z 方向の平均値(\parallel 方向と \perp 方向の平均値) \bar{S}_t^b と r 方向と z 方向の圧縮強度 S_c の平均値 \bar{S}_c の関係を示す。

同図において最小二乗法によって回帰直線を求めると次式が得られた。

$$\bar{S}_t^b = 0.174 \bar{S}_c + 0.39 \quad \text{----- (3-1)}$$

式(3-1)はコンクリート分野でのCEB-FIP国際指針⁵⁾における割裂強度と弾性率の関係と同様に原点を通らないものとなる。同式で \bar{S}_c から \bar{S}_t^b を予測すれば誤差は最大で25%程度となる。また、同図には、多結晶黒鉛における S_t^b と S_c の相関関係範囲⁷⁾を示しているが、炭素系れんがは、多結晶黒鉛に比較して、圧縮強度の割に曲げ強度が低いことになる。これは、後述するように、炭素系れんがに用いられる炭素の粒度が大きいことが1つの原因になると考えられる。

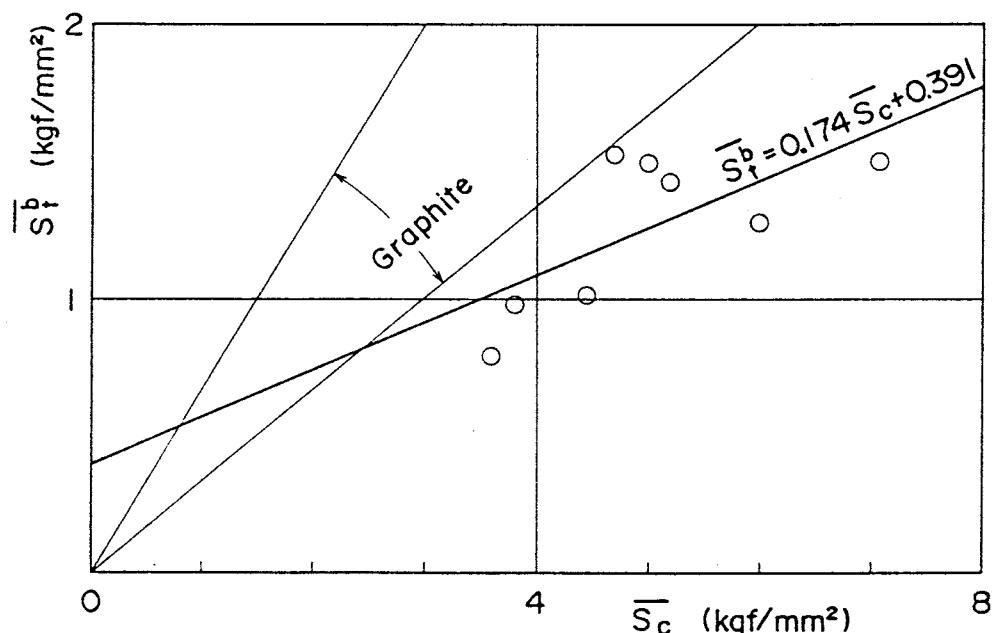


図3-3 圧縮強度(\bar{S}_c)と曲げ強度(\bar{S}_t^b)の関係

(b) 強度と弾性率

図3-4に弾性率 E_0 のr方向とz方向の平均値(平行方向と上方向の平均値) \bar{E}_0 と \bar{S}_c の関係を示す。

鉄筋コンクリート構造設計基準⁴⁾にならい、原点を通るべき乗関数で回帰曲線を求めると次式が得られた。

$$\bar{E}_0 = 245(\bar{S}_c)^{0.762} \quad \text{----- (3-2)}$$

式(3-2)で \bar{S}_c から \bar{E}_0 を予測すれば、誤差は最大の場合約20%となる。

図3-5に、 \bar{E}_0 と \bar{S}_t^b の関係を示す。同図において、回帰直線と原点を通るべき乗の回帰曲線を求めるところのようになつた。

$$\left. \begin{array}{l} \bar{E}_0 = 343 \bar{S}_t^b + 405 \\ \bar{E}_0 = 750(\bar{S}_t^b)^{0.407} \end{array} \right\} \quad (3-3)$$

図3-5をみてわかるように、式(3-3)のいずれを用いても実質的には等価と思われる。またこの式(3-3)を用いて \bar{S}_t^b から \bar{E}_0 を予測すると、誤差は約40%と比較的大きいものとなる。

また、同図には、Knibbs⁸⁾による最大粒径が異なる各種の多結晶黒鉛のデータから求めた \bar{S}_t^b/\bar{E}_0 の範囲を示している。Knibbsの弾性率は音波法による値であるため、圧縮試験より求めた弾性率よりは若干高めの値を示すと考えられる。したがって、炭素系れんがは多結晶黒鉛と比較して弾性率の割には曲げ強度が低いことになる。また、Knibbs⁸⁾の結果では、最大粒径が大きくなるほど \bar{E}_0/\bar{S}_t^b が大きくなるようであり、その中で最大粒径が1mmと最も大きいものは、 $\bar{E}_0=816\text{kgf/mm}^2$, $\bar{S}_t^b=1.16\text{kgf/mm}^2$ となっており、この値は炭素系れんがにかなり近いと考えられる。

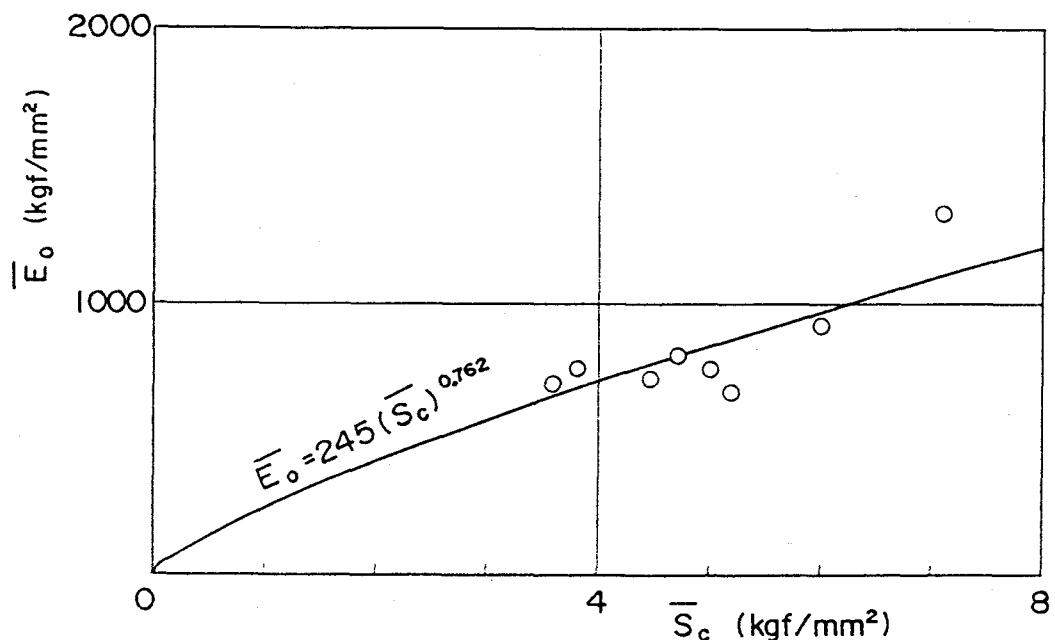


図3-4 圧縮強度(\bar{S}_c)と弾性率(\bar{E}_0)の関係

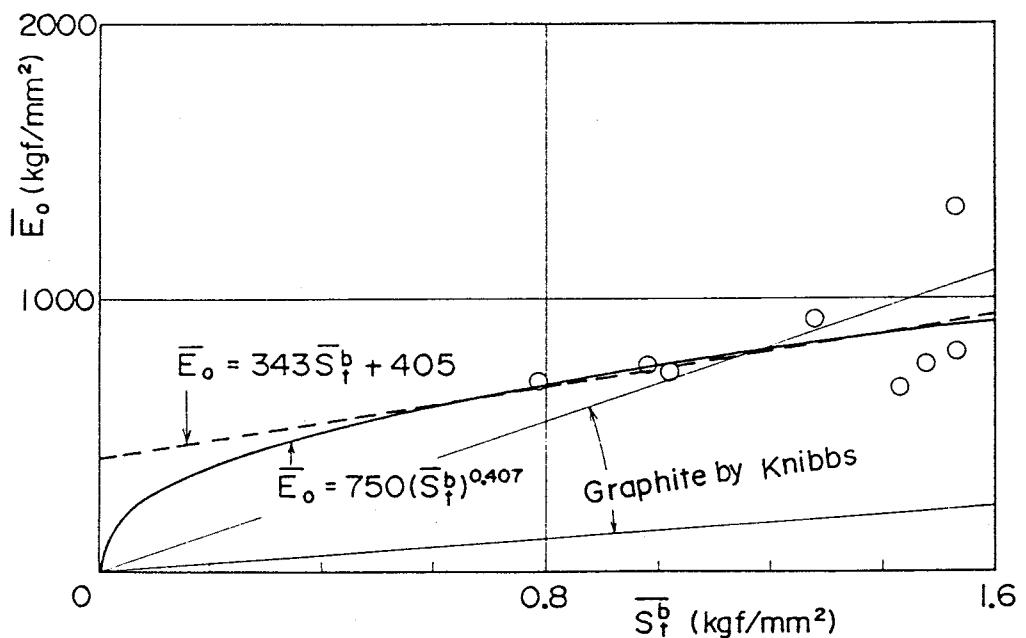


図3-5 曲げ強度 (\bar{S}_t^b) と弾性率 (\bar{E}_o) の関係

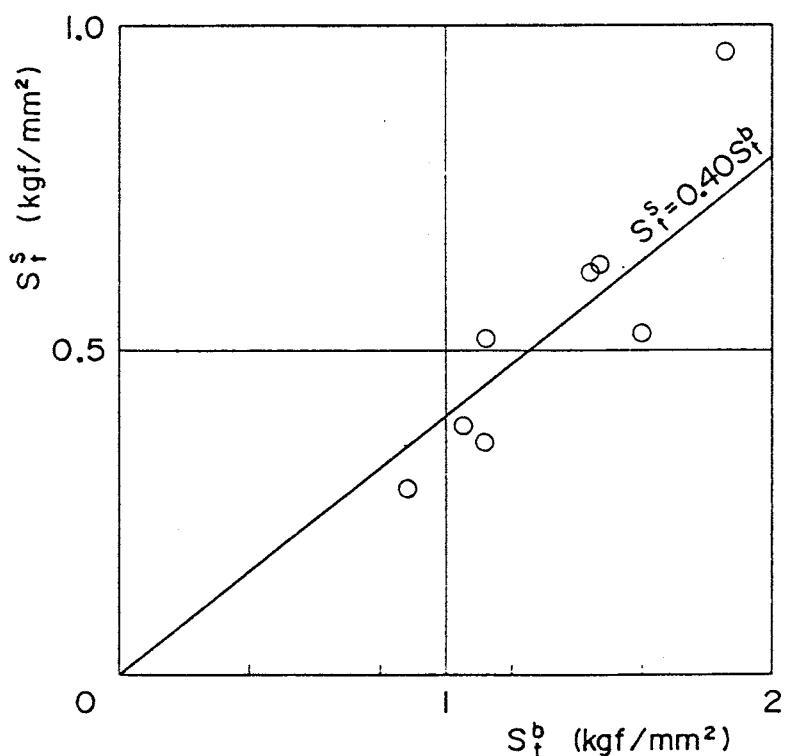


図3-6 曲げ強度 (S_t^b) と割裂強度 (S_t^s) の関係

(c) 曲げ強度と割裂強度

コンクリートの分野では、曲げ強度 S_t^b より低目の強度を与える割裂強度 S_t^s を引張強度として設計に用いている。また、耐火物の分野でも、れんが積み構造体のき裂発生の目安として、加藤ら⁹⁾は直接引張強度 S_t^t を用いている。以上に示すように、多孔質脆性材料では、高目の強度を与える S_t^b は、必ずしも発生応力評価、き裂評価に適さない場合もある。そこで、 S_t^s や S_t^t が必要となる。

ここで、図3-1の r_2 断面の z_2 において求めた r 方向の割裂強度 S_t^s と同位置における r 方向の S_t^b の関係を図3-6に示す。

同図より、

$$S_t^s = 0.40 S_t^b \quad \text{----- (3-4)}$$

となることがわかる。また、式(3-4)で S_t^b から S_t^s を推定すれば、誤差は最大で約30%となる。

(d) 引張強度と圧縮強度

原点を通る回帰直線で、 S_t^s と S_c の関係を式で表示すれば、 $S_t^s = 0.1 S_c$ となる。これは Griffith³⁾による計算上の引張と圧縮の強度比1:8とほぼ等しい。ここで小柳¹⁰⁾によるコンクリートの結果から、 $S_t^s = S_t^t$ と考えることにする。コンクリート¹¹⁾では、 $S_t^s/S_c = 1/9 \sim 1/13$ 、また、セラミックス¹²⁾では、 $S_t^t/S_c \leq 0.1$ とされており、炭素系れんがのそれはコンクリートに近いことになる。また、多結晶黒鉛⁷⁾では、 $S_t^t/S_c = 1/2.25 \sim 1/6$ となるようであり、炭素系れんがは多結晶黒鉛と比べて S_t^s/S_c が小さいことになる。これも、多結晶黒鉛と比べた場合の炭素系れんがの最大粒度が大きく、それに応じて潜在欠陥が大きくなった結果、引張強度が低くなったことによるものと考えられる。

なお、コンクリートでは圧縮強度と引張強度の比を脆度係数と呼び、脆さの目安としているようである。この表現を用いれば、炭素系れんがは一般の多結晶黒鉛に比べて脆く、コンクリート程度の脆さを持つことになる。

3.2.3 相関関係の考察

以上では最小二乗法によって機械的性質相互の関係の回帰直線、回帰曲線を求めた。

その際、それぞれの機械的性質には正の相関があるが、回帰式からのずれが比較的大きい材料もあることがわかった。そのずれの特徴をまとめると次のようになる。

\bar{E}_0 あるいは \bar{S}_c に比して \bar{S}_t^b の低いもの : C-9

\bar{E}_0 に比して \bar{S}_c が低いもの : C-9

\bar{E}_0 あるいは \bar{S}_c に比して \bar{S}_t^b の高いもの : C-2, C-3, C-8

\bar{E}_0 に比して \bar{S}_c が高いもの : C-3

ここでは、特に曲げ強度と弾性率の比 \bar{S}_t^b/\bar{E}_0 に着目して、回帰式からのずれが生じる原因を検討する。

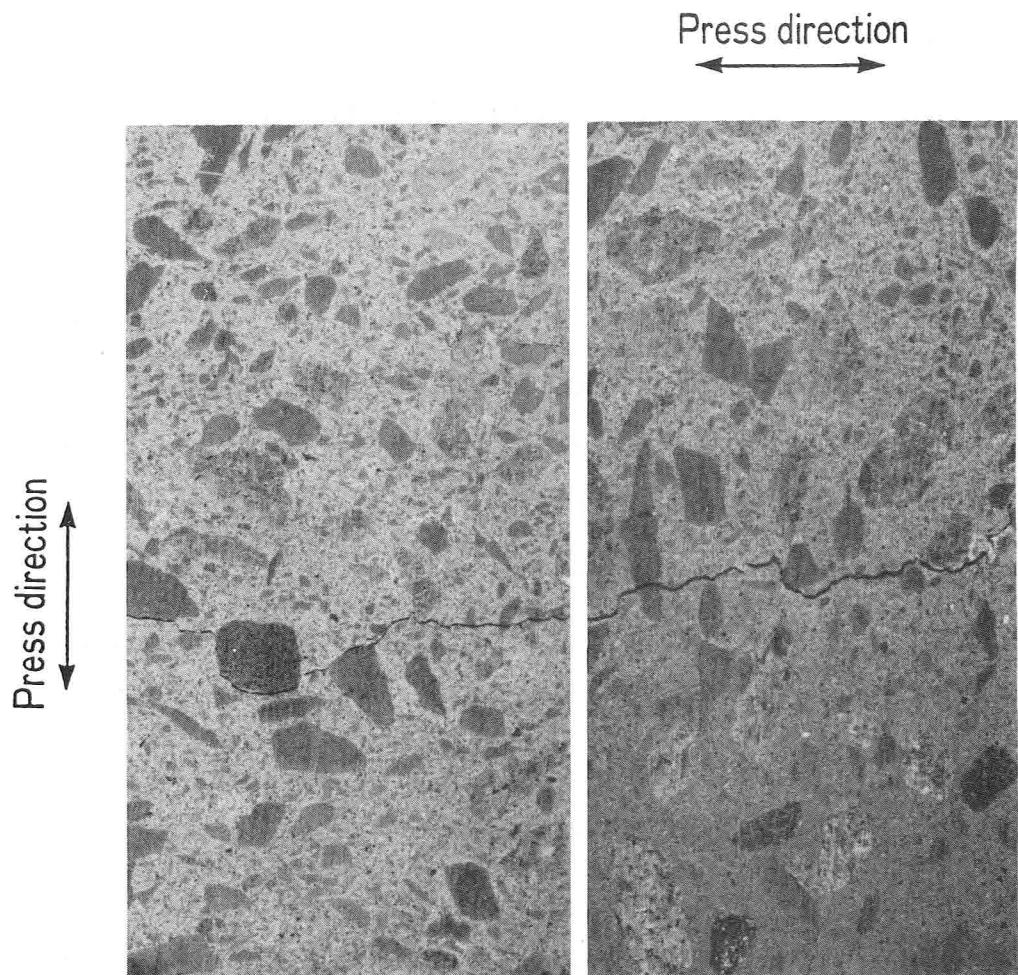
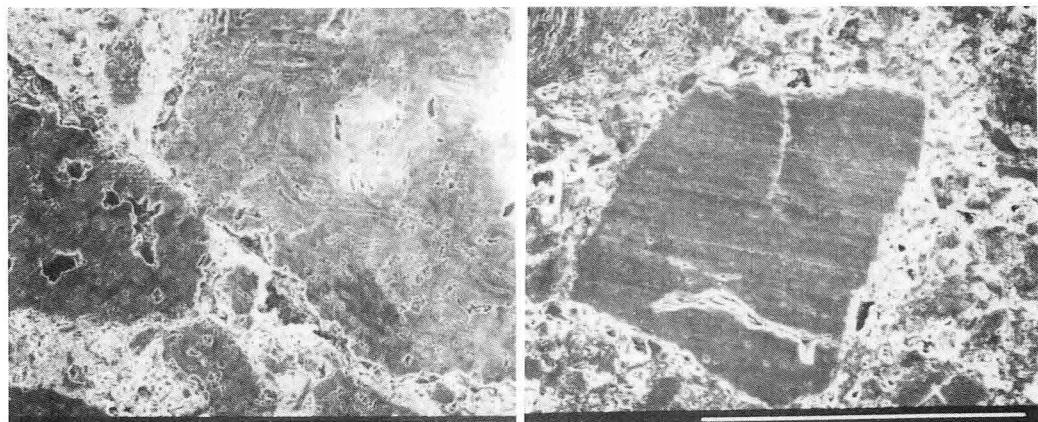


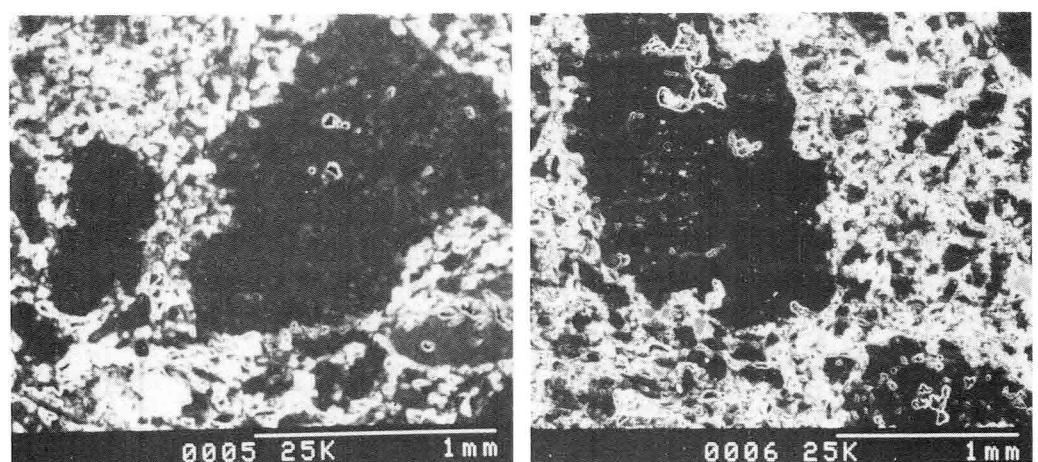
写真3-1 曲げ試験によるき裂(C-9)

曲げ破壊時のき裂形態を写真3-1に示す。同写真はC-9を例にしているが、他の材料でも同様である。き裂は希に骨材の基底面に沿った線状欠陥(Striation)を通ることがあるが、多くは骨材(粗粒)とマトリックス(微粉)の接合部、いわゆるボンドを通ることが多い。したがって、炭素系れんがではボンドが最脆弱部位となる可能性が高いといえよう。



(a) C-9

(b) C-5



(c) C-2

(d) C-8

写真3-2 各材料の組織の比較(SEM)

なお、ボンドを最脆弱部位とすることは、Jenkins¹³⁾, Knibbs¹⁴⁾らによる多結晶黒鉛の場合と矛盾はない。

ここで、 \bar{S}_t^b/\bar{E}_0 の小さい材料としてC-9, それの大きい材料としてC-2, その中間的な材料としてC-5を選び、それらの組織を写真3-2(a), (b), (c)に示す。同写真からわかるように各材料には次の特徴がある。

① \bar{S}_t^b/\bar{E}_0 の小さいC-9は、骨材が極めて多孔質で、また、ボンドに大きな欠陥を有することが多い。

② \bar{S}_t^b/\bar{E}_0 の中間のC-5は、骨材の多くは緻密であるが、一部に多孔質なものが混在している。また、C-9ほど大きくはないが、ボンドに欠陥を有することが多い。

③ \bar{S}_t^b/\bar{E}_0 の大きいC-2は、骨材は多孔質ではあるが、ボンドにはマトリックス部と同程度の寸法の空孔程度の欠陥しかないことが多い。

以上の写真から判定すれば、ボンドの欠陥の寸法が \bar{S}_t^b/\bar{E}_0 に大きな影響を与えてい ると考えられる。

図3-7には、50mm×100mmの断面で測定した大きな欠陥の寸法分布を示す。同図からわかるように、C-9はC-2に比較して大きな寸法の欠陥が多く、写真3-2と良好な対応を示す。

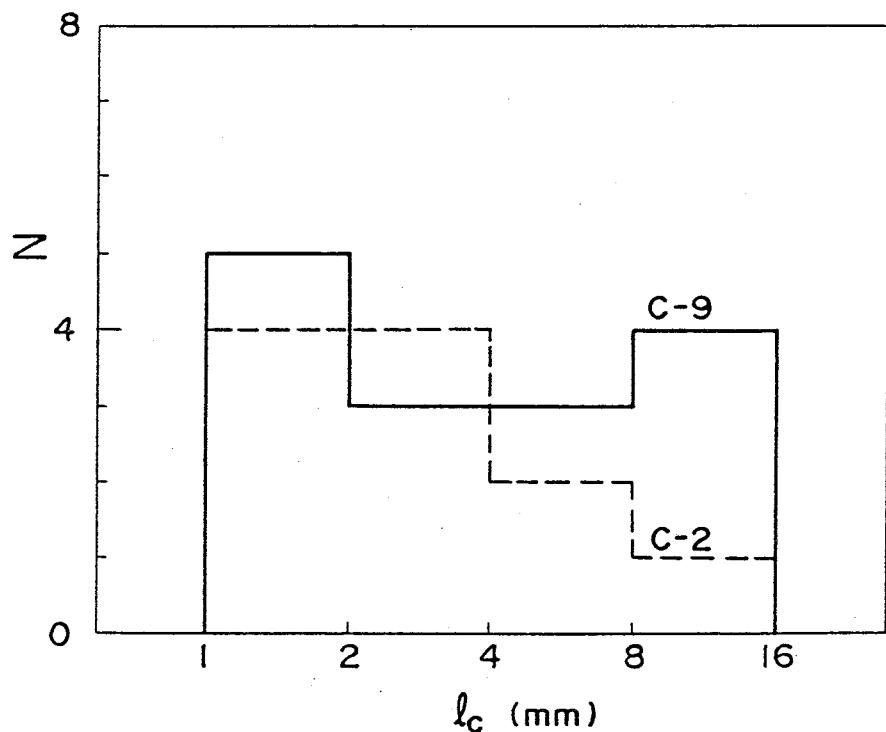


図3-7 潜在き裂長さ(l_c)の分布

以上のC-9, C-5, C-2の気孔率はそれぞれ25.9, 19.7, 18.8%である。したがって、前述の①～③の観察結果と気孔率が対応するように思えるが、現実には以下に示すように①～③の現象と気孔率は直接的な関係はないようである。

すなわち、C-8はC-9の次に気孔率の高い材料である。また、C-2と同様に \bar{S}_t^b/\bar{E}_0 の高い材料である。このC-8の組織を写真3-2(d)に示すが、これもC-2と同様に骨材とマトリックスの付着状態は極めてよく、マトリックス部の空孔寸法程度の欠陥しか、ボンド部には存在しない。したがって、異なる材料間で比べる場合、ボンドの欠陥寸法と気孔率とは必ずしも直接的な関係はないと考えられる。また、このことは、材料間の比較においては、気孔の存在形態に着目する必要があることを示すといえよう。

3.2.4 強度の異方性

結晶の基底面の向きによって炭素材料が異方性を示すことはよく知られている。炭素系れんがでは、押し出しあるいはプレス成形時に骨材(粗粒)が配向性を持つ。また骨材は長軸方向が基底面の方向となるため、得られた製品は一般的には異方性を示す。

表3-2に示したように、炭素系れんがでは、押し出し材では押し出し(II)方向が高強度を示し、プレス材ではプレスに垂直(I)方向が高強度を示す。また、異方性は曲げ強度に強く現れ、その程度は材料によって異なる。

そこで、この曲げ強度を異方性の評価パラメータとし、その異方性が材料によって大きく変化する理由を考える。ここでは高強度側、低強度側をそれぞれ1, 2の添え字をつけて区別する。また高強度方向と低強度方向の平均値は上付きのーで示す。

図3-8に、曲げ強度の異方性 $S_{t,1}^b/S_{t,2}^b$ と \bar{S}_t^b/\bar{E}_0 の関係を示す。同図には、Knibbs⁸⁾による多結晶黒鉛のデータもこの \bar{S}_t^b/\bar{E}_0 を用いて表示している。同図から明らかに \bar{S}_t^b/\bar{E}_0 が大きくなるにつれて、異方性が減少する。同様に、図3-9には、 $S_{t,1}^b/S_{t,2}^b$ と \bar{S}_c^b/\bar{E}_0 の関係を示す。ここでもやはり、 \bar{S}_c^b/\bar{E}_0 の増大とともに異方性が減少してゆくことがわかる。

Knibbs⁸⁾は、多結晶グラファイトでは、異方性を決定するのは骨材(粗粒)であるとしている。また、最大粒度を小さくすれば骨材とマトリックスの区別が消失するとともに、潜在欠陥寸法が小さくなり、 S_t^b が増大するとしている。これらの理由によって、

多結晶グラファイトでは最大粒度が小さくなることによって、 \bar{S}_t^b / \bar{E}_o が大きくなるとともに異方性が減少すると考えられる。

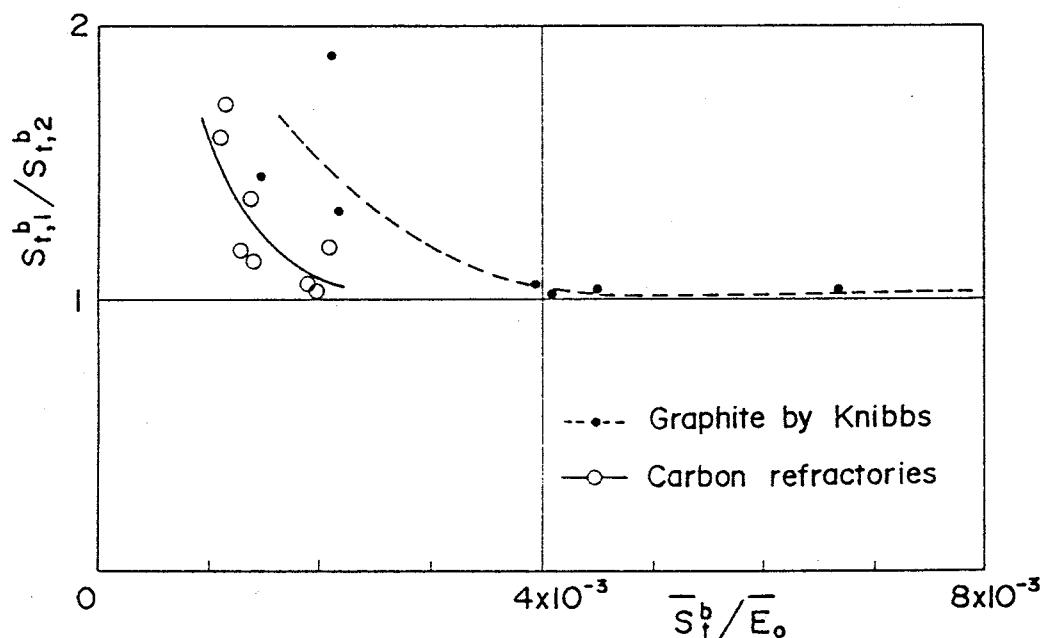


図3-8 曲げ強度と弾性率の比(\bar{S}_t^b / \bar{E}_o)と異方性($S_t^b,1 / S_t^b,2$)の関係

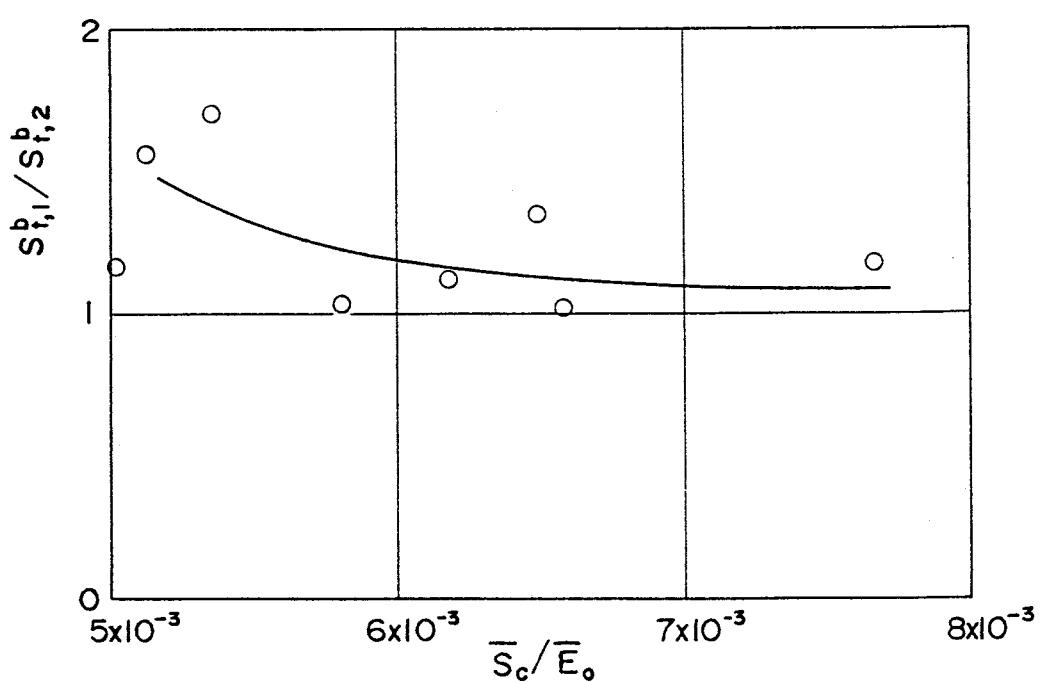


図3-9 圧縮強度と弾性率の比(\bar{S}_c / \bar{E}_o)と異方性($S_t^b,1 / S_t^b,2$)の関係

一方、炭素系れんがの最大粒度を表3-1に示しているが、材料による粒度の差は、多結晶グラファイトの場合に比してかなり小さく、材料による異方性の差は粒度の差では説明つけがたい。以下では、ボンドにおける潜在欠陥寸法の差でこの異方性の差を説明することを試みる。

すなわち、写真3-3に異方性の強いC-9を例にして、潜在欠陥の例を示す。同写真は大きな欠陥に着目したものであり、それらはボンドを通るものが多く、さらに、プレス方向に垂直な方向に生じていることがわかる。この欠陥の方向は、プレス方向の曲げ強度が低いことと良好に対応する。したがって、曲げ強度の異方性はボンドを通る欠陥に依存すると考えられる。

前述したように、 \bar{S}_t^b/\bar{E}_0 が大きければ、最脆弱部位であるボンドの欠陥が小さいことを意味すると考えられる。また、上述したように、曲げ強度の異方性を決定するのもボンドの欠陥と考えられる。そこで、 \bar{S}_t^b/\bar{E}_0 が曲げ強度の異方性の程度を示すパラメータとなっているものと考えられる。

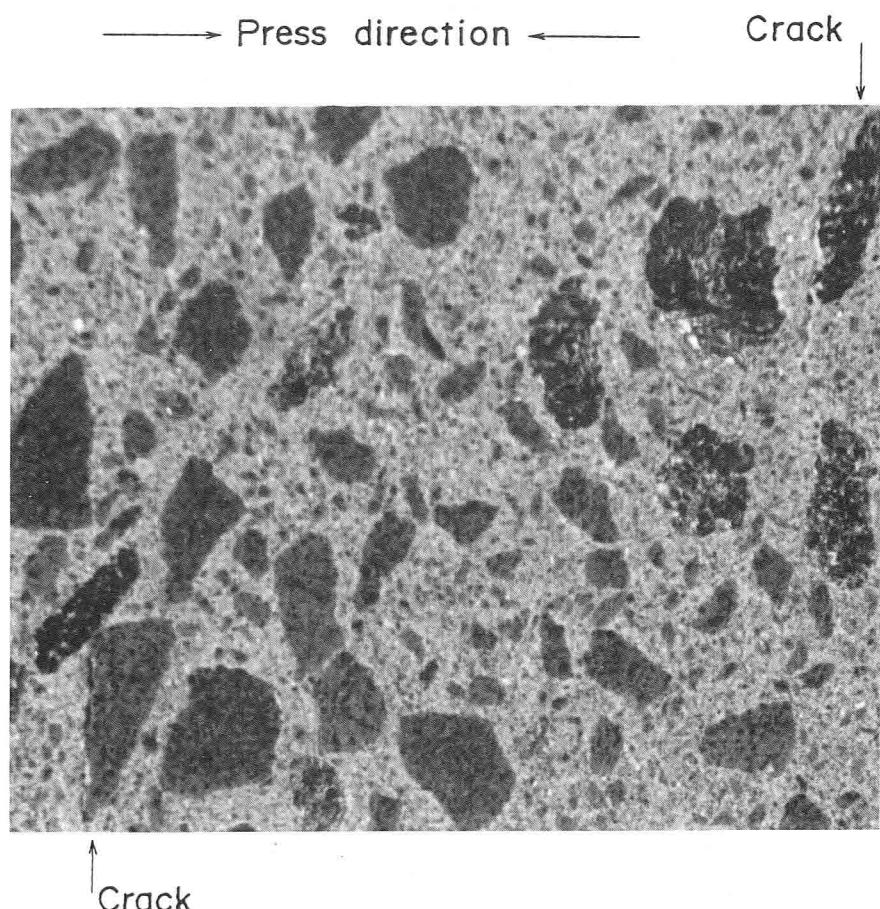


写真3-3 潜在き裂の方向と成形方向の関係

3.2.5 強度のばらつきと気孔率

高炉湯溜り部では、図3-1程度の寸法を1ブロックとして炭素系れんがを用いることも希ではない。それらは通常押し出しありはプレス成形され、1300°C程度で焼成され、表面側数10mmを切断除去されて最終形状となる。この製造工程に応じてれんがは部位ごとに異った性質を示す。

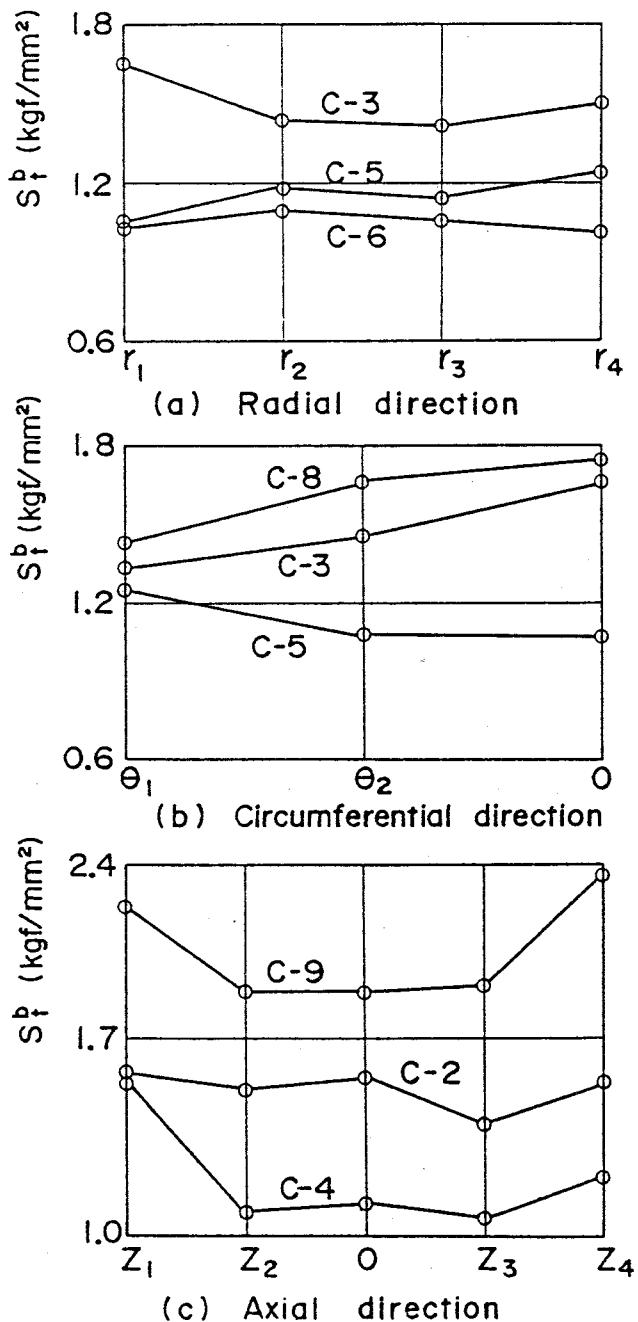


図3-10 場所による曲げ強度(S_t^b)のばらつき

図3-10(a)は、図3-1の r_1 , r_2 , r_3 および r_4 の各断面での r 方向の曲げ強度を平均し、それが r 方向でどのように変化するかを調べた例であり、 r 方向の中央部が高強度を示す場合と低強度を示す場合がある。

同図(b)は r 方向曲げ強度の θ 方向の変化を調べた例であり、同図(c)は r 方向曲げ強度の z 方向の変化を調べたものである。いずれも部位によってかなり強度が異り、その強度の変化が製造法もしくは材料によって異なることがわかる。

ここでは、強度のばらつきが部位における気孔率のばらつきと関連することを示す。

Knibbs⁸⁾によれば、多結晶黒鉛の曲げ強度は次式であらわされるとしている。

$$S_t^b = C_s \cdot \exp(-\xi_s \cdot P_r) \cdot D_m^\eta \quad \text{----- (3-5)}$$

ここで、 P_r は気孔率、 D_m は最大粒径、 C_s , ξ_s , η は定数である。またKnibbs⁸⁾は ξ_s として6.8, η として0.5を与えており($\eta=0.5$ は破壊力学的検討から求められる)。

同様の式は酸化物系セラミックスでも一般的に用いられるようであり、Passmoreら¹⁵⁾は、アルミナの場合で、 $\xi_s=11.3 \sim 11.8$, $\eta=0.6$ (ただし D_m として平均粒度を採用)、また、Knudsen¹⁶⁾はアルミナおよびジルコニアで、 $\xi_s=4 \sim 9$ と極めて広範囲の値を与えている。

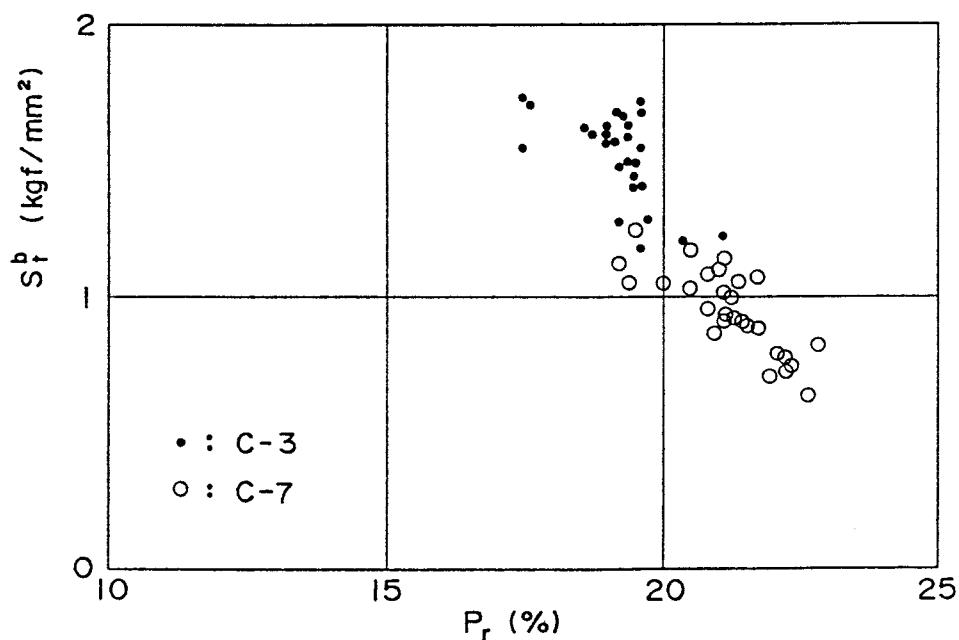


図3-11 気孔率(P_r)と曲げ強度(S_t^b)の関係

ここで、式(3-5)の気孔率が強度に与える影響に着目し、C-2~C-9の各れんがのr方向強度とその部位における気孔率との関係を調べる。C-2~C-9では28か所で気孔率 P_r を測定し、また、その位置で各2本のr方向曲げ強度を調べている。そこで、その2本の平均曲げ強度 S_t^b と P_r の関係を調べた例を図3-11に示す。同図では、 P_r の増大によって S_t^b が低下する傾向が明瞭に示されている。

ここで、C-2~C-9の各材料毎に、最小自乗法を用い式(3-5)の形式で ξ_s を求めた結果を表3-3に示す。C-6で ξ_s が極めて大きく、また、C-2で ξ_s が極めて小さいのは、サンプリングの結果得られた P_r のばらつき範囲が1.5~2%と小さかったため、 ξ_s の推定精度が低かったことによると思われる。またC-2, C-6以外でも得られた気孔率の変動範囲は約4%程度と小さく、前述のPassmoreら¹⁵⁾のように気孔率を人為的に数10%変化させて求めた結果に比較すれば、 ξ_s の推定精度は低いと考えられる。そこで、C-6とC-2を除いてその ξ_s を平均し、炭素系れんがの強度の平均的な気孔率依存性を考えれば、 $\xi_s=10$ となる。この値はKnibbsによる多結晶黒鉛の場合(6.8)に比して若干大きいが、Passmoreら¹⁵⁾のアルミナにおける11.3~11.8より低い。また、Knudsen¹⁶⁾によれば、この ξ_s はかなりの巾を持つことが考えられる。したがって、 $\xi_s=10$ は炭素系れんがの強度の気孔率依存性を与える数値としては既存データとほぼ等しいといえる。これをいいかえれば、現状の炭素系れんがの部位による強度のばらつきは、そのほとんどが気孔率のばらつきに依存する可能性が極めて強いことになる。

表3-3 曲げ強度(S_t^b)の気孔率(P_r)依存性

$$(S_t^b = C \cdot D_m^n \cdot \exp(-\xi_s \cdot P_r))$$

Material	C-2 (⊥)	C-3 (⊥)	C-4 ()	C-5 ()	C-6 (⊥)	C-7 ()	C-8 (⊥)	C-9 (⊥)
ξ_s	2	10	13	10	19	13	9	6

3.2.6 2軸圧縮強度

C-1から切り出した $200 \times 200 \times 50\text{mm}$ の直方体を用い、図3-12の装置で2軸圧縮試験を実施した。試験装置は、100ton引張圧縮試験機の間に50tonの手動油圧ジャッキを水平方向に配置したものであり、治具と試験体間にテフロンシートを挿入し、摩擦力の低減を計っている。

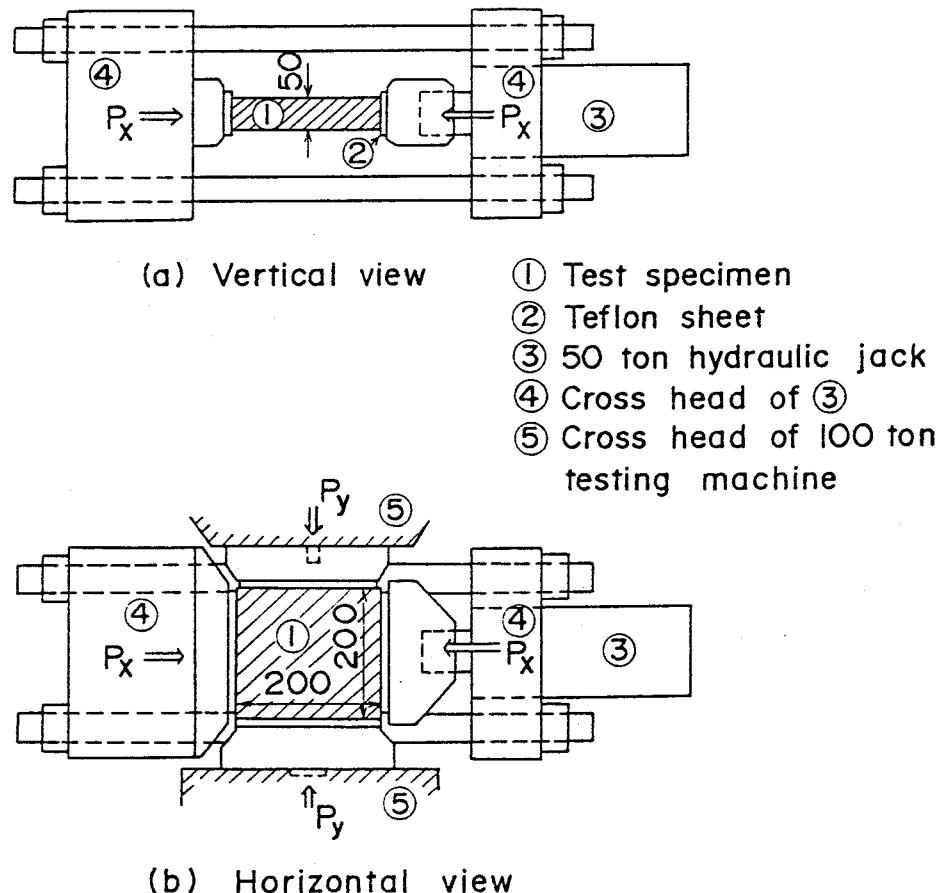


図3-12 2軸圧縮試験装置

得られた結果を図3-13に示す。なお、この試験では、異方性は考慮せずに16体の試験体を用い、1軸圧縮に6体用い、他を図3-13の条件で実施した。同図では、1軸圧縮の平均強度で無次元化して表示している。この場合、2軸圧縮の方が1軸圧縮より高強度が得られている。

また、同図には、コンクリートにおける2軸圧縮結果のうち、Kupfer¹⁷⁾の結果とVileの結果¹⁸⁾を併示している。そのKupfer¹⁷⁾によれば、2軸圧縮強度は治具と試験体

の摩擦によってみかけ上高めの強度を与え、本来は、1軸と同一強度を示すとしている。図中のKupfer¹⁷⁾のデータは、コンクリートでも低めの強度が得られている方である。今回の結果における2軸圧縮の1軸圧縮に比べた強度の上昇は、Vile¹⁸⁾の結果と同程度である。したがって、炭素系れんがにおいても、本来の2軸圧縮強度は1軸圧縮のそれと同程度と考えられる。

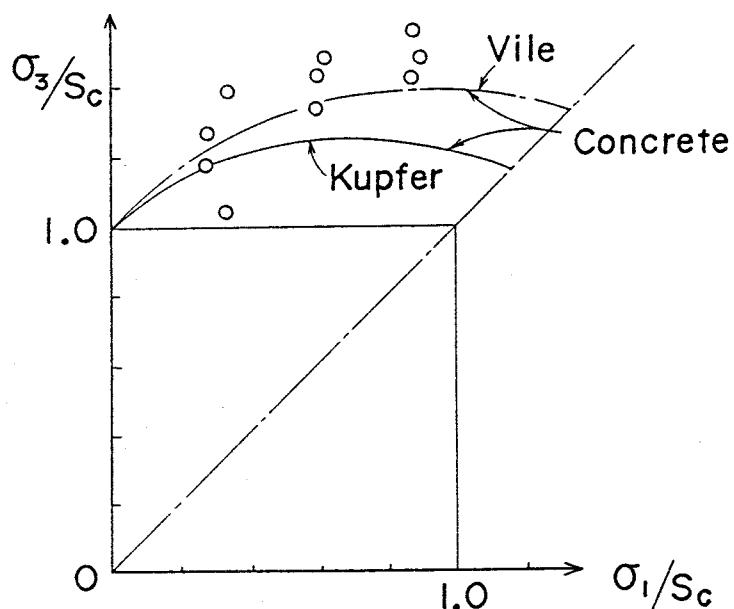


図3-13 2軸圧縮試験結果(C-1)のコンクリートとの比較

3.3 高温での機械的性質

耐火物はセラミックスの1種である。セラミックスでも、微粒の単一成分から構成される場合の、クリープ挙動は粒界もしくは結晶格子の拡散、粒界すべりで説明されるようである¹⁹⁾。耐火物の場合、最も一般的なAl₂O₃～SiO₂系れんがに代表されるように、多成分から構成される。また、不純物としてFe₂O₃、TiO₂等が含まれる。このため低融点化合物が生成され、粒界に液相を生じる²⁰⁾。これによって、かなり低温でクリープ挙動が顕著となる。

炭素系れんがの高温での機械的性質に関する公表資料は少ない。一方、成分の類似した多結晶グラファイトの公表資料は多い。

そこで、多結晶グラファイトの高温での機械的性質を参考にして、炭素系れんがの高温での機械的性質のいくつかを明らかにする。

3.3.1 機械的性質の温度依存性

(a) 強度

炭素系れんがと類似した組成を持つ多結晶黒鉛の強度の温度依存性は図3-14のようになるといわれている。最高の強度を示す温度を T_H とすれば、 T_H は例えばMalmstromら²¹⁾によれば2500°C程度とされている。室温から T_H までの強度の上昇は、Mrozowski²²⁾は、製造時の冷却過程で生じた残留応力が再昇温で消失することによると考え、また、Martensら²³⁾は高温での軟化による応力集中の緩和を主原因と考えている。

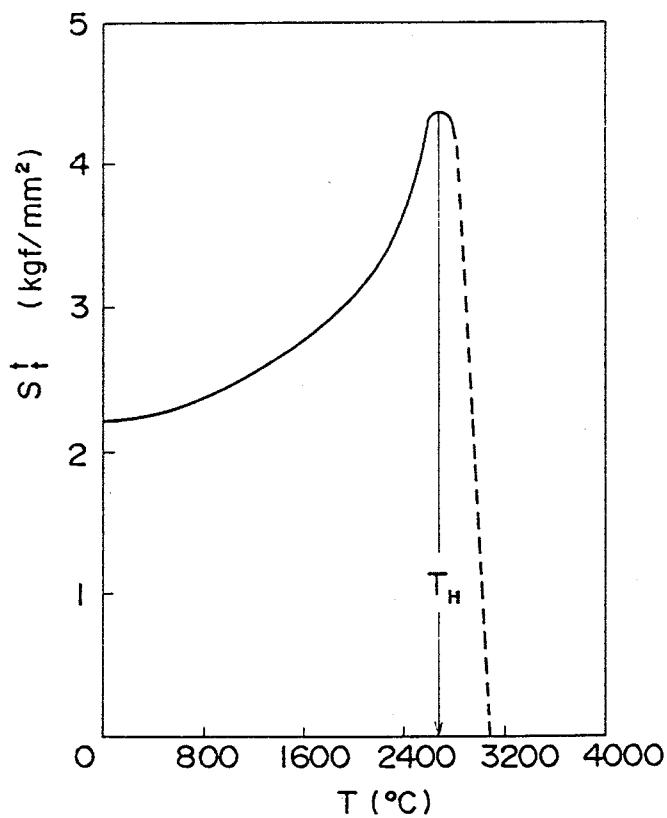


図3-14 多結晶黒鉛の強度(S_t^t)の温度依存性(C. Malmstrom)

また、 T_H 以上における強度の低下について、Smith²⁴⁾は塑性変形による破壊(延性破壊)および材料の昇華によって説明している。

ここで、炭素系れんがの曲げ強度の温度依存性を調べた結果を図3-15と表3-4に示す。これらの図表から、曲げ強度は1000°~1400°Cでは明らかに常温より高いことが

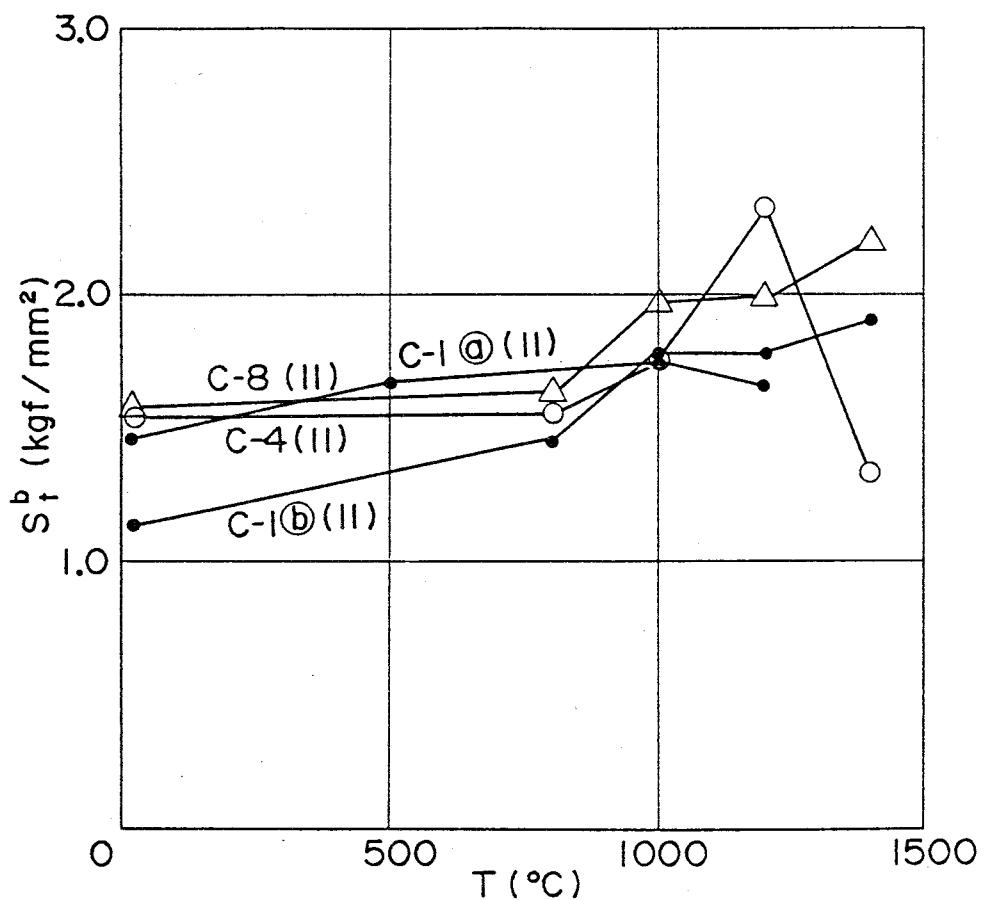


図3-15 曲げ強度 (S_t^b) の温度依存性

表3-4 曲げ強度 (S_t^b) の温度依存性

Material Temperature \	C - 2 (\perp)	C - 3 (\perp)	C - 4 (\parallel)	C - 5 (\parallel)	C - 6 (\perp)	C - 7 (\parallel)	C - 8 (\perp)	C - 9 (\perp)
R. T. ($n = 8$)	1.60	1.63	1.12	1.08	1.03	0.84	1.79	1.92
1000°C ($n=8$)	1.99	1.96	1.45	1.48	1.26	1.18	2.11	2.07
1400°C ($n=8$)	2.40	2.23	1.52	1.28	1.20	0.94	2.29	1.64

(kgf/mm²)

わかる。また、圧縮試験の結果を表3-5に示す。同表より、圧縮強度についても、1000°Cの方が常温より高いことがわかる。

したがって、1000°Cまでは、図3-14の多結晶黒鉛と同様に、温度の上昇とともに強度が上昇するといえよう。

表3-5 常温と1000°Cにおける圧縮性質の比較 ($n = 2$)

Material	\bar{S}_c (kgf/mm ²)		$\bar{\epsilon}_c^c$ (%)		\bar{E}_c (kgf/mm ²)	
	R.T.	1000°C	R.T.	1000°C	R.T.	1000°C
C - 2	4.75	6.20	0.816	1.102	779	810
C - 3	5.26	6.21	1.120	1.624	531	704
C - 4	3.88	4.50	0.752	0.771	878	800
C - 5	6.37	7.06	1.033	0.601	884	907
C - 6	3.66	4.28	0.991	1.096	648	711
C - 7	3.69	4.34	1.097	1.285	587	580
C - 8	4.62	5.43	1.040	1.759	640	804
C - 9	7.06	7.49	0.907	1.302	1324	1151

表3-6 热処理(コークスブリーズ中, 1500°C, 3 hour)前後のSiO₂含有率の比較

	C - 2	C - 3	C - 4	C - 5	C - 6	C - 7	C - 8	C - 9
Before H.T.	3.66	5.01	2.33	1.41	2.55	1.90	7.47	3.91
After H.T.	2.29	2.67	2.33	2.42	4.62	2.35	5.82	10.80

(%)

しかし、表3-4あるいは図3-15で示されるように、材料によっては、1400°Cでの曲げ強度 $S_t^b,_{1400}$ が1000°Cでのそれ $S_t^b,_{1000}$ と比較して高いものと低いものとがある。ここではこのような差の生ずる原因を検討する。

炭素系れんがのCとSiCは化学変化がなければ、2000°C以上でも固体で、強度と弾性率を有する材料である。しかし山口²⁰⁾によれば、SiCは酸化雰囲気ではSiCがSiO₂となり、一方CO雰囲気ならば、 $\text{SiC} + \text{CO} \rightarrow \text{SiO} + 2\text{C}$ となり、SiOが揮発するとされている。高温の曲げ試験はコークスブリーズ中で実施しているが、酸化もしくは還元のいずれの反応が卓越するかは不明である。そこで、コークスブリーズ中で1500°C、3時間保持し熱処理を行ない、化学分析によってSiO₂の増減を調べた。その結果を表3-6に示す。同表に示されるようにSiO₂の増加する材料と、減少するそれとがあることがわかる。

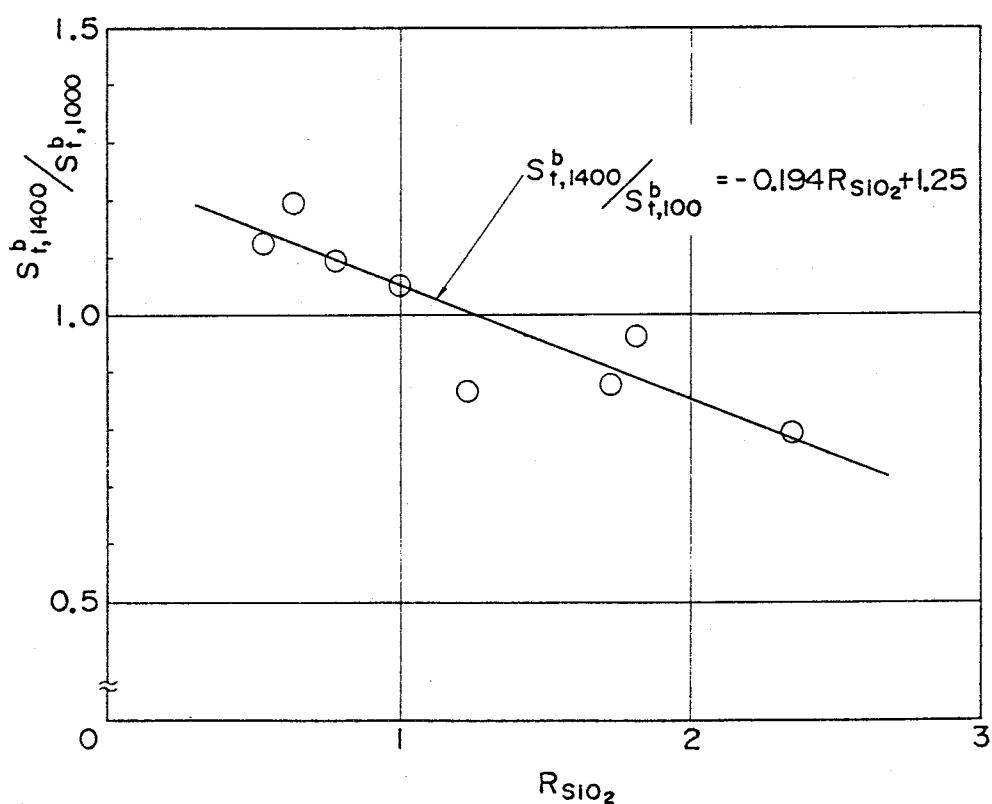
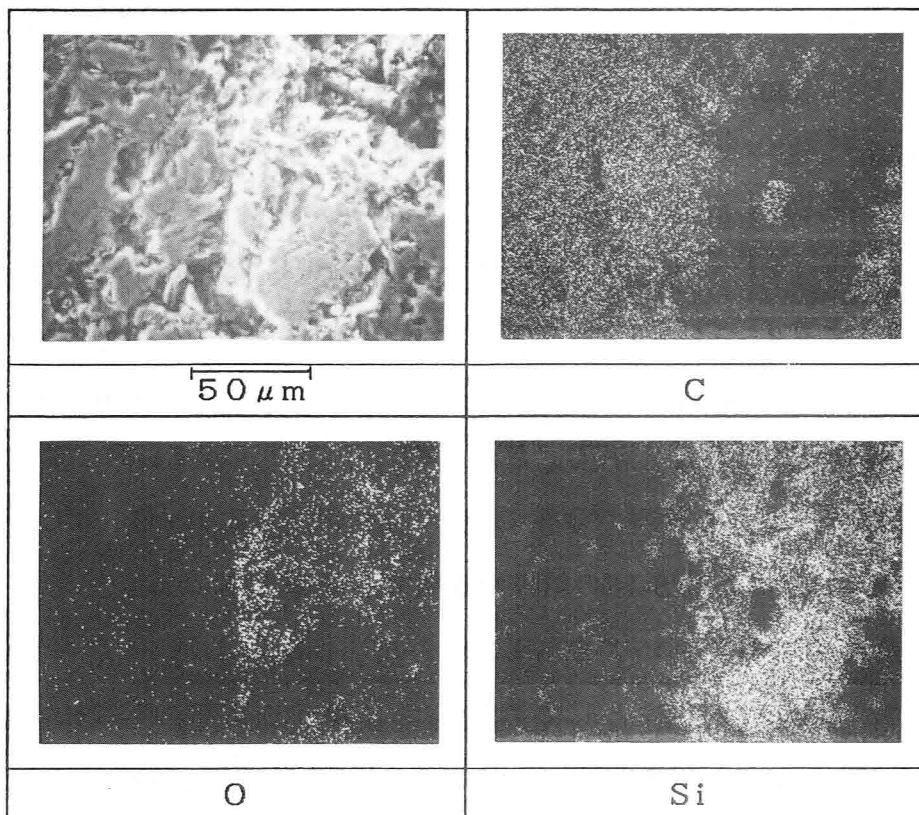
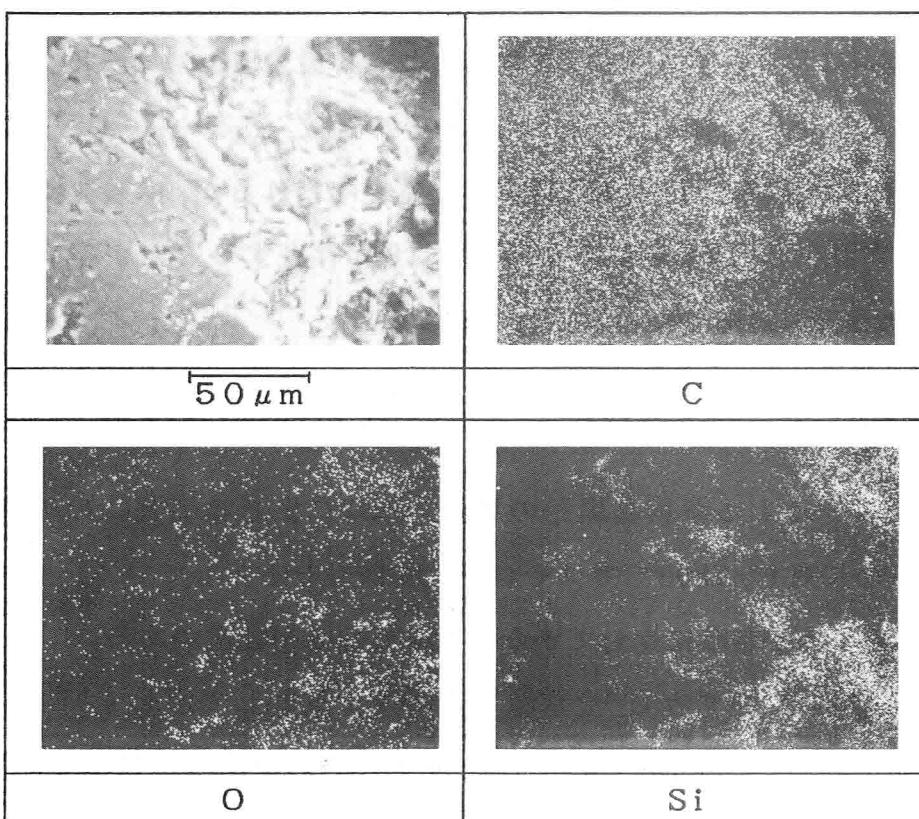


図3-16 热処理前後のSiO₂含有率の比(R_{SiO_2})と1400°Cと1000°Cでの曲げ強度の比($S_t^b,_{1400} / S_t^b,_{1000}$)の関係(コークスブリーズ中, 1500°C, 3 hour)



(a) Before heat treatment



(b) After heat treatment

写真3-4 EPMA分析による熱処理前後の比較 (C-9)

ここで、熱処理後の SiO_2 の含有率と熱処理前のそれの比を R_{SiO_2} とする。この R_{SiO_2} と前述の $S_{t,1400}^b/S_{t,1000}^b$ の関係を調べたのが図3-16である。同図では、 $S_{t,1400}^b/S_{t,1000}^b$ が R_{SiO_2} の増大とともに減少していくことが明瞭に示されており、高温強度と SiO_2 の変化量との間に関係があることがわかる。

分析結果ではC-1を除いていずれの材料にも成分中に金属SiとSiCの両方が存在している。このことから、焼成前から金属Siが存在し、焼成中に、 $\text{Si} + \text{C} \rightarrow \text{SiC}$ と反応することにより、Siが焼結助剤の役割を演じ、マトリックス内あるいは骨材とマトリックス間の結合力が増大したことが推定される²⁵⁾。そこで、表3-6に示すようにSiCが減少し SiO_2 に変化するような材料では粒の結合力が低下し、これが1400°Cでの強度の低下をまねいたと考えれば、図3-16の結果が説明できることになる。

なお、炭素系れんがの SiO_2 による高温強度の低下の報告例は見あたらないようであるが、 Si_3N_4 焼結体では、不純物としての SiO_2 によるガラス相の生成によって1300°C以上で強度が低下することが本間²⁶⁾によって報告されている。同様の現象が炭素系れんがに生じたと考えられる。

参考のため、コークスブリーズ中1500°C、3時間の熱処理前後でEPMA分析を実施した結果を写真3-4に示す。同写真は、熱処理によって最も SiO_2 の増大したC-9を例にしたものである。熱処理前((a))には金属Siのみの部位、あるいは、Oが少なく、かつ、SiとCが共存する部位(中央上部)が比較的多く見受けられるが、熱処理後((b))では、そのような部位が減少し、Siの存在する部位ではOが存在することが多いようであり、化学分析結果と良好に対応している。

(b) 限界ひずみ

Malmstromら²¹⁾による多結晶黒鉛の場合、1700°Cまでは引張時の破壊ひずみが1%以下であるのに対し、2800°Cではそれが20%にもなるとしている。したがって、高温では限界ひずみが常温に比してかなり大きくなる可能性がある。

表3-5には、圧縮限界ひずみ ε_c^c を常温と1000°Cで比較して示している。1000°Cでの ε_c^c は常温のそれの1.1~1.2倍であり、増加量は小さいが明らかに常温よりは増大する傾向にあることがわかる。なお、この ε_c^c の1000°Cまでの上昇は、強度の上昇に伴うもののようにあり、軟化によるものは少ないようである。

また、3点曲げ試験時の最高荷重 P_{cr} 時の中央点撓み δ から、線形弾性体を仮定して曲

げの限界ひずみ ε_b^c を求めると次式となる。

$$\left. \begin{array}{l} \varepsilon_b^c = S_t^b / E_f \\ S_t^b = P_{cr} \cdot S \cdot H / (\delta I) \\ E_f = P_{cr} \cdot S^3 / (48 \delta I) \end{array} \right\} \quad \text{----- (3-6)}$$

ただし、Iは断面2次モーメント、Sは曲げスパン、Hは梁の深さである。上式より、曲げの限界ひずみ ε_b^c を求め、その温度依存性を調べれば、図3-17となる。同図より、曲げの場合も限界ひずみが温度の上昇とともに増大してゆくことがわかる。ただし、この場合、1000°Cでも ε_b^c は常温の1.4~2.0倍程度であり、曲げ強度の増大と対応したものといえる。したがって、この1000°C程度では粘弾性挙動は小さく、それが顕著となるのは、 ε_b^c の増大の顕著となる1200°C以上といえよう。

なお、粘弾性挙動の生じる可能性のある領域で、式(3-6)のような線形弾性計算に問題が生じるようであるが、後述のクリープ試験結果で示すように、炭素系れんがの応力指数は1に近い。したがって、弾性体を仮定した計算を用いてもひずみ算定に関する誤差は小さいといえる。

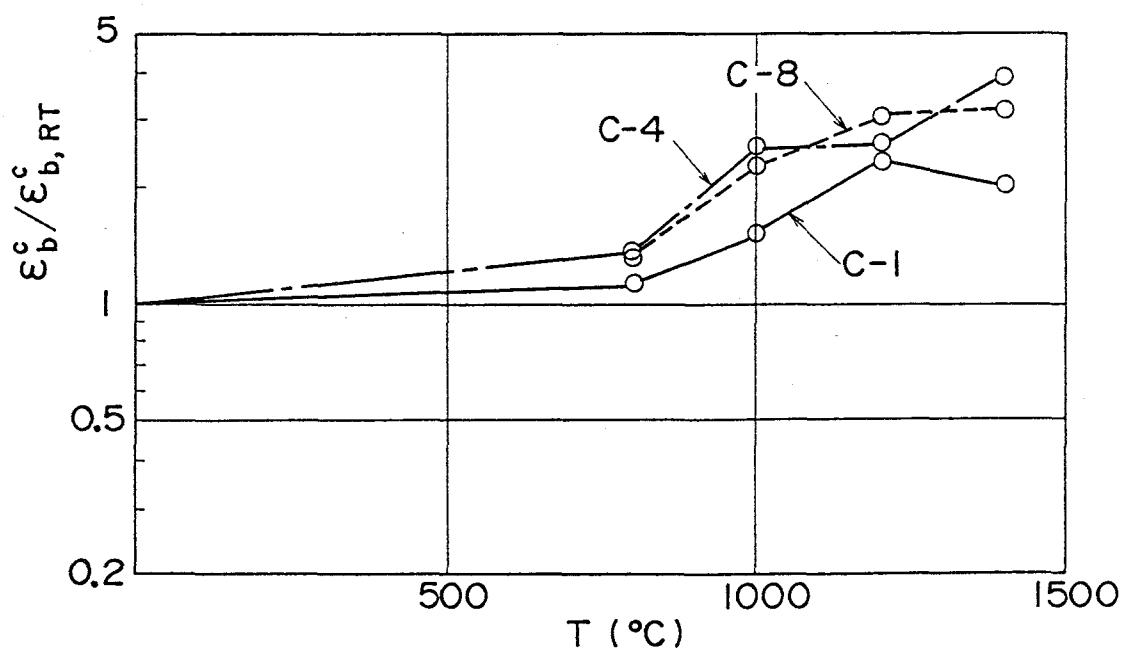


図3-17 曲げ限界ひずみ (ε_b^c) の温度依存性

(c) 弹性率

多結晶黒鉛では、2000°C程度までは弾性率が上昇するようであり、Masonら²⁷⁾は、その原因として、製造時の冷却過程で生じた微き裂が昇温によって口を閉じることを挙げている。

表3-5における炭素系れんがの常温での弾性率をE₁、1000°CでのそれをE₂とする。表3-5では各材料ともE₁とE₂に大差はなく、ばらつきの範囲内程度といえる。しかし各材料で(E₂-E₁)/E₁を求め、それらを単純平均すれば、その値は約6%となる。

一方、Konら²⁸⁾による多結晶黒鉛での(E₂-E₁)/E₁は約5%である。したがって、1000°Cでの弾性率の増大は炭素系れんがと多結晶黒鉛とでほぼ等しいといえる。

前述したように材料の性質のばらつきから考えて常温からの6%の増大は大きいものといいがたい。前述の曲げの限界ひずみあるいは後述のクリープから考えれば、炭素系れんがでは1200°C程度から軟化が顕著となる。したがって、設計あるいは応力解析の面からは弾性率の温度依存性よりクリープの方が重要といえよう。

3.3.2 クリープ

れんがのクリープひずみは、一般に次式で与えられる。

$$\varepsilon_v = A_v \cdot \sigma^{n_v} \cdot t^{m_v} \cdot \exp(-\Delta H / R \cdot K) \quad \text{----- (3-7)}$$

ここで、

ε_v : クリープひずみ

σ : 応力

t : 時間

A_v, m_v, n_v : 材料定数

ΔH : クリープの活性化エネルギー

R : 一般ガス定数, $R = 8.31 \times 10^{-3}$ kJ/mol K

K : 絶対温度, $K = 273 + T$

である。

炭素系れんがの主成分はCとSiCである。多結晶黒鉛のクリープは、Seldin²⁹⁾, Martensら²³⁾によって調べられた例があり、SiCについては例えば、Tanakaら³⁰⁾によ

る報告が見受けられる。

一方、炭素系れんがのそれは、公表資料としては大野ら³¹⁾のC-1に関する1応力、3温度のデータ程度であり、炭素系れんが全体としてのクリープの特徴は、ほとんど明らかになっていない。そこで、炭素系れんがのクリープ性質をまとめてみる。

表3-7は本研究のために実施した炭素系れんがのクリープ試験の一覧であり、表3-8は大野、若狭ら³²⁾によるものである。文献31)のデータも文献32)に含まれている。なお、筆者ら大野、若狭らのいずれも $30^\circ \times 45^\ell$ の円柱試験片の圧縮によるものである。これらのデータから式(3-7)の関係が成立するものと仮定して、同式中の未知の定数 A_v , n_v , m_v および ΔH を定めることにする。

表3-7 圧縮クリープ試験条件一覧 (Ar中)

Material (, ⊥)	Test Conditions		
	Temp. (°C)	Stress (kgf/mm ²)	Time (hour)
C-1	1500	1.5	4.25
	"	1.0	50.0
	"	0.6	50.0
C-2	"	1.5	10.0
C-3	"	"	57.0
C-4	"	"	7.4
	"	"	50.0
C-5	"	"	31.5
C-6	"	"	4.0
C-7	"	"	2.6
C-8	"	"	44.0
	"	"	5.3
	"	1.0	50.0
	"	0.5	50.0
	1600	1.5	29.0
	1700	"	6.8
C-9	1500	"	1.75

表3-8 既存クリープデータ一覧(大野ら)

Material	Test Conditions		
	Temp. (°C)	Stress (kgf/mm ²)	Time (hour)
C-1 (//)	1200	1.0	48
	1500	"	49
	1700	"	50
C-4 (//)	1500	"	48
	1700	"	11
C-8 (//)	1500	"	7
	1700	"	48
C-10* (//)	1500	"	1
	1700	"	48

* Chemical composition

Free C	: 60.9%
SiC	: 24.9 %
SiO ₂ , Si, Si ₃ N ₄	: 3.8%
Al ₂ O ₃ , TiO ₂ , Fe ₂ O ₃	: 11.6%

(a) 時間指数 m_v

表3-7におけるクリープ試験結果から、クリープひずみ ϵ_v と時間 t の関係を調べる。1500°C, $\sigma = 1.5 \text{ kgf/mm}^2$ の条件で各材料について行った結果を両対数グラフ上で表示すれば、図3-18となる。また図3-19(a)は、C-1を1500°Cで異なる3応力でクリープ試験した結果と、大野ら³²⁾の $\sigma = 1.5 \text{ kgf/mm}^2$ の一定応力で、異なる2温度で試験した結果を併示したものである。図3-19(b)はC-8について、 $\sigma = 1.5 \text{ kgf/mm}^2$ で温度

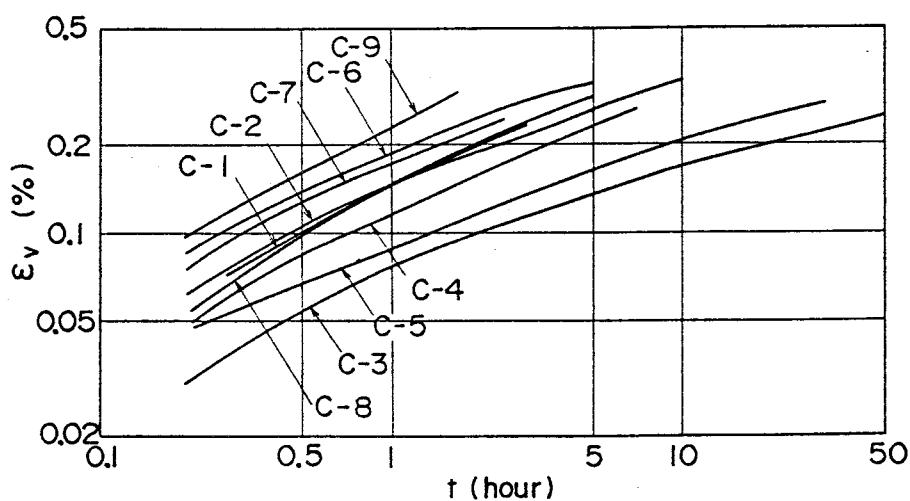
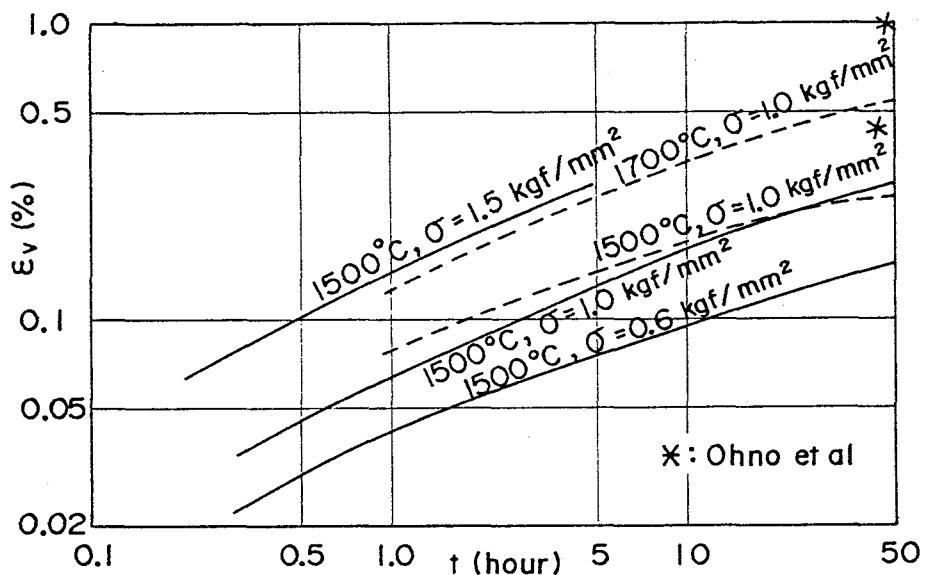
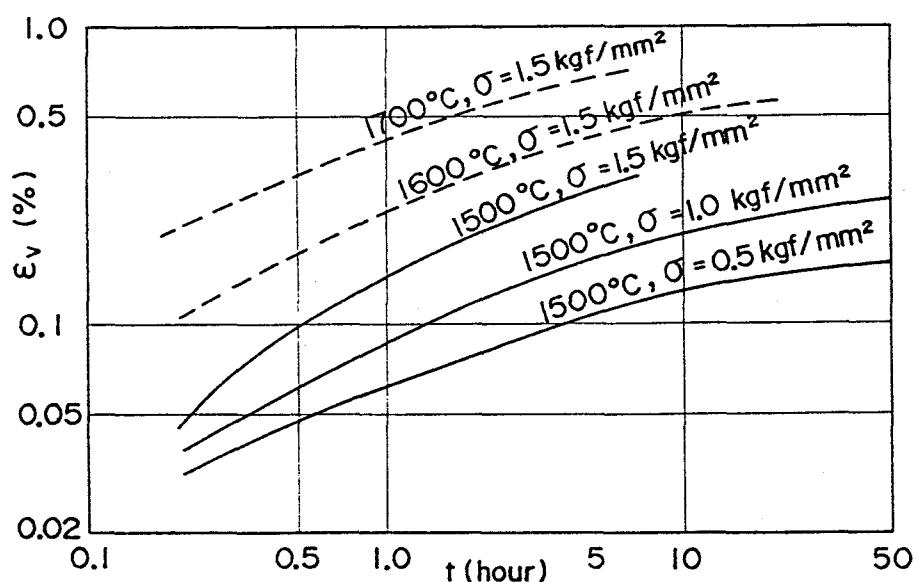


図3-18 各材料のクリープ曲線(1500°C, $\sigma = 1.5 \text{ kgf/mm}^2$)

を変えた場合と、1500°Cで応力を変えた場合の ϵ_v とtの関係を示したものである。これらの図から明らかなように、いずれの材料も長時間側では時間指数 m_v が低下する傾向を示す。また、短時間($0.2\text{hour} \leq t \leq 5\text{hour}$)程度では、いずれの材料、温度、応力でも、 $m_v = 0.4$ 程度と見做しうるようである。



(a) C - 1



(b) C - 8

図3-19 C-1およびC-8の各種条件下でのクリープ曲線

(b) 活性化工エネルギー ΔH

式(3-7)より、次式が得られる。

$$\ln \varepsilon_v = \ln(A_v \sigma^{n_v} t^{m_v}) - \Delta H / RK \quad \text{----- (3-8)}$$

ここで、同応力で異なる3温度でクリープカーブが与えられているC-1, C-8につ

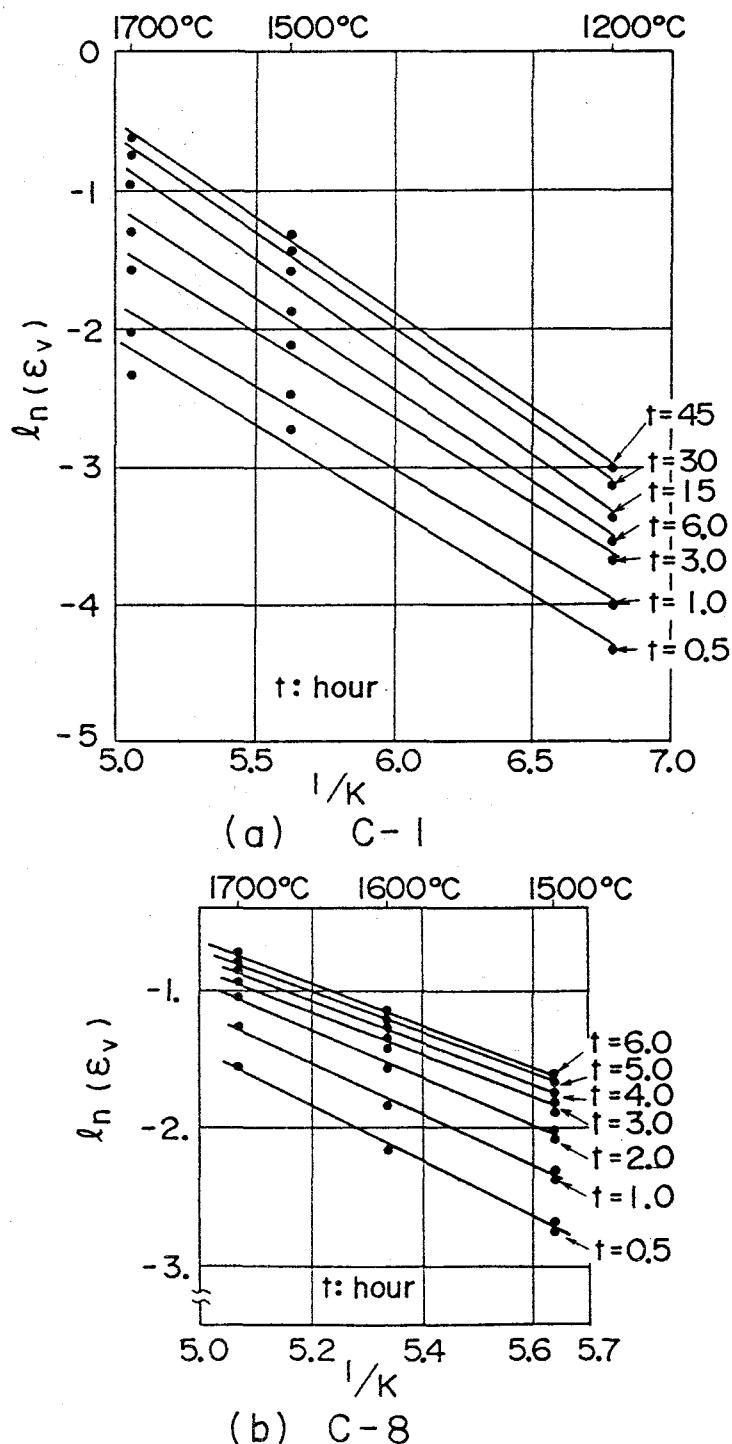


図3-20 C-1およびC-8の試験温度とクリープひずみの関係

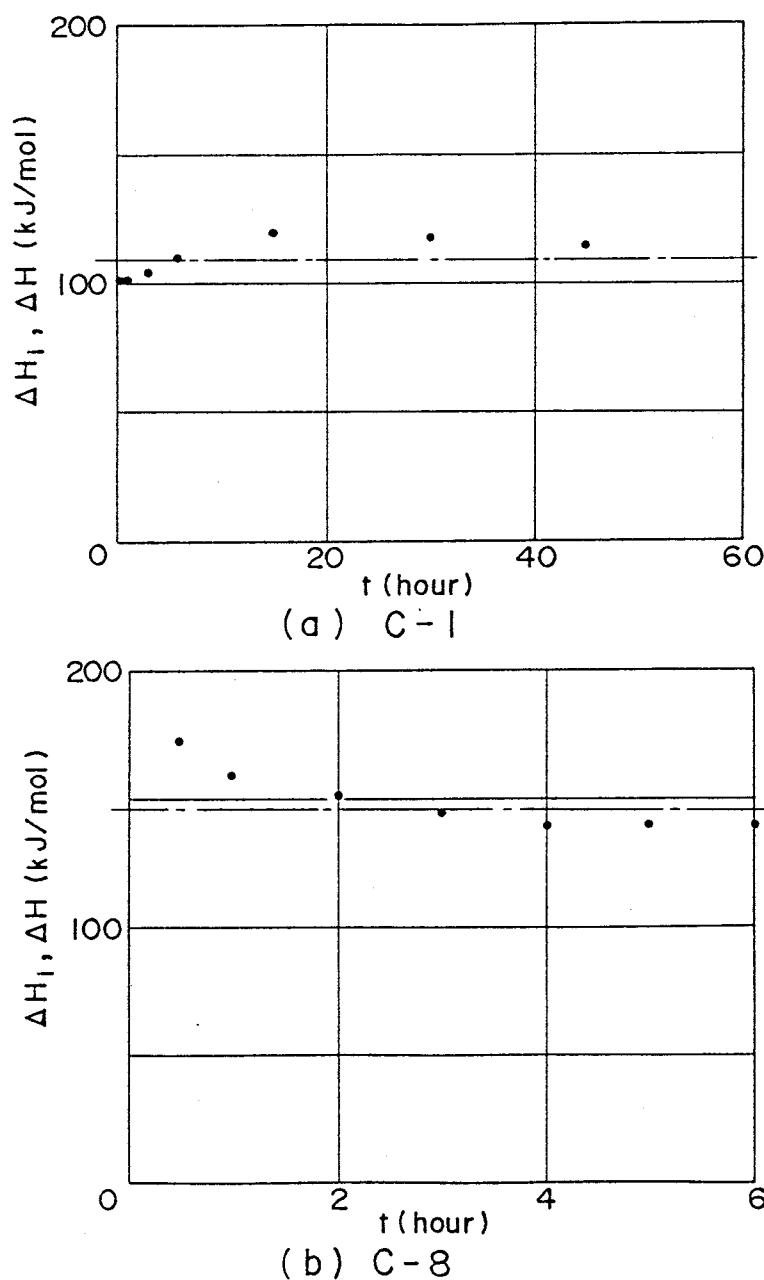


図3-21 C-1およびC-8の活性化工ネルギー(ΔH)の算定

いては、同一時間において $\ln \varepsilon_v$ と $1/K$ の関係を示す図3-20(a), (b)から各時間毎の傾きを求めこれを ΔH_i とする。この ΔH_i の時間変化を図3-21(a), (b)に示す。 ΔH_i は必ずしも一定とはならないが、その差は小さいと考え、時間平均を求め ΔH とする。このようにして ΔH を求めた結果は、

$$C-1 : \Delta H = 110 \text{ kJ/mol}$$

$$C-8 : \Delta H = 145 \text{ kJ/mol}$$

となる。

また、2温度しかデータの無い、C-4, C-10および大野、若狭のC-8については式(3-8)より、各温度およびその温度でのクリープひずみに添え字1, 2を付加し、

$$\Delta H = R(\ln \varepsilon_{v1} - \ln \varepsilon_{v2}) / \{(1/K_1) - (1/K_2)\} \quad \text{----- (3-9)}$$

で得られる。

ここで、前と同様に各時間毎の ΔH_i を求め、この ΔH_i を図3-22のように時間平均して ΔH を求めた。

その結果は、

$$C-4 : \Delta H = 170 \text{ kJ/mol}$$

$$C-8 : \Delta H = 190 \text{ kJ/mol}$$

$$C-10 : \Delta H = 270 \text{ kJ/mol}$$

となる。

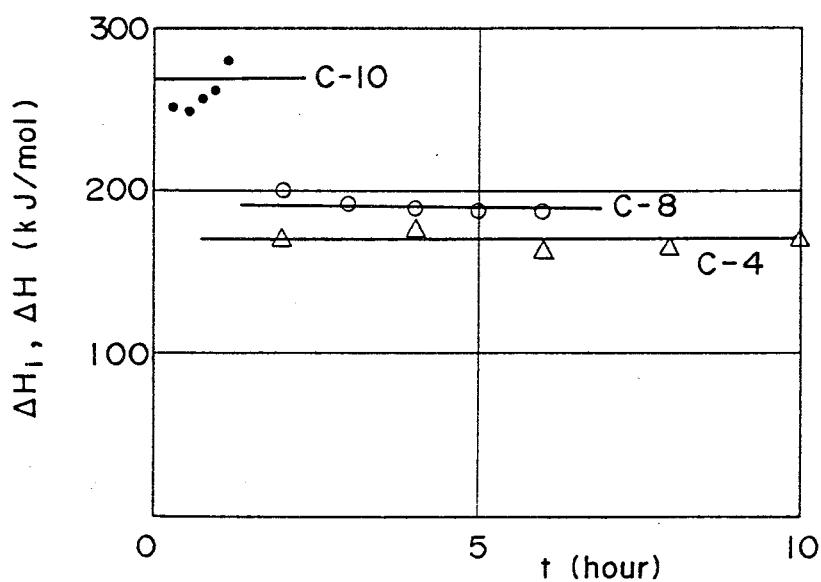


図3-22 C-4, C-8およびC-10の活性化エネルギー (ΔH) の算定

ここで、この活性化エネルギー ΔH とれんが成分の関係を調べる。図3-23は ΔH と成分中の自由炭素以外の成分(添加物)含有率との関係を示したものである。

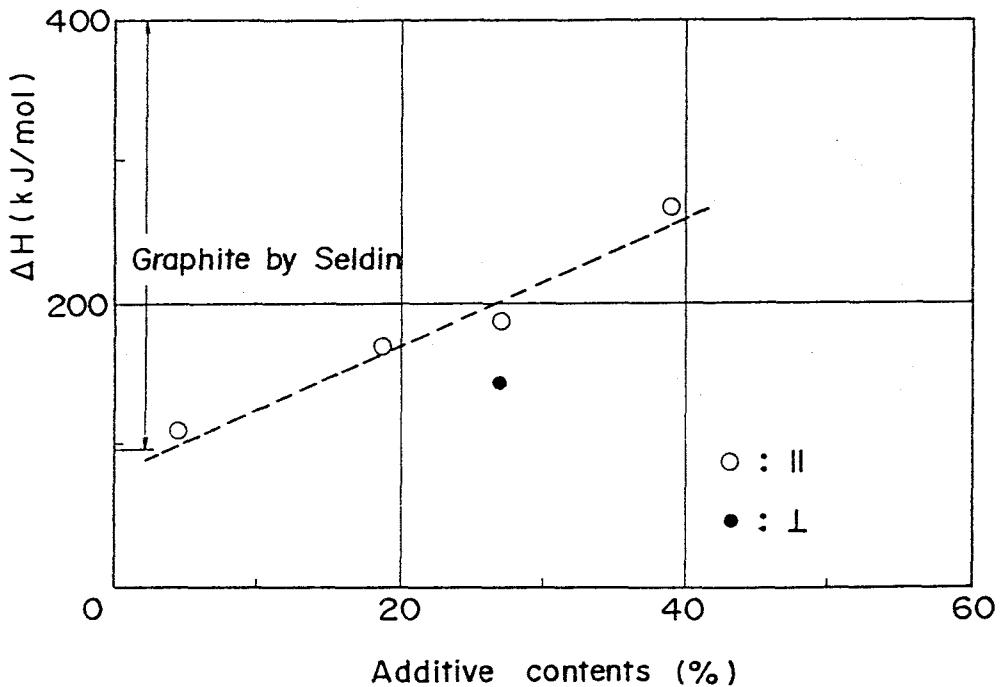


図3-23 添加物含有率と活性化工エネルギー (ΔH) の関係

同図からわかるように、 ΔH と添加物含有率には、明瞭な関係が見い出せ、自由炭素が多いものほど高温ではクリープしにくいことがわかる。このことは、SiC焼結体において、 Al_2O_3 , SiO_2 等の酸化物が含まれる場合に高温での軟化が著るしいこと³³⁾に対応しており、また、炭素系れんがのクリープがマトリックス部(骨材には添加物は入っていない)で支配されることを示すといえよう。

(c) 応力指数 n_v

同一温度で3応力レベルのデータの存在するC-1とC-8について式(3-7)より、

$$\log \varepsilon_v = n_v \log \sigma + \log A_v \cdot t^{m_v} \cdot \exp(-\Delta H / RK) \quad \text{----- (3-10)}$$

とし、一定時間毎に両対数グラフ上で σ と ε_c の関係を図3-24(a), (b)のようにプロットし、各時間毎に傾斜 n_{vi} を求め、その n_{vi} の時間平均から図3-25に示すように n_v を求めた。その結果は、

$$C-1 : n_v = 1.3$$

$$C-8 : n_v = 0.8$$

となった。この2つから判定すれば、炭素系れんがのクリープの応力指数 n_v はかなり1に近く、Davidsonら³⁴⁾による多結晶黒鉛の結果と一致している。

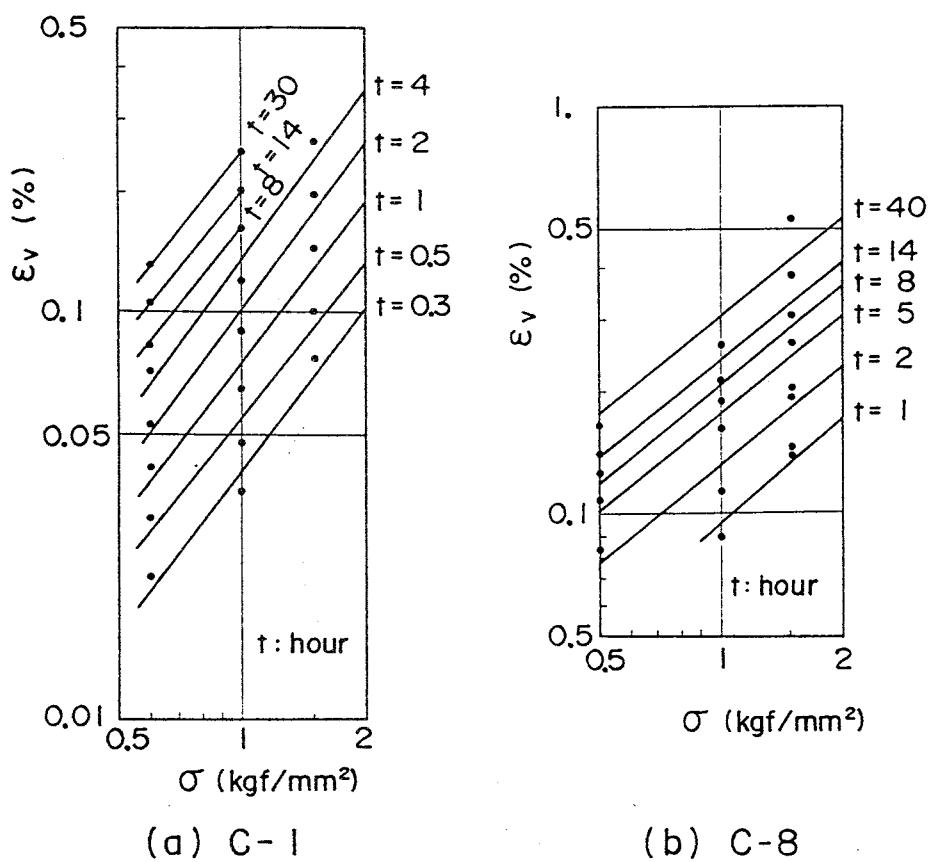


図3-24 C-1およびC-8のクリープひずみ(ε_v)の応力依存性

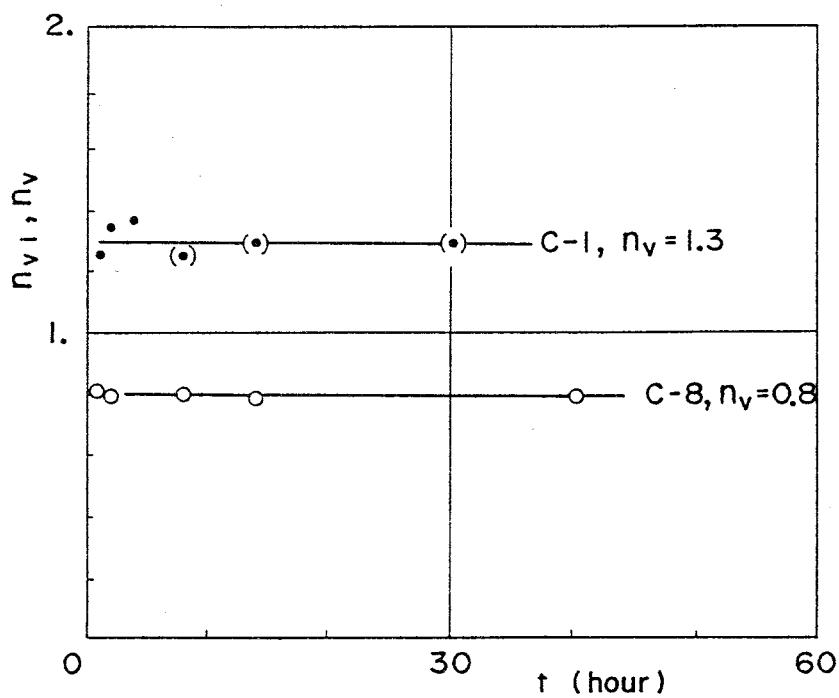


図3-25 C-1およびC-8の応力指数(n_v)の算定

(d) クリープ定数 A_v

以上の手順によってC-1, C-8の2種の材料についての n_v , m_v , ΔH が定められた。そこで、式(3-7)より、

$$A_v = \varepsilon_v / (\sigma^{n_v} \cdot t^{m_v} \cdot \exp(-\Delta H / RK)) \quad \text{----- (3-11)}$$

とし、分母は求めた n_v , m_v , ΔH を用い、分子はクリープ試験で得られたひずみを用い、その比から A_v を求めることにした。

1500°Cの3応力レベルについて、各時間ごとに、 $A_v = A_{vi}$ を求めた結果を図3-26に示す。同図より A_{vi} を時間平均し、 A_v を定めた結果は、

$$\text{C-1 : } A_v = 1.3 \times 10^2$$

$$\text{C-8 : } A_v = 1.6 \times 10^3$$

となった。

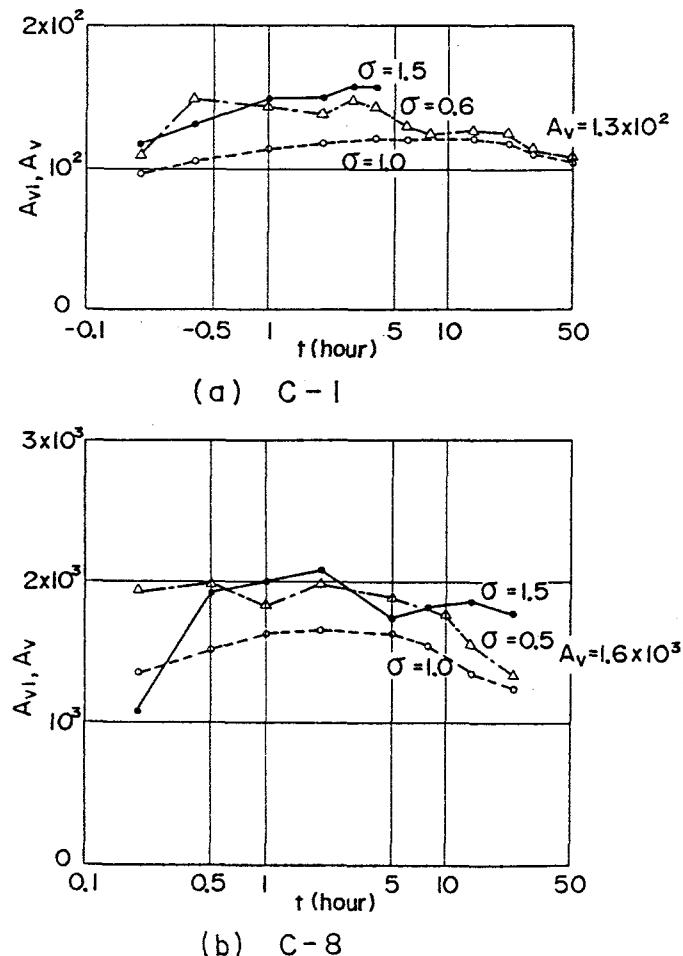


図3-26 C-1およびC-8のクリープ定数(A_v)の算定

以上の結果をまとめ、C-1, C-8のクリープひずみと時間の関係は、それぞれ、次式で得られることになる。

$$C-1: \varepsilon_v = 1.3 \times 10^2 \cdot \sigma^{1.3} \cdot t^{0.4} \exp(-110 / RK) \quad \text{--- (3-12)}$$

$$C-8: \varepsilon_v = 1.6 \times 10^3 \cdot \sigma^{0.8} \cdot t^{0.4} \exp(-145 / RK) \quad \text{--- (3-13)}$$

ここで、 ε_v は%、 σ はkgf/mm²、tはhourの単位を用いている。

式(3-12)は後にクリープ解析に用いる。その妥当性を示すために、実験結果との比較を図3-27に示す。同図より、式(3-12)が実験結果と良好に一致することがわかる。

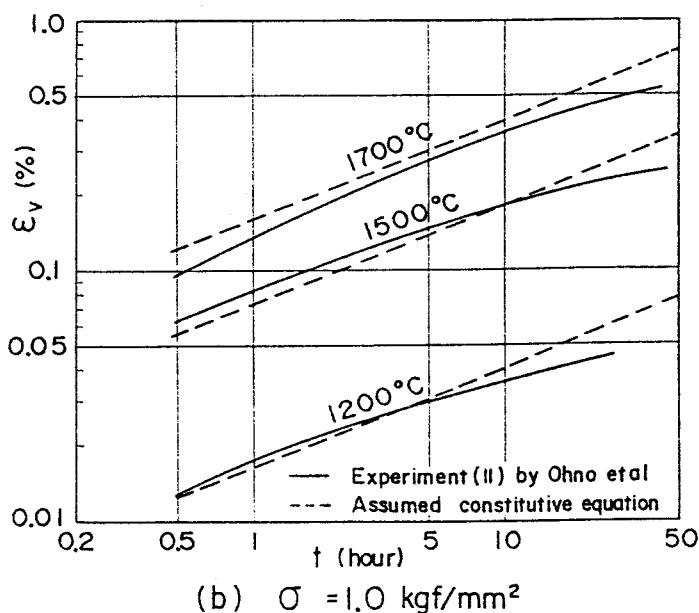
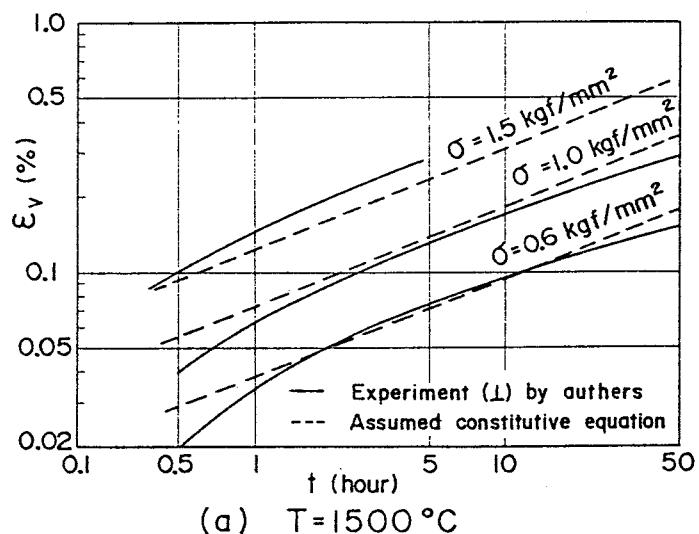


図3-27 C-1のクリープ構成式の実験値との比較

3.4 結 言

- 市販の炭素系れんが9種の常温および高温での機械的性質を調べ次の結論を得た。
- ① 圧縮強度と曲げ強度、圧縮強度と弾性率、曲げ強度と弾性率の間にはそれぞれ正の相関関係があり、回帰直線または曲線により、後者から前者を推定する場合の最大誤差はそれぞれ、25, 20, 40%程度である。したがって、1つの機械的性質から他のそれを推定する場合、圧縮強度を求めそれから弾性率あるいは曲げ強度を求めることが推奨される。
 - ② 曲げ強度 \bar{S}_t^b と弾性率 \bar{E}_0 の比 \bar{S}_t^b / \bar{E}_0 の小さい材料は、ボンドの潜在欠陥が大きく \bar{S}_t^b / \bar{E}_0 の大きい材料はそれが小さい。このボンドの欠陥の大小が材料間で \bar{S}_t^b / \bar{E}_0 のばらつく原因になると考えられる。
 - また、ボンドの欠陥の大小は、材料毎に気孔の存在形態が異なることを意味するといえる。
 - ③ 曲げ強度の異方性は \bar{S}_t^b / \bar{E}_0 と関係があり、 \bar{S}_t^b / \bar{E}_0 が大きければ異方性は小さくなる。この現象もボンドの潜在欠陥寸法で説明できる。
 - ④ 炭素系れんがの曲げ強度は部位によって異なる。曲げ強度の部異による相違は気孔率の部位による相違に対応したものと考えられる。
 - ⑤ 2軸圧縮強度は1軸圧縮強度とほぼ等しいと考えられる。
 - ⑥ 曲げ、圧縮強度とも常温から1000°Cまでは温度とともに漸増する。なお、1400°Cまで上昇すれば、一部の材料では曲げ強度が低下しはじめる。この現象は SiO_2 の生成と関係する。
 - ⑦ 曲げ限界ひずみは温度とともに増大する。なお1200°C程度までは曲げ強度の増大に対応したものであり、クリープによる限界ひずみの増大はそれ以上の温度で顕著となる。
 - ⑧ 炭素系れんがのクリープひずみは0.2~5時間程度では材料に依存せず、時間の0.4乗で表わせる。
 - ⑨ クリープの温度依存性を示す活性化エネルギーは、れんがの主成分である自由炭素量に依存するようであり、自由炭素量が多ければ活性化エネルギーは小さい。
 - ⑩ 2材料で調べた結果ではあるが、炭素系れんがのクリープの応力指数は1に近い。

文 献

- 1), 2)例えば, A.S. Tetelman and A.J. McEvly, Jr. 著, 宮本博訳:「構造材料の強度と破壊①」, 培風館, 1970, pp.42-52
- 3)例えば, 小林昭一:材料, Vol.20(1971), No.209, pp.164-173
- 4)日本建築学会:「鉄筋コンクリート構造設計規準, 同解説」, 1975
- 5)鹿島出版会:「コンクリート構造設計施工国際指針」, 1971
- 6)N.F. Astbury: Metals and Materials, Vol.2(1968), pp.299-305.
- 7)金順一:炭素材料学会編「炭素材料入門」, 1979, pp.66-73
- 8)R.H. Knibbs: J. of Nuclear Materials, Vol.24(1967), pp.174-187.
- 9)加藤一郎, 森田喜保, 樋上文範:鉄と鋼, Vol.68(1982), No.1, pp.105-112
- 10)小柳洽:「京都大学学位論文」, 1976, pp.61-69
- 11)小阪義夫, 森田司郎:「鉄筋コンクリート構造」, 丸善, 1975, p.36
- 12)窯業協会:「セラミックスの機械的性質」, 技報堂, 1982, p.65
- 13)G.M. Jenkins: J. of Nuclear Materials, Vol.5(1962), pp.280-286.
- 14)F.P. Knudsen: J. of Am. Ceram. Soc., Vol.45(1962), pp.94-95.
- 15)E.M. Passmore, R.M. Spriggs and T. Vasilos: J. of Am. Ceram. Soc., Vol.48(1965), No.1, pp.1-7.
- 16)F.P. Knudsen: J. of Am. Ceram. Soc., Vol.42(1959), No.8, pp.376-387.
- 17)H. Kupfer, H.K. Hilsdore and H. Rush: ACI Journal, Vol.66(1969), No.8, pp.656-666.
- 18)Vile: 小柳洽「京都大学学位論文」, 1976, p.57より引用
- 19)西川友三: 窯業協会高温材料部会, 第8回高温ゼミナール(1978), pp.1-18
- 20)山口明良: 日本鉄鋼協会, 第3, 4回白石記念講座(1983), 講座資料, pp.35-65
- 21)C. Malmstrom, R. Keen and L. Green, Jr.: J. Appl. Phys., Vol.22(1951), No.5, p.593-600.
- 22)S. Mrozowski: Proceedings of 1st and 2nd Carbon Conf. (1956), Univ. of Buffalo.
- 23)H.E. Martens, D.D. Button, D.B. Fishback and L.D. Jaffe: Proceedings of 4th Carbon Conf. (1960), Pergamon, p.511-530.

- 24)M.C.Smith : Carbon, Vol.1 (1964), p.147—153.
- 25)鈴木弘茂編：「高温セラミック材料」，日刊工業新聞社，1985，p.113
- 26)本間克彦：「大阪大学学位論文」，1986，pp.84—96
- 27)I.B. Mason and R.H. Knibbs : Carbon, Vol.5 (1967), p.493—506.
- 28)J.Kon, M.Katase, K.Murata and A.Ishihara : Proceedings of 8th Carbon Conf. (1967), MI-37.
- 29)E.J. Seldin : Proceedings of 5th Carbon Conf. (1963), Vol.2, Pergamon, pp.545—562.
- 30)H. Tanaka and Y.Inomata : 烹業協会誌, Vol.93 (1985), No.1, pp.45—60
- 31)大野卓, 若狭勉, 鈴木敦, 小長谷幸弘 : 鉄と鋼, Vol.69 (1983), No.12, S-848.
- 32)大野卓, 若狭勉 : 私信
- 33)猪股吉三 : 工業レアメタル, No.73 (1980), pp.19—22
- 34)H.W. Davidson and H.H.W. Losty : Nature, Vol.181 (1958), p.1057—1059.

第4章 円筒容器内張りれんがの昇温時の力学状態のモデル化

4.1 緒 言

第2章の実炉のれんがの損傷例で示したように、Norton¹⁾のモデル、すなわち、昇温時にれんが中央部に生じる引張応力では説明できないき裂がある。Nortonのモデルは、鉄皮による熱膨張の拘束が弱い場合に生じやすいようである²⁾。ここでは、2章のき裂がDavies³⁾⁴⁾、Greaves⁵⁾が推定するように、鉄皮による熱膨張の拘束が主たる原因で生じたと仮定して、その力学状態を検討する。

なお、拘束力の増大は昇温過程に生じる。したがって、昇温過程が検討対象となり、ここでは火入れ時を想定する。

実炉では稼動面温度が1500°C程度にまで上昇することも希ではないと考えられる。このような高温では、ひずみ、変位等の力学量の計測は困難な場合が多い。また、炉体として保温する必要があり、き裂等の目視も困難なことが多い。したがって、炉体による実験から詳細な力学情報を得るには複雑な手順を必要とすることが予想される。

そこで、本章では現象の把握を目的として、

- ①昇温(特に火入れ)時の力学状態を常温で模擬する方法を考案し、
- ②実炉のき裂と類似したき裂を生じさせることができ、
- ③そのき裂が応力ひずみ解析によって予測することができることを示す⁶⁾。なお、本章の実験は、温度条件、負荷条件が炉体とは異なるものである。そこで、応力ひずみ解析も弾性解析にとどめる。これらに伴う問題の有無については、次章の熱間モデル炉実験によって明らかにする。

4.2 冷間での模擬実験装置と方法

外側を鉄皮で被われた円筒容器内張りれんがは、稼動開始とともに、稼動面側から温度が上昇する。昇温中あるいは定常温度時を通じて、れんがの稼動面側の温度は高く、鉄皮側のそれは低い。鉄皮側のれんが温度は鉄皮のそれに近い。また鉄皮(通常SM41～SM50クラスの軟鋼)の熱膨脹率 α_f はれんがのそれ α_c の2～3倍である。したがって、鉄皮側ではれんが間に隙間が生じる(目地開きする)ことになる。一方、稼動面

側はれんが温度が充分に高いため鉄皮の膨張を上まわる。このため、鉄皮によって変形が拘束されることになる。以上に述べたことを模式的に示したものが図4-1である。図4-1では、簡単化のため、弾性問題を仮定している。また火入れ、昇温過程は図4-1における周方向の拘束力 p と隣接れんがとの圧力伝達長(接触長) L_c の増大過程と解釈してよい。

図4-1の力学状態は図4-2に示すれんがと鋼板で構成された複合梁の曲げ試験の応力状態と類似している。

すなわち、図4-2ではれんがの上面が圧縮力を受け、下面の鋼板が引張力を受け外力である曲げモーメントと釣り合う。この際、れんがの下面側は伸びることができないため、目地部に相当する境界部の隙間が開く。また、荷重形態として4点曲げにしておけば、れんが間に剪断力は発生しない。

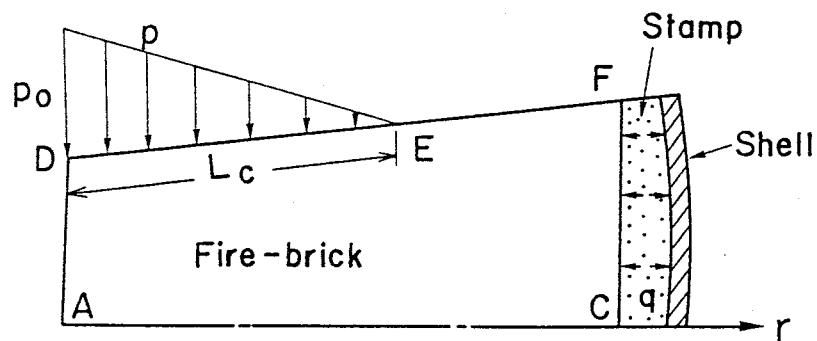


図4-1 円筒容器内張りれんがの昇温中の力学状態

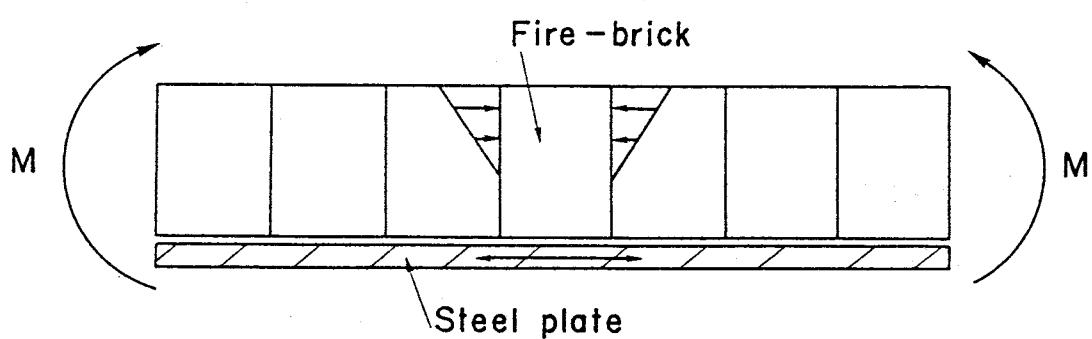


図4-2 れんがと鉄皮の複合梁の曲げ

図4-1と図4-2の相違点は、図4-1でれんがと鉄皮間に生じる圧力 q (以後鉄皮反力と呼ぶ)が、図4-2で曲率が小さい時には発生しないことである。しかしながら、炉体は鉄皮、れんがとともに薄肉構造である。したがって、れんがあるいは鉄皮に生じる周方向応力 p_0 に比較して q は小さいと考えられる。このようなことから、図4-2の複合梁が、昇温中あるいは定常温度における鉄皮とれんがの連成した力学状態を模擬しうると考えた。この図4-2の力学状態を具体化するために考案したのが図4-3の実験装置である。

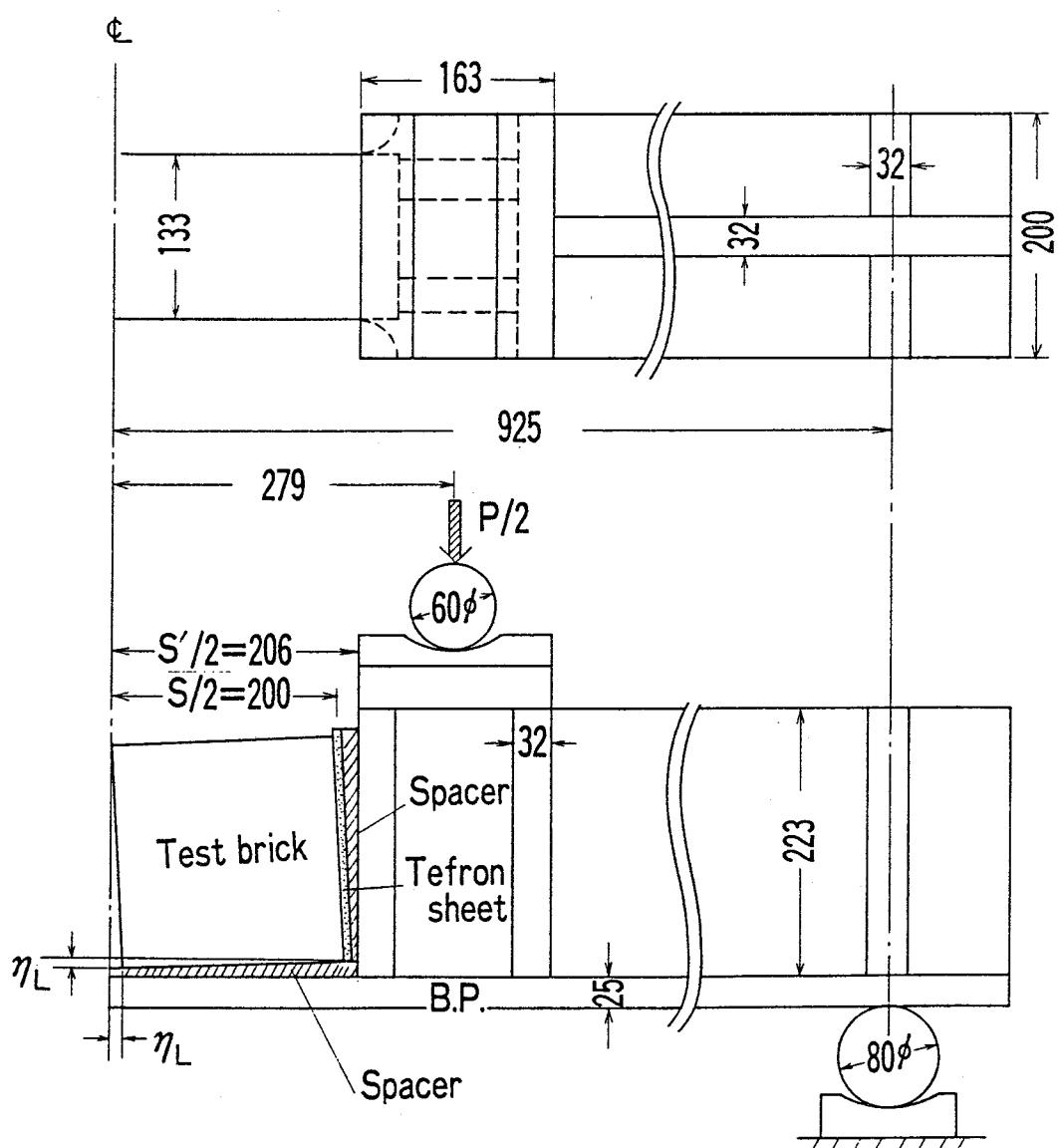


図4-3 冷間拘束実験装置

同図は対称性から半分の領域について形状を示しているが、球座を介して装置全体に4点曲げ変形を与え、中央のS'=406mmの間に供試れんがを装入し、そのれんがが図4-1の力学状態となるようにした。同図は、巾B=200mm、長さL=200mm、厚さW=100mmのれんがを2個挿入する場合の例であり、B=133mmのれんがなら3個、B=100mmのれんがなら4個を挿入することにした。また、隣接れんが間の接触長L_cに変化を与えるため、図4-3に示すようにテープ付のスペーサを挿入し、そのテープη_Lを0~2.0mmまで変化させた。スペーサと治具間には剪断力の発生を防止するためにテフロンシートを挿入した。この実験に用いた試験体形状と、スペーサのテープη_Lを表4-1に示す。また、用いた試験機は300ton万能引張圧縮試験機である。

表4-1 試験体形状と試験条件一覧

Test No.	L (mm)	W (mm)	B (mm)	The number of bricks	η _L (mm)
A-1	200	133	200	2	0
A-2	"	"	"	2	0
A-3	"	"	"	2	0
A-4	"	"	"	2	0.5
A-5	"	"	"	2	1.0
A-6	"	"	"	2	1.5
B-1	"	"	133	3	1.0
B-2	"	"	"	3	1.5
B-3	"	"	"	3	2.0
C-1	"	"	100	4	0.5
C-2	"	"	"	4	2.0
C-3	"	"	"	4	2.0

本実験の目的は、昇温時のれんがの力学挙動に関する基本モデルを組立てることにある。この目的の場合、非線形挙動が少ない方が、後の解析との対応をつけやすく、現象の定量化も行いやすい。この性質を持つ材料としては、第3章に示した炭素系れんがよりも、最高荷重到達時まで、ほとんど弾性率の変化しないAl₂O₃~SiO₂系の高強度

の材料の方が適している。また、炭素系の黒色のれんがよりも、 $\text{Al}_2\text{O}_3\sim\text{SiO}_2$ 系の白色に近いれんがの方が目視によるき裂の検知が行いやすい。さらに、緻密なれんがの方がひずみゲージの貼付が容易である。以上3つの理由により、本実験ではハイアルミナれんがを用いることにした。その材料の概要を表4-2に示す。

表4-2 ハイアルミナれんがの機械的性質と成分

(a) Bending strength (S_t^b)

Testpiece size	$20\text{mm}\times 80\text{mm}$	$30\text{mm}\times 120\text{mm}$	$40\text{mm}\times 160\text{mm}$	$50\text{mm}\times 200\text{mm}$
S_t^b	2.24	2.00	1.90	1.83

(kgf/mm²)

(b) Compressive property

E_c	2555
S_c	10.4
	(kgf/mm ²)
ϵ_c^c	0.44
	(%)

(c) Chemical composition

Al_2O_3	90
Fe_2O_3	0.5
SiO_2	Bal.

(%)

図4-4には、実験で用いる全体座標系X-Yと解析で用いる局所座標系x-yを示す。れんがは異方性を示すことが知られている。実験結果の評価、および解析には異方性のない方が容易である。そこで、れんがのプレス方向を図4-4のZ方向に一致させ、XY(xy)平面内は等方性の問題として処理できるようにした。

図4-4と写真4-1にはひずみゲージ、変位計等の取付け例を示している。その概要を示せば次のようになる。

(a) 上面(X=0面)

・隣接2れんがの各々のY方向中央部の間の距離の変化を変位変換器(Displacement transducer)で測定。

・接線($y = \pm B/2$)の近傍($y = \pm B/2 \mp 10\text{mm}$)における y 方向ひずみをひずみゲージ(S_{ua} , S_{ub})で測定。

(b)側面($Z = \pm W/2$ 面)

・上部では、接線近傍($y = \pm B/2 \mp 10\text{mm}$)において y 方向ひずみをひずみゲージ(S_{sa} , S_{sb})で測定。

・下部では、隣接れんが間の開口量の変化をクリップゲージ(C)で測定。なお、クリップゲージの出力は試験中に隙間ゲージを挿入することによって妥当性を確認した。

以上の他に、変位変換器を用いて、荷重点および最大たわみ点(中央)の底板の変位量も測定した。これらの値を、荷重を0.5ton, 1.0ton, 2.0ton, あと2~5tonごとに荷重を保持した状態で測定すると同時に、き裂の有無は目視によって調べた。また発生したき裂については、その際に先端位置を記録し、その成長プロファイルを調べた。

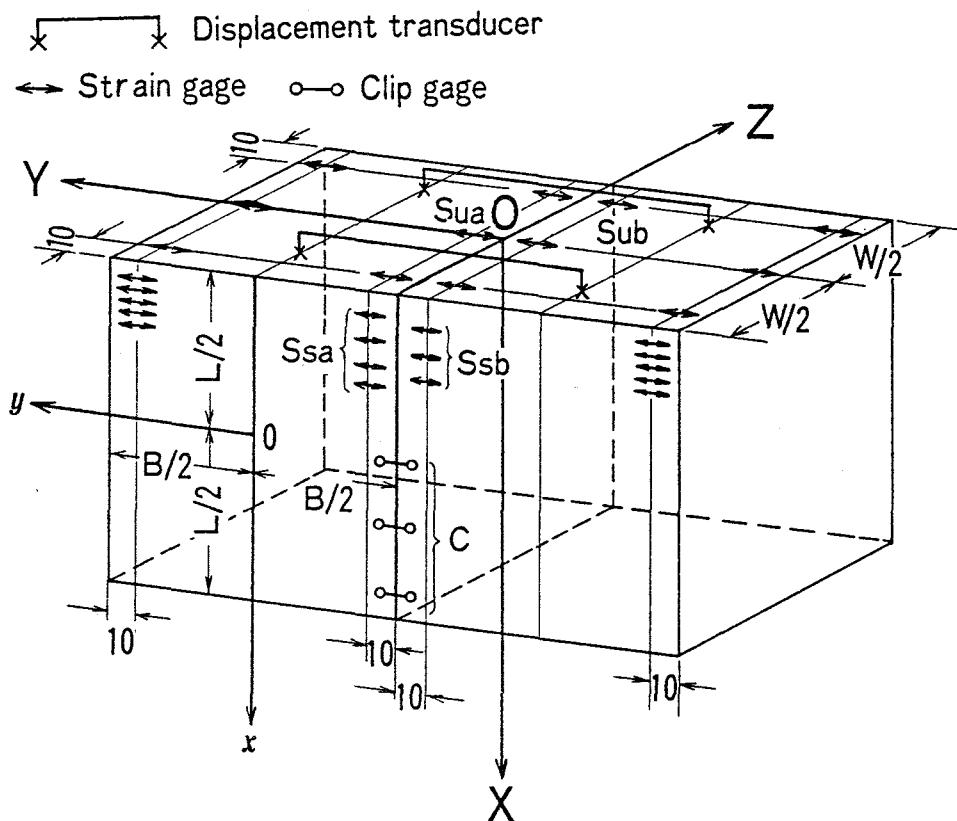


図4-4 ひずみゲージおよび変位計取付け位置と座標系

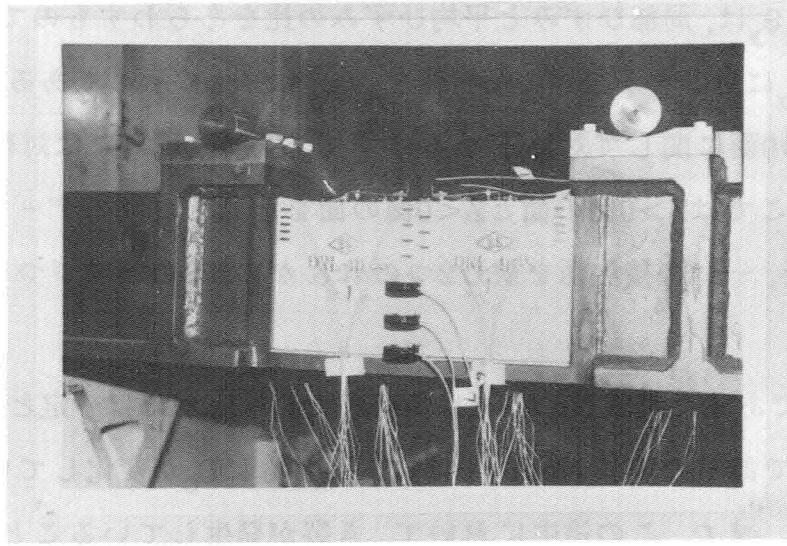


写真4-1 試験体、治具および計測状態

4.3 冷間模擬実験結果

4.3.1 ひずみ、接触長等の負荷中の挙動

まず、図4-4を用いて、以下のように L_C , $\bar{\varepsilon}_y$, ε'_y を定義する。

L_C : $Z = \pm W/2$ の各面において、1つの接線を挟むひずみゲージ S_{sa} , S_{sb} から y 方向ひずみが零となる位置 $X = L_{CU}$ を内外挿する。一方下部側のクリップゲージから、開口量が零となる位置 $X = L_{CL}$ を外挿する。 L_C は L_{CU} と L_{CL} の平均値として次式で定義する。

$$L_C = (L_{CU} + L_{CL}) / 2 \quad \text{----- (4-1)}$$

この L_C は隣接するれんがとの接触長である。

ε'_y : ε'_y は、1つの接線を挟む $Z = 0$ 面の y 方向ひずみゲージ S_{ua} , S_{ub} のそれぞれの出力 ε_{ua} , ε_{ub} の平均値として次式で定義する。

$$\varepsilon'_y = (\varepsilon_{ua} + \varepsilon_{ub}) / 2 \quad \text{----- (4-2)}$$

ε'_y は、 $X = 0$ 面(最大拘束部)の接触部近傍の局所ひずみであり、炉で示すならば、稼動面の隣接れんがとの接点近傍のひずみに対応する。

$\bar{\varepsilon}_y$: 上面に取付けた変位変換器の変位量を計測長で除した値であり隣接2れんがの最大拘束部の y 方向平均ひずみである。ここで、炉の稼動面温度を T_a 、れんがの熱膨張率を α_c 、れんがの巾を B 、目地等によるれんが1個に対する熱膨張吸収代を 2δ とすれば、この $\bar{\varepsilon}_y$ は炉体では次の値に相当する。

$$\bar{\varepsilon}_y = \alpha_c T_a - 2\delta/B \quad ----- (4-3)$$

以上で定義した L_c , ε'_y , $\bar{\varepsilon}_y$ を用い, L_c と $\varepsilon'_y / \bar{\varepsilon}_y$ の負荷中の変化をそれぞれ図4-5, 4-6に示す。なお, $\varepsilon'_y / \bar{\varepsilon}_y$ は、局部ひずみと平均ひずみの比をあらわすものであり、図4-6には実験値の $\varepsilon'_y / \bar{\varepsilon}_y$ に対応する後述の解析値 $\varepsilon_{y0} / \bar{\varepsilon}_y$ も併せて示してある。また、実験は本来ならば、 $Z=0$ 面に関して対称となるはずであるが、現実には対称とならない。したがって、ここでは $Z>0$ 側の面と $Z<0$ 側の面をそれぞれ別のデータと解釈することにする。また、一つの接触面を挟む2つのれんがの $B/2$ の領域づつを対称とみなしている。

図4-5では、 $\eta_L=0$ であった実験 No.A-1 は負荷直後より L_c がほぼ一定となることがわかり、 $\eta_L=1.5\text{mm}$ であった実験 No.A-6 は負荷とともに L_c が変化していくことが明瞭に示されている。また、この途中において、き裂が発生していることから、本実験のような簡便な方法によって異なった位置にき裂を発生させうることがわかる。

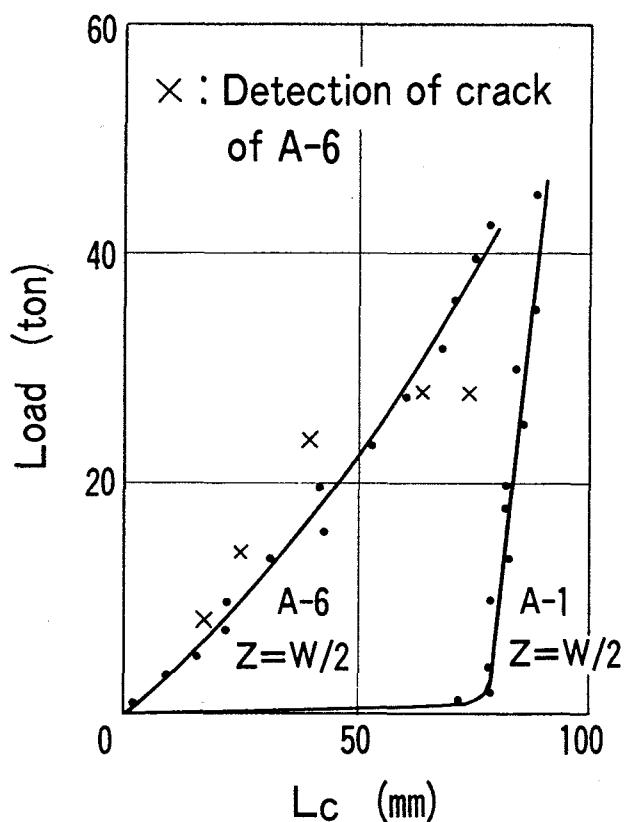


図4-5 負荷中の接觸長 (L_c) の変化

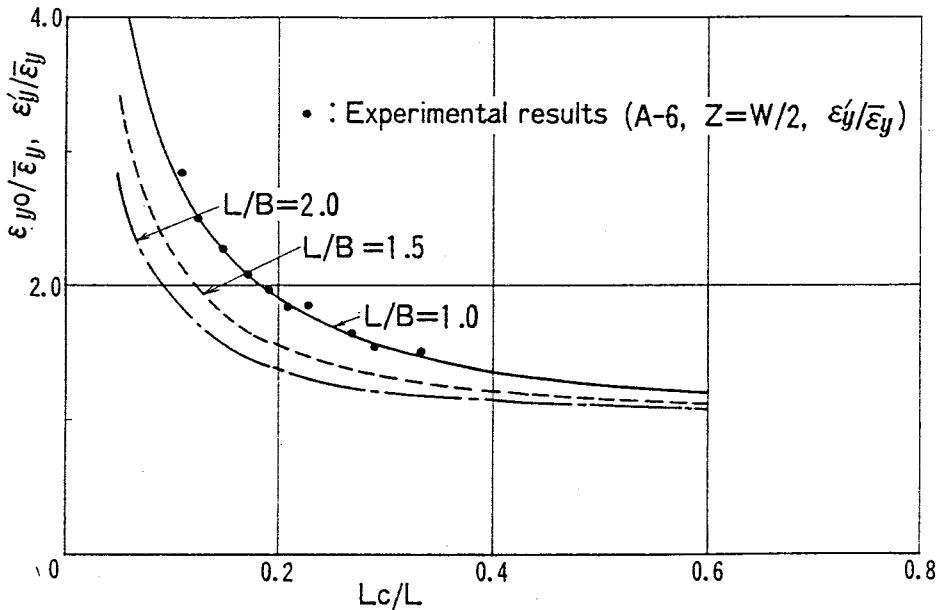


図4-6 最大拘束ひずみ ($\epsilon'_y/\bar{\epsilon}_y, \epsilon_{y0}/\bar{\epsilon}_y$) と接触長の関係

また図4-6より、 $\epsilon'_y/\bar{\epsilon}_y$ が比較的大きな値となり最大拘束部のy方向ひずみがy方向で不均一であること、また、この $\epsilon'_y/\bar{\epsilon}_y$ が接触長 L_c に大きく依存することがわかる。また実験値の $\epsilon'_y/\bar{\epsilon}_y$ と、解析値の $\epsilon_{y0}/\bar{\epsilon}_y$ が良好に一致していることもわかる。

なお、実験中の隙間ゲージによる測定により、Y=±200mmの近傍を除いて、れんがが底板より浮き上がっていることが確認された。したがって、本実験に対する解析では、Y=±200mmの近傍を除いて、底板B.P.からの反力(炉体での鉄皮反力q)を考慮する必要のないことがわかる。

次に、剛性の観点から実験結果を調べる。キルン、鍋類では、自重と内容物を支持するため、炉殻が偏平化する。この偏平化もれんがに損傷を与える原因となるようである⁷⁾。この際、れんがの存在が偏平化にどのような寄与をするかについては溝口ら⁸⁾の計算例があるが、築炉の差異までは検討されていない。そこで、図4-7の荷重と最大たわみの関係の直接部の傾斜を剛性 K_e とし、治具のみのそれを K_0 とし、この K_0 で無次元化して各試験シリーズの結果を示せば図4-8となる。同図では、下部隙間 n_L の大きいものほど剛性が低下することが示されるとともに、同じ下部隙間でもL/Bの大きい(小巾化された)方が剛性が大きくなることが明瞭に示されている。

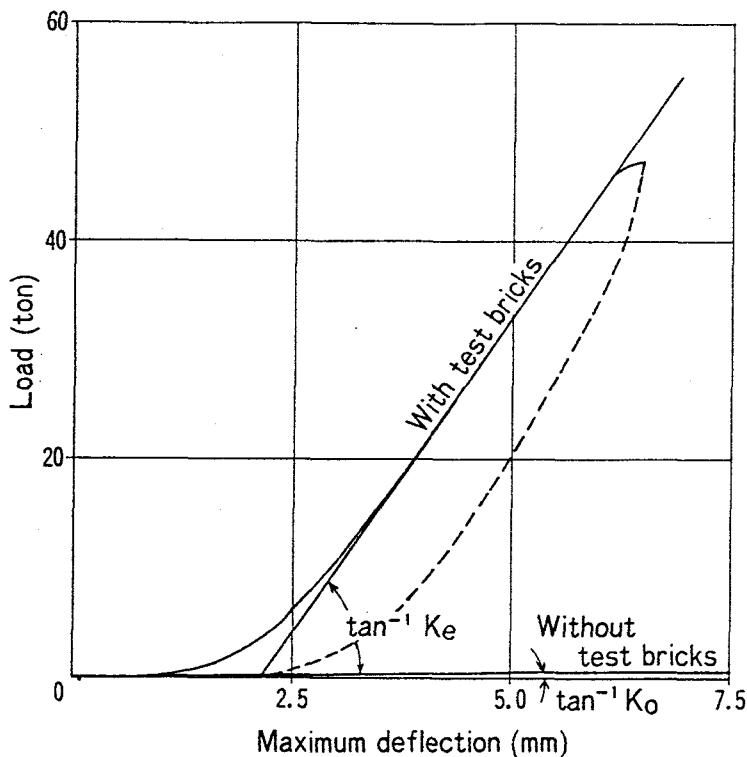


図4-7 荷重と変位の関係に与えるれんがの影響

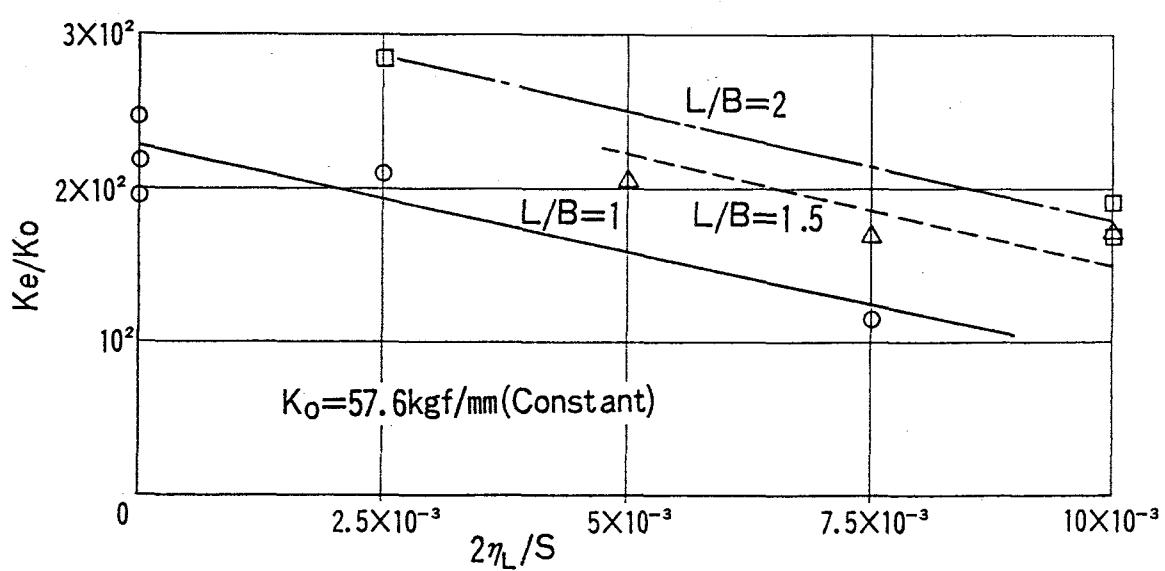


図4-8 下部隙間 ($2\eta_L/S$) の剛性 (K_e/K_o) に与える影響

4.3.2 き裂形態

最終的に得られたき裂形態の例を図4-9に示す。同図に示されるように、き裂は接触面から生じる。なお、図中の数字は、き裂発見時と成長時の荷重である。ここでは、き裂発見時をき裂発生時とみなし、これらのき裂を以下の3つに分類する。

- ①治具側接触面より生ずるき裂：図4-9の $\gamma_1, \gamma_2, \gamma_3, \gamma_4$ に相当
- ②れんが同志の接触面の接触端に生ずるき裂：図4-9の $\beta_1, \beta_2, \beta_3, \beta_4, \beta_5$ に相当
- ③比較的高荷重時に、れんが同志の接触面の、接触域内に生ずるき裂：図4-9の α_1 に相当

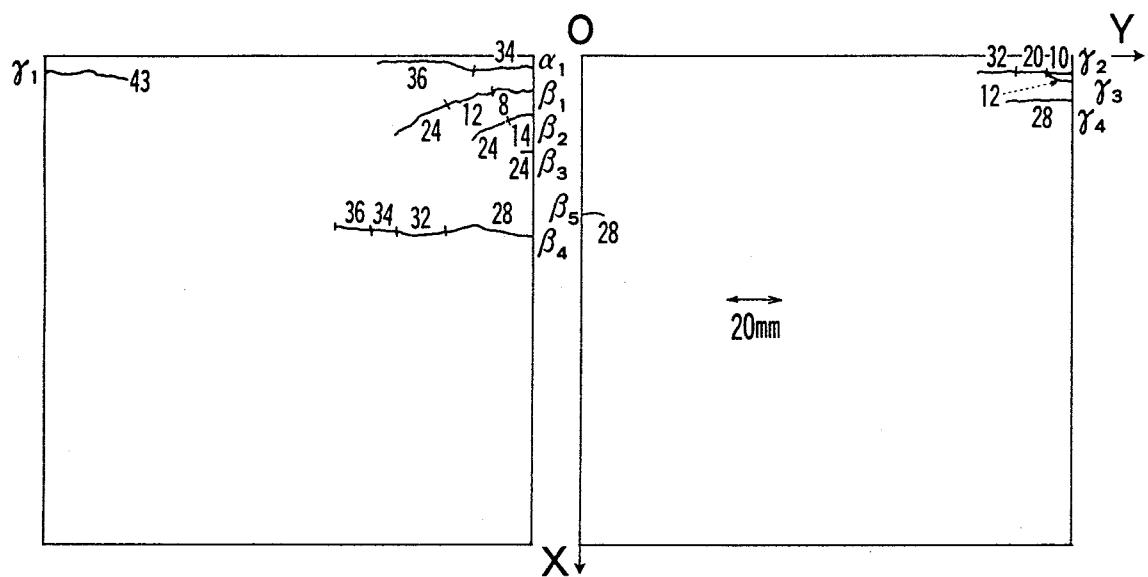
①は、同図に示されるように、低荷重時にも、高荷重時にも生じる。本試験では、れんがとれんがの接触面よりも、れんがと治具の接触面の方が、接触面積が狭いという欠点があるようであり、この①のき裂を生じやすい。

しかしながら、本実験では、治具とれんがの間($Y=±200\text{mm}$ 位置)にはスペーサとテフロンシートを挿入しているため、この間の接触長は定量化しにくい。また、ひずみゲージは、き裂発生とともに測定不能となるため、 y 方向ひずみ ϵ_y' も定量化しにくい。そこで、本実験では、このき裂は考えないことにする。また、本実験では、このき裂が成長し、系が不安定となり、実験の続行が不可能となる場合もあった。このような場合は、系が不安定となる直前の段階を最終状態として、データをまとめることにした。②は、き裂発見時のき裂位置と接触端の位置から決定されるものである。これは、図4-9あるいは図4-5に示されるように、最大拘束部の近傍にも遠方にも生ずる。このき裂を接触端き裂と呼ぶことにする。③は、比較的高荷重時に、上面近傍($X \leq 10\text{mm}$ 以内)に生ずるものであり、その位置は、接触端とは明らかに異なるものである。ここでは、このき裂を接触域内き裂と呼ぶことにする。

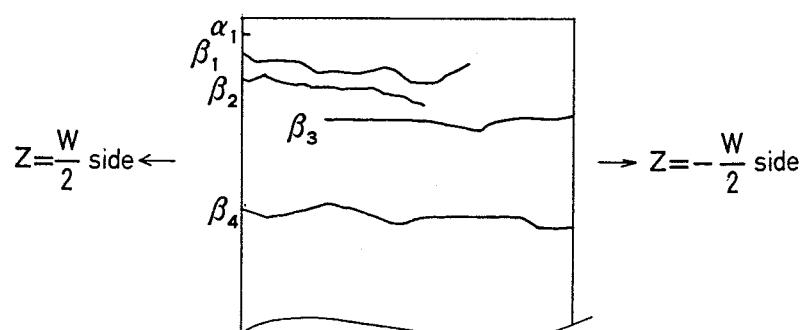
以上②、③についてまとめると、上面近傍に生ずるき裂には、接触端き裂と接触域内き裂の2つがある。したがって、ピンチングあるいはスラビングと呼ばれる稼動面近傍のき裂は、本研究による分類では、接触端き裂と、接触域内き裂の2種類で説明される可能性がある。また、上面から離れた位置($X > 10\text{mm}$)のき裂は、すべて接触端き裂と解釈できる。さらに、このき裂は1つのれんがに多数生じることもある。

以上のき裂分類にしたがって、全試験シリーズによって得られたき裂の有無と、き裂の数をまとめると表4-3となる。なお、同表では、 $Z=W/2, Z=-W/2$ の両面で、それぞれ別データとして処理している。実験終了後、両面に貫通していたき裂もあるの

で、同表では、貫通き裂と表面き裂をそれぞれ別に表示している。



(a) $Z = W/2$ face



(b) $Y = 0$ face

図4-9 き裂型態模式図 (No. A-6)

表4-3 冷間拘束実験結果一覧

Test No.	Face	The number of cracks at contact boundary		The number of cracks in contact area (Surface crack)
		Through crack	Surface crack	
A - 1	$Z = - W/2$	0	0	0
	$Z = + W/2$	0	0	0
A - 2	$Z = - W/2$	1	0	3
	$Z = + W/2$	1	0	1
A - 3	$Z = - W/2$	0	1	1
	$Z = + W/2$	0	1	0
A - 4	$Z = - W/2$	0	1	1
	$Z = + W/2$	0	0	2
A - 5	$Z = - W/2$	1	0	0
	$Z = + W/2$	1	0	0
A - 6	$Z = - W/2$	1	1	0
	$Z = + W/2$	1	4	1
A total		(6) 3	8	9
B - 1	$Z = - W/2$	0	1	1
	$Z = + W/2$	0	0	0
B - 2	$Z = - W/2$	1	0	0
	$Z = + W/2$	1	2	1
B - 3	$Z = - W/2$	0	1	0
	$Z = + W/2$	0	1	1
B total		(2) 1	5	3
C - 1	$Z = - W/2$	0	0	0
	$Z = + W/2$	0	0	0
C - 2	$Z = - W/2$	0	0	0
	$Z = + W/2$	0	2	1
C - 3	$Z = - W/2$	0	0	1
	$Z = + W/2$	0	0	1
C total		0	2	3
A, B, C total		(8) 4	15	15

4.4 応力解析

実験より、き裂は隣接れんがとの接触面(側面)側の接触域内と接触端より、発生することが明らかとなった。そこで、このき裂発生原因と発生条件を明らかにするために、き裂発生部近傍の応力、ひずみを求めるにすることにする。ただし、ここでは以下の仮定を設ける。

- ①材料は線形弾性体とする。
- ②れんがの厚みは考えず、平面応力状態にあると考える。

解析手法としては有限要素法でもよいが、この場合、接触端近傍に細かな分割を必要とし、また、この接触端の移動を考慮する必要がある。したがって、れんがの側面全体に細かな分割を必要とする。そこで、より簡単に求める手法として、ここでは応力関数をFourier級数展開する方法⁹⁾を用いる。また、境界は荷重境界とする。

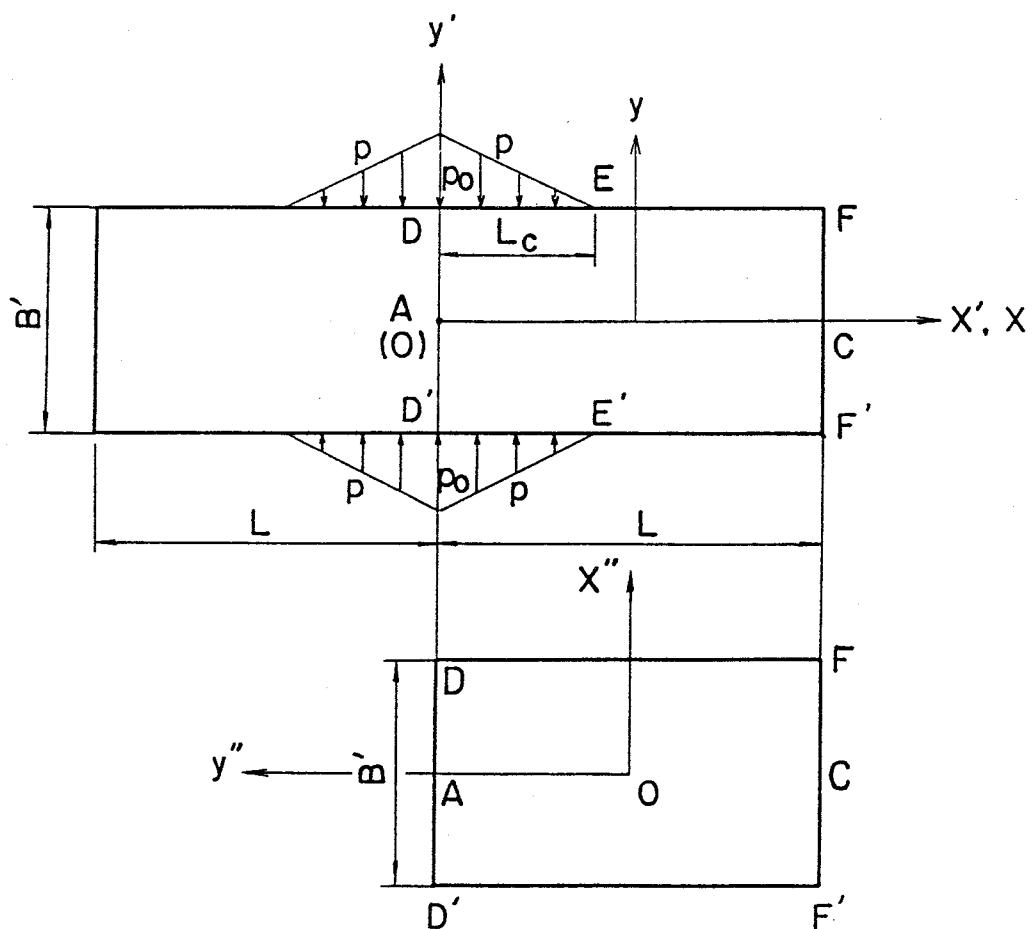


図4-10 応力関数法による解析での座標系

4.4.1 解析手法

図4-10は、応力関数を用いる場合の座標系を示す。ここでは、解の収束性を良くするために、れんが2個分を想定し、対称問題に変換したモデルのx'-y'座標系とその際、対称面DD'に発生する応力を相殺するための解を求めるモデルのx''-y''座標系の2つを用いることにする。また、外力は同図に示すように、れんが1個の本来のモデルでは端面で p_0 、接触端E, E'点では零となり、その間直線で変化する三角形状となる問題として取扱う(この外力を側圧と呼ぶことにする)。その場合の応力(σ_x , σ_y , τ_{xy})は次式で与えられる。

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{array} \right\} = \left\{ \begin{array}{l} \sigma'_x \\ \sigma'_y \\ \tau'_{xy} \end{array} \right\} - \left\{ \begin{array}{l} \sigma''_y \\ \sigma''_x \\ \tau''_{xy} \end{array} \right\} \quad \text{----- (4-4)}$$

右辺第1項目が、図4-10上段のモデルによる応力であり、右辺第2項は、上段のモデルでDD', FF'に発生する応力を外力として求めた解であり、第2項目によって、第1項目で満たされない境界条件を満足させることになる。なお、 σ'_x , σ'_y , τ'_{xy} および σ''_x , σ''_y , τ''_{xy} は以下のように求められる。

まず、 σ'_x , σ'_y , τ'_{xy} は次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma'_x &= \sum_{n=1}^{\infty} 2 \cdot A_n \cdot f_x(m, y') \cos mx' \\ \sigma'_y &= \sum_{n=1}^{\infty} 2 \cdot A_n \cdot f_y(m, y') \cos mx' \\ \tau'_{xy} &= \sum_{n=1}^{\infty} 2 \cdot A_n \cdot f_{xy}(m, y') \sin mx' \end{aligned} \right\} \quad \text{----- (4-5)}$$

ただし、

$$m = nn/L$$

$$\left. \begin{aligned} f_x'(m,y') &= [\{\sinh(mB/2) - (mB/2)\cosh(mB/2)\} \cosh(my')] \\ &\quad + my' \sinh(mB/2) \sinh(my') / \{\sinh(mB) + mB\} \\ f_y'(m,y') &= [\{\sinh(mB/2) + (mB/2)\cosh(mB/2)\} \cosh(my')] \\ &\quad - my' \sinh(mB/2) \sinh(my') / \{\sinh(mB/2) + mB/2\} \\ f_{xy}'(m,y') &= \{my' \sinh(mB/2) \cosh(my'/2) \\ &\quad - (mB/2) \cosh(mB/2) \sinh(my')\} / \{\sinh(mB) + mB\} \\ A_n &= 2p_0 L \{1 - \cos(nnL_C/L)\} / \{(nn)^2 L_C\} \end{aligned} \right\} \quad \text{--- (4-6)}$$

である。

また、 σ''_x , σ''_y , τ''_{xy} は次のようにして得られる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma''_x &= \sum_{n'=1}^{\infty} (A_n' + C_n') \cdot g_{x'',1}(m', y'') \cdot \cos m'x'' \\ &\quad + \sum_{n'=1}^{\infty} (A_n' - C_n') \cdot g_{x'',2}(m', y'') \cdot \cos m'x'' \\ \sigma''_y &= \sum_{n'=1}^{\infty} (A_n' + C_n') \cdot g_{y'',1}(m', y'') \cdot \cos m'x'' \\ &\quad + \sum_{n'=1}^{\infty} (A_n' - C_n') \cdot g_{y'',2}(m', y'') \cdot \cos m'x'' \\ \tau''_{xy} &= \sum_{n'=1}^{\infty} (A_n' + C_n') \cdot g_{x''y'',1}(m', y'') \cdot \sin m'x'' \\ &\quad + \sum_{n'=1}^{\infty} (A_n' - C_n') \cdot g_{x''y'',2}(m', y'') \cdot \sin m'x'' \end{aligned} \right\} \quad \text{--- (4-7)}$$

ここで、

$$m' = 2n'\pi / B$$

$$g_{x'',1}(m',y'') = [\{\sinh(m'L/2) - (m'L/2)\cosh(m'L/2)\}\cosh(m'y'') + m'y''\sinh(m'L/2)\times\sinh(m'y'')] / \{\sinh(m'L) + m'L\}$$

$$g_{x'',2}(m',y'') = [\{\sinh(m'L/2) - (m'L/2)\cosh(m'L/2)\}\sinh(m'y'') + m'y''\cosh(m'L/2)\times\cosh(m'y'')] / \{\sinh(m'L) - m'L\}$$

$$g_{y'',1}(m',y'') = [\{\sinh(m'L/2) + (m'L/2)\cosh(m'L/2)\}\cosh(m'y'') + m'y''\sinh(m'L/2)\times\sinh(m'y'')] / \{\sinh(m'L) + m'L\}$$

$$g_{y'',2}(m',y'') = [\{\cosh(m'L/2) + (m'L/2)\sinh(m'L/2)\}\sinh(m'y'') - m'y''\cosh(m'L/2)\times\cosh(m'y'')] / \{\sinh(m'L) - m'L\}$$

$$g_{x''y'',1}(m',y'') = \{m'y''\sinh(m'L/2)\cosh(m'y'') - (m'L/2)\cosh(m'L/2)\sinh(m'y'')\} / \{\sinh(m'L) + m'L\}$$

$$g_{x''y'',2}(m',y'') = \{m'y''\cosh(m'L/2)\sinh(m'y'') - (m'L/2)\sinh(m'L/2)\cosh(m'y'')\} / \{\sinh(m'L) - m'L\}$$

$$\left. \begin{aligned} An' &= 4 \int_0^B \sigma'_{XDD} \cos(2n'\pi y''/B) dy''/B \\ Cn' &= 4 \int_0^B \sigma'_{XFF} \cos(2n'\pi y''/B) dy''/B \end{aligned} \right\} \quad \text{--- (4-9)}$$

であり、式(4-9)の σ'_{XDD} は式(4-5)における $x' = 0$ 上の σ'_x であり、 σ'_{XFF} は $x' = L$ 上の σ'_x である。なお、 An' 、 Cn' は各 n' に対して数値積分によって得られる。

4.4.2 解析結果

得られる応力状態は圧縮については解析するまでもなく、図4-10のD、D'点のy方向応力 $\sigma_y = -p_0$ が最大となる。一方、引張応力は同図E、E'点近傍のx方向に生じ最大値 σ_{xm} は同点に発生する。なお、E、E'点はy方向応力が零となる点であり、冷間拘束実験における接触端に相当する。したがって、接触端き裂は接触端における σ_x によって

生じるものといえる。また、接触端き裂は、実験で示したように、D, D'点近傍に限られている点から考えても、D, D'点近傍のy方向圧縮力(側圧)により生じると考えられる。

ここで、 σ_{xm} と p_0 の関係を調べる。図4-11は σ_{xm} がれんがの形状および接触長にどのように影響されるかをそれぞれ無次元化して示したものである。同図より、 σ_{xm}/p_0 がれんがの巾と長さの比 L/B と無次元接触長 L_c/L に大きく依存し、 L_c/L が大きく、 L/B が大きい場合には接触端引張応力が発生しにくいことがわかる。

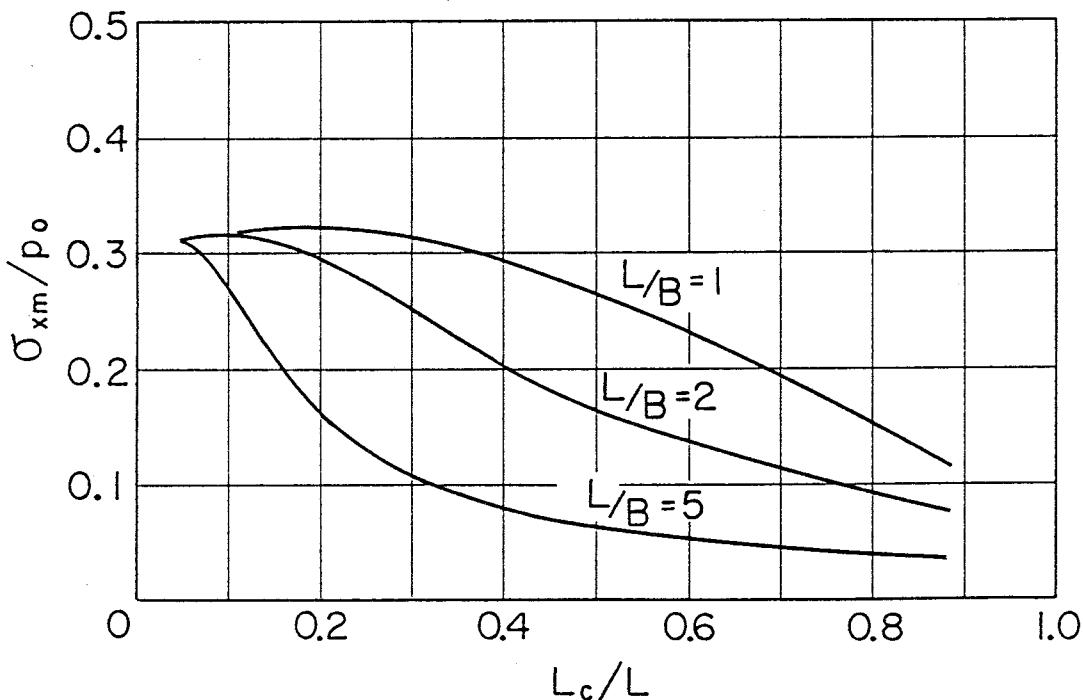


図4-11 接触長(L_c/L)の接触端引張応力(σ_{xm}/p_0)に与える影響

次に、前述の実験結果で示すように、接触端き裂が多数生じる可能性を検討する。図4-12は、 $y=\pm B/2$ におけるx方向の応力 σ_x 分布を示したものである。同図からわかるように、 $X \leq L_c/2$ では、 σ_x はおおむね負と考えられる。すなわち、 $X \leq L_c/2$ に既にき裂があったとしても、この部位には圧縮応力しか生じていない。したがって、 $X \leq L_c/2$ に存在するき裂は、 $X \geq L_c/2$ の応力分布に影響を与せず、 $X=L_c$ 近傍の応力の緩和に寄与しない。

以上の理由により、複数のき裂が生じても、それぞれ独立に評価しうる条件は、次式となる。

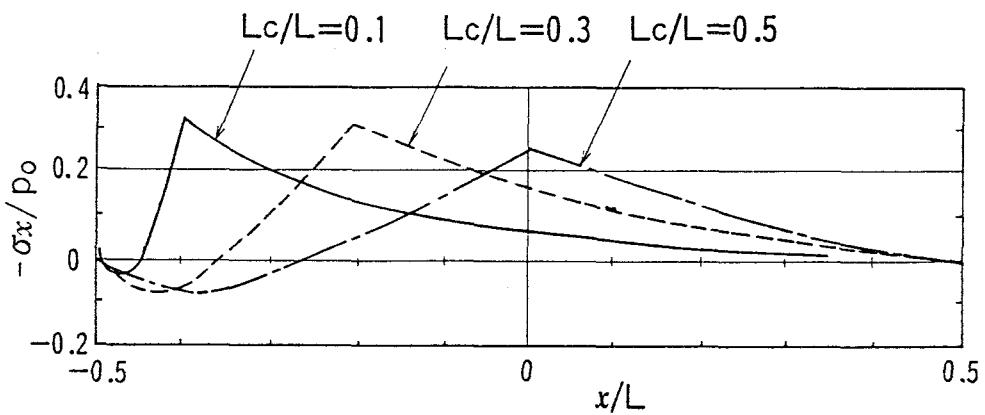


図4-12 接触面上の長さ方向の応力 (σ_x / p_0) 分布

$$X_{i+1}/2X_i \geq 1$$

----- (4-10)

ただし, i は稼動面想定の $X=0$ からのき裂発生順位であり, $X=0$ に最も近いき裂の i を1とし, X が大きくなりながら次々にき裂が発生すると仮定している。

なお, 式(4-10)はき裂が充分長い場合であり, 先行き裂が短ければ, 後のき裂には影響しないと考えられる。ここで, 図4-9の場合についてき裂 β_2 , β_3 , β_4 の $X_{i+1}/2X_i$ を定義して図示すれば, 図4-13となる。同図でわかるように, 式(4-10)は完全には満たされていないが, 比較的近いことがわかる。したがって, ここでは複数のき裂の連成による応力緩和は考えないことにする。

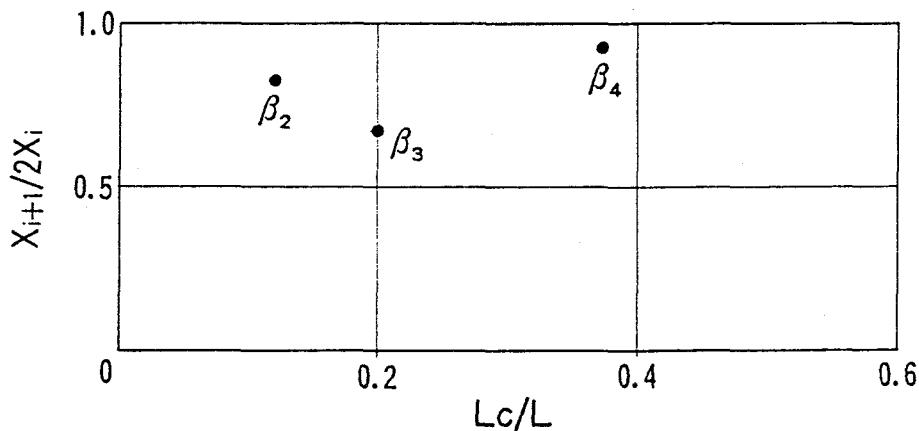


図4-13 隣接2き裂間の距離 ($X_{i+1}/2X_i$) (No. A-6)

次に、冷間拘束実験結果の整理を目的として解析結果を整理するために圧縮および引張の最高応力あるいはひずみの形状依存性について検討する。なお、この際、次に示す理由によって、実験と計算の比較にはひずみを用い、破壊条件の検討には圧縮ではひずみ、引張では応力を用いることにする。

- ①実験で測定するのは圧縮側の変位、ひずみであり直接的にはひずみが得られる。
- ②れんがは熱応力という定ひずみ型の負荷をうけるので、ひずみで整理する方が都合がよいが、引張側材料強度データとしては曲げ強度、すなわち応力が得られる。
- ③最高荷重時の割線弾性率 E_{cf} を用いることによって限界ひずみ ε_c^c と圧縮強度 S_c は容易に1対1の対応がとれる。

なお、前述したように、冷間拘束実験に用いた材料は初期弾性率 E_0 と最高荷重時の割線弾性率 E_{cf} が近い値をもつ。したがって、この場合この差を無視して弾性率としては、 $E=E_0$ を用いて結果を整理することにする。

前述の図4-6は、築炉設計では最も目安となると考えられる稼動面側の平均拘束ひずみ $\bar{\varepsilon}_y$ と接触域内き裂発生点近傍のy方向圧縮ひずみ ε_{y0} ($x=0, y=\pm B/2$ のひずみ)の比の形状依存性と接触長依存性を解析で求めたものであるが、広巾でかつ接触長の短いほど $\varepsilon_{y0}/\bar{\varepsilon}_y$ が大きいことがわかる。

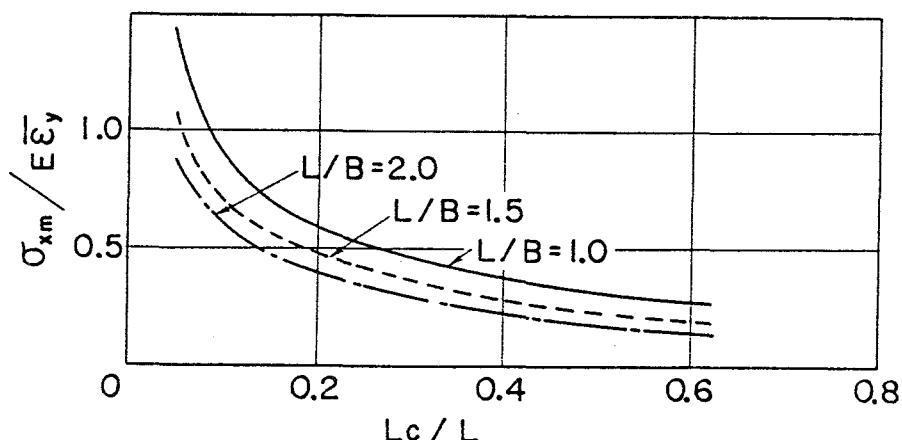


図4-14 接触端引張応力 ($\sigma_{xm}/E \bar{\varepsilon}_y$) と接触長 (L_c/L) の関係

図4-14は、 p_0 の替りに稼動面側の平均拘束ひずみ $\bar{\varepsilon}_y$ と $\sigma_{xm}/E = \varepsilon_{xm}$ の比が形状と接触長にどのように依存するかを調べたものであるが、これも図4-6と同様に広巾 (L/B 小) でかつ接触長が短い方が平均拘束力に比して最大引張応力が大きいことがわか

る。

以上で示すように、れんがに発生する応力は、稼動面側の平均拘束ひずみあるいは応力を基準に考えれば、れんがの形状 L/B と接触長 L_c/L に大きく依存することがわかる。

4.5 き裂発生条件

き裂発生条件はき裂発生局部の応力あるいはひずみに依存すると考えられる。前節で述べたように、本研究では、引張では応力、圧縮ではひずみをき裂発生条件に選ぶことにしているので、接触端き裂は σ_{xm} 、接触域内き裂は p_0 によってその発生条件が決定されることが予想される。これらの σ_{xm} 、 ε_{y0} は前述の解析で示すように、 $\bar{\varepsilon}_y$ と L/B 、 L_c/L に関する量であり、本冷間拘束実験では直接得られない。そこで測定値の $\bar{\varepsilon}_y$ 、 L_c/L と初期弾性率 E_0 および試験体形状の L/B から、これらの値を解析で求めるこにする。

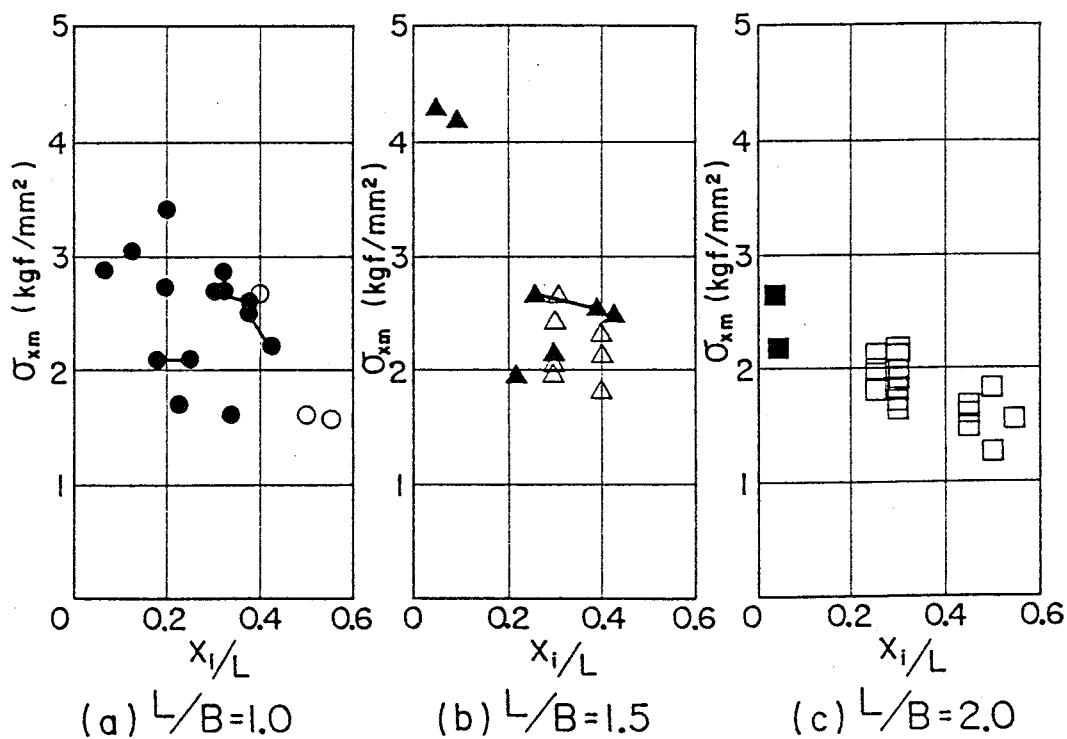


図4-15 き裂発見時の接触端引張応力 (σ_{xm}) とき裂位置 (X_i/L)

まず、接触端き裂について表4-3の結果を、き裂発見時の荷重とき裂位置から計算で求めた引張応力 σ_{xm} と、無次元き裂位置 X_i/L との関係で表示すれば図4-15(a), (b), (c)となる。同図中白ぬきの印は、き裂を生じなかったか、もしくは上面近傍にき裂を生じても、最終状態の $L_c/2 \sim L_c$ 間にはき裂を生じなかったものの最終状態を示す。また、実験終了後、 $Z=W/2$ 面と $Z=-W/2$ 面にき裂が貫通していることが確認されたものは直線で結んでいる。

同図では、必ずしも明瞭ではないが、き裂が発生するか否かは概略 $\sigma_{xm}=2\text{kgf/mm}^2$ 程度が境界となっている。ここで、き裂が発生した場合に限定してその発生時の応力を求めれば、(a)で、 $\sigma_{xm}=2.5\text{kgf/mm}^2$, (b)で X_i/L の小さい2点を除けば、 $\sigma_{xm}=2.4\text{kgf/mm}^2$, (c)では、 $\sigma_{xm}=2.4\text{kgf/mm}^2$ となる。これらの値は、表4-2に示す素材の曲げ強度 $\sigma_b^t=1.8 \sim 2.2\text{kgf/mm}^2$ に比して高い。これは、計算によるき裂発生時の推定応力が高めとなっている結果と考えられる。その理由として次のような点が挙げられる。

- ①解析において弾性率 E は初期弾性率 E_0 を用いている。最終状態の割線弾性率 E_{cf} との差は小さいとはいえ、 E を過大視しているために σ_{xm} を過大評価してしまう。
- ②き裂は連続的に観察しているのではなく、0.5~5tonごとに観察しており、き裂発見が遅れる。発見時を発生時と解釈しているために、き裂発生条件としての $\bar{\epsilon}_y$ を過大評価する。
- ③き裂は、ある程度口が開かなければ発見されない。したがって、目視による検査そのものに発見の遅れを生じる原因がある。また、第5章の解析で示すようにき裂は外表面よりも接触面の厚み方向の内部で生じる可能性が高く、表面にあらわれるまでに負荷の増大を必要とする。

以上の原因によって、ここで定めたき裂発生条件は $\bar{\epsilon}_y$ を高く評価する結果となり、 σ_{xm} を過大評価したものであり、(b)の X_i/L の小さい2点は、負荷開始直後であり、発見の遅れが顕著に現れたものと考えている。

次に接触域内き裂の発生条件について検討する。図4-16では接触域内き裂発見時の $y=\pm B/2$, $x=L/2$ の y 方向ひずみ ϵ_{y0} を σ_{xm} と同様に解析で求め、離散モデルでき裂発見時の ϵ_{y0} の分布を示している。同図からわかるように、 $\epsilon_{y0}/\epsilon_c^c$ が 0.6~1.0 の範囲に入り、 ϵ_{y0} を一定としたき裂発生条件が採用できることを示すと思われる。

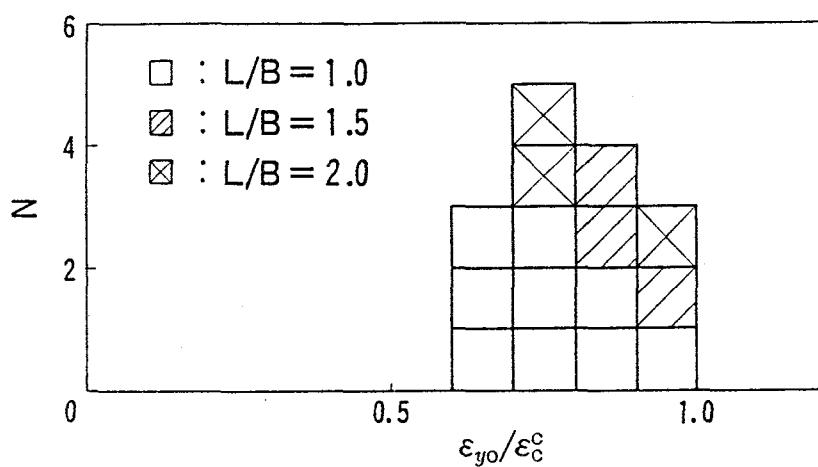


図4-16 接触域内き裂発見時のひずみ ($\epsilon_{y0}/\epsilon_c^c$) 個数分布

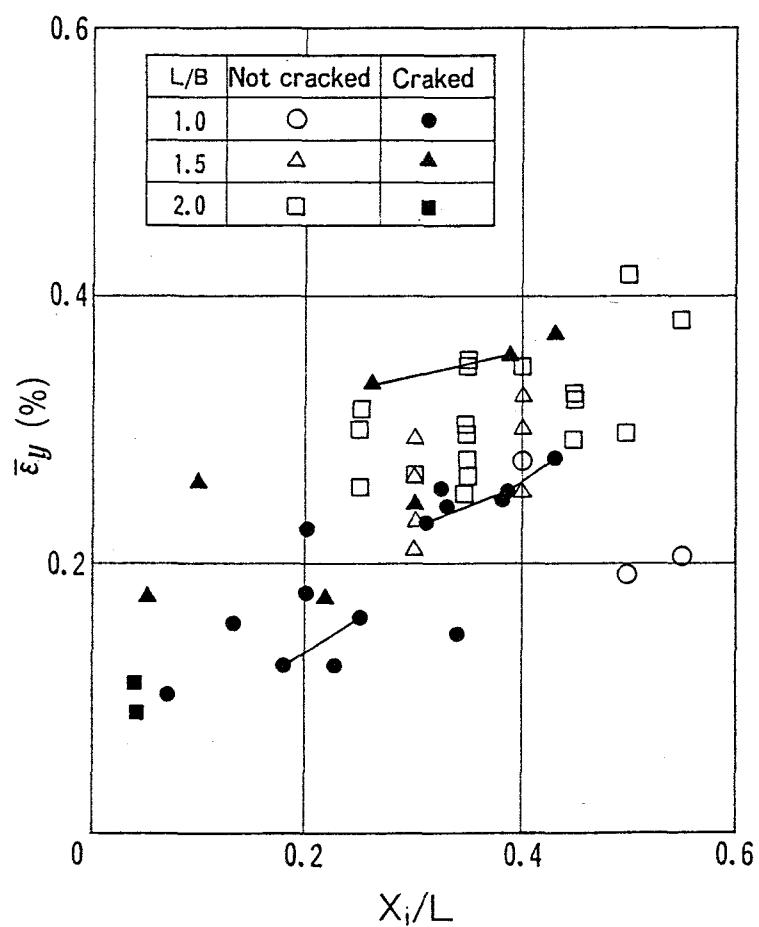


図4-17 接触端き裂発見時の平均拘束ひずみ ($\bar{\epsilon}_y$) とき裂位置 (X_i/L)

最後に、築炉設計の観点から、式(4-3)に相当する $\bar{\varepsilon}_y$ を用いてき裂発生(発見時)条件を整理してみる。図4-17は、接触端き裂に関する図4-15(a), (b), (c)のデータを1つのグラフにし、縦軸を $\bar{\varepsilon}_y$ で示したものである。同図でわかるように、接触端き裂は、 X_c/L が大きくなるにつれて生じにくくなる。またL/Bが大きくなれば(小巾化すれば)接触端き裂が生じにくくなることがわかる。これは図4-14の解析結果と良好に対応する。

また、図4-18は接触域内き裂について、そのき裂発見時の $\bar{\varepsilon}_y$ を ε_c^c (圧縮限界ひずみ)で無次元化し、その値がいかなる量でき裂が発見できたかをそのき裂個数Nの分布で示したものである。この図でわかるように、 $\bar{\varepsilon}_y/\varepsilon_c^c$ は0.3~0.9の間にばらつき、 $\bar{\varepsilon}_y/\varepsilon_c^c$ がき裂発生(発見時を発生時と仮定)の目安になりにくく、図4-16のように ε_{y0} を基準とした方が明らかによいことがわかる。

また、図4-18に示されるように、稼動面側の平均拘束ひずみ $\bar{\varepsilon}_y$ を一定とするならば、L/Bが大きく小巾化した方がき裂が生じにくいこともわかる。

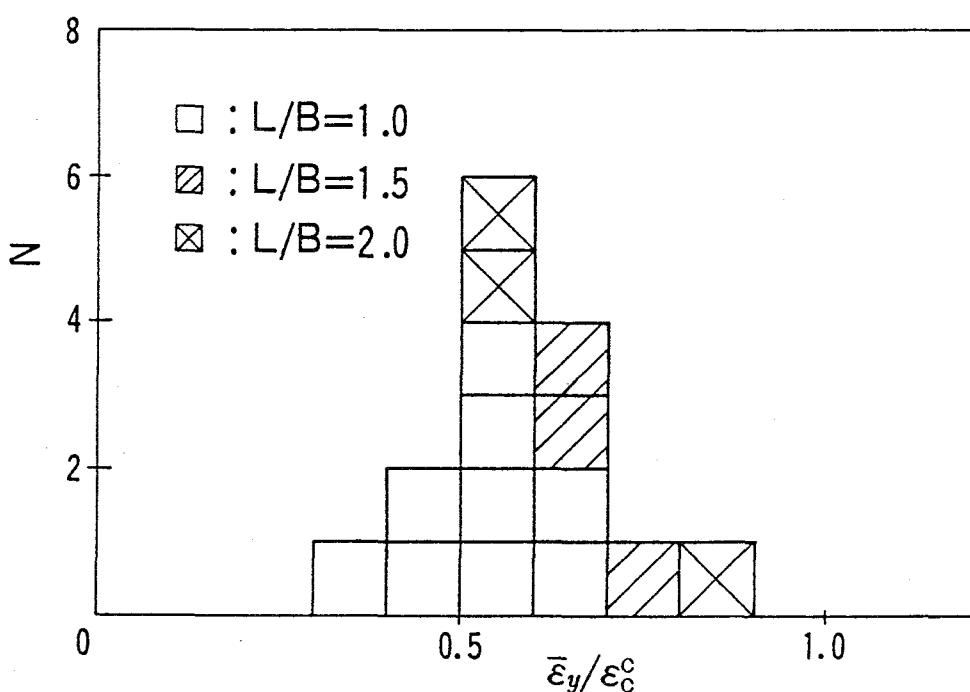
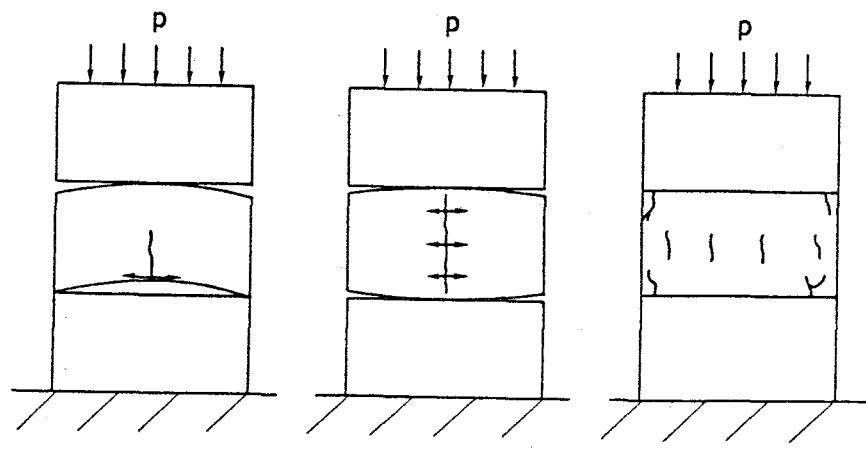


図4-18 接触域内き裂発見時の平均拘束ひずみ($\bar{\varepsilon}_y/\varepsilon_c^c$)の個数分布

4.6 れんがの接触面性状とき裂発生条件

き裂がれんが同志の接触面から発生する場合、接触面の性状がき裂発生条件に与える影響を調べる必要がある。多段積みれんがの圧縮で調べられた例⁴⁾¹⁰⁾として、目地モルタルあるいは耐火物薄板を挿入することによって、き裂が発生する荷重あるいは最高荷重が大巾に上昇するという報告がある。しかしながら、その原因については明瞭にされていない。また実炉では、ペースト状の目地モルタルが、昇温によって乾燥し、粉状となり、その後に焼結され固体になるという複雑な変化をする。このそれぞれの段階での目地モルタルの効果を調べた報告もみあたらない。そこで、接触面の性状が、き裂発生条件に与える影響を調べることにした。この際、以下の3つの観点で問題を分離する必要がある。

- ①れんがの表面に目地モルタルが付着焼結され、その小さな凹凸が、たんに応力集中源として作用し、き裂発生時の公称応力を変化させる。
- ②目地モルタルがれんが表面に小さな凹凸を作り、面圧の不均一が生じ、これによって2次的な応力が発生し、き裂発生時の公称面圧を変化させる。
- ③耐火物の表面形状の凹凸が大きい場合や、異物をはさみ込んだ場合には、れんが1個に作用する外力形態が、れんがに異なった応力状態を発生させる。この場合、巨視的には圧縮でも、図4-19に示すように、3点曲げ、割裂、一様圧縮等、力学モデルが異なる可能性があり、その場合、き裂発生時の面圧が異なっても当然といえる。目地モルタルの有無によって図4-19の(a), (b), (c)のような差異が生じる可能性がある。



(a) Bendig (b) Splitting (c) Uniform compression

図4-19 れんが形状不整による力学モデル変化模式図

ここで、これまで明らかになった接触端き裂と接触域内き裂を検討対象にすることにすれば、③は力学モデルの変更となり、本研究の範囲外である。そこで、この①、②について、後に熱間のモデル炉で実験する炭素系材料を用いて調べることにする。後述のモデル炉実験はC-1を用いる。しかし、C-1は骨材の寸法が大きいため、小型の試験片では精度が悪いと考えた。そこで、ここでは炭素系れんがとして平均的な骨材寸法をもつC-5を用いた。

4.6.1 表面の凹凸による応力集中の影響

目地モルタルは揮発分が飛散し、焼結が完了してしまえば、れんがと類似した機械的性質を示し、その後はクッション効果はないと考えられる。焼結過程の不均一、揮発の不均一が生じれば、表面に凹凸のあるれんがとなり、その応力集中を考える必要が生じる。

そこで、ここでは図4-20に示すように、目地厚より若干大きめの切欠きを付けた曲げ試験片を製作し、平滑試験片とその曲げ強度 S_t^b を比較することにした。その結果を図4-21に示す。切欠き付きの試験片の場合は、切欠きを考えない寸法で求めた曲げ強度と切欠きによる断面欠損のみを考えた曲げ強度の2種類で表示している。同図からわかるように、いずれの定義を用いてもその曲げ強度の差は小さく、平滑試験片との強度の差がほとんどないことがわかる。

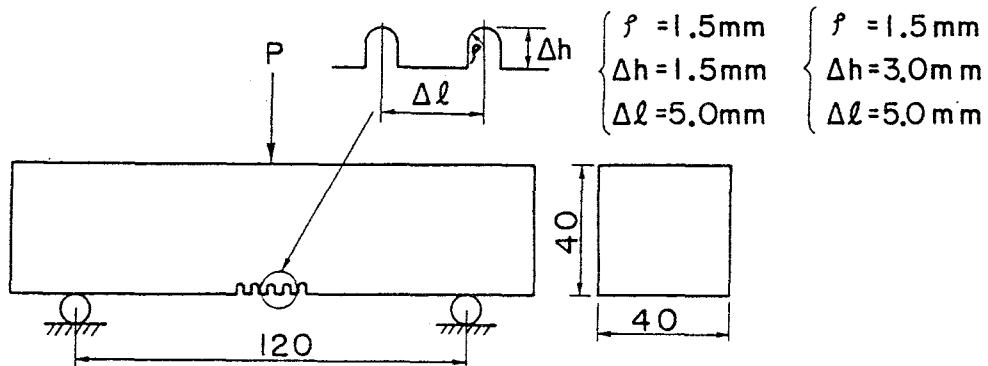


図4-20 切欠き付き曲げ試験片形状

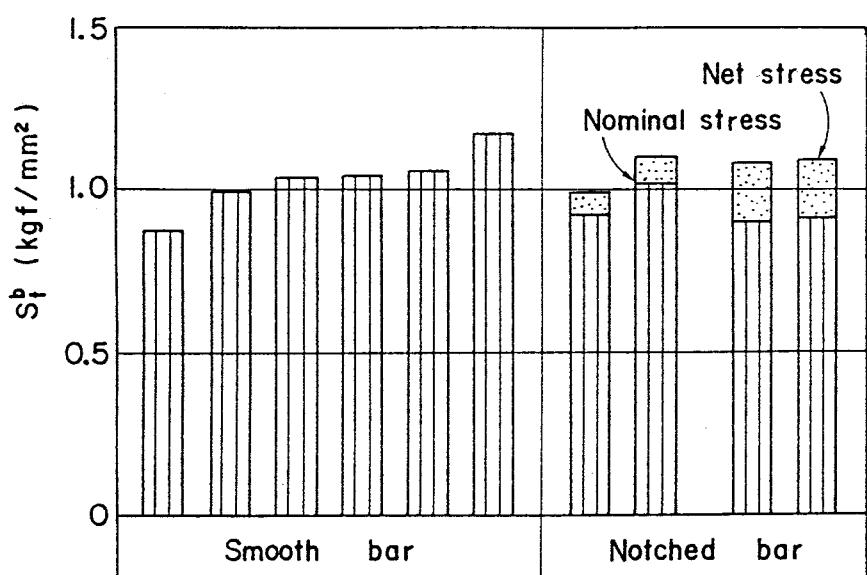


図4-21 平滑試験片と切り欠き付き試験片の曲げ強度(S_t^b)の比較

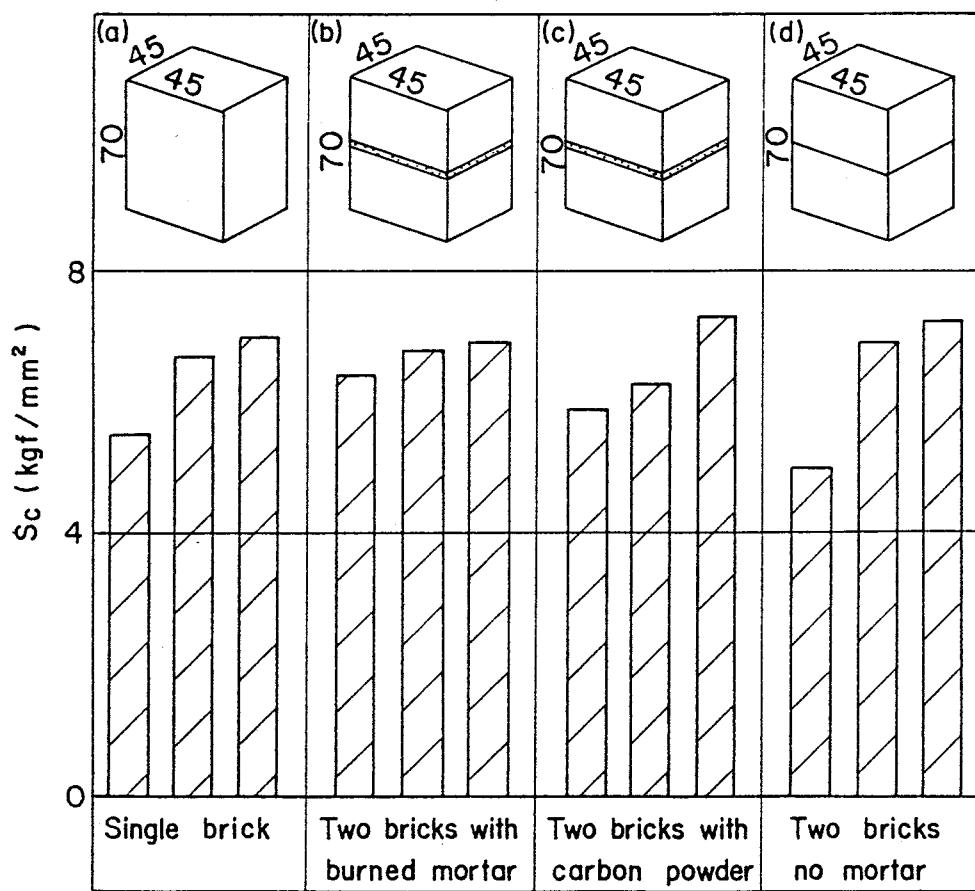


図4-22 接触面性状が圧縮強度(S_c)に与える影響

4.6.2 接触域内き裂発生条件に与える目地の影響

接触域内き裂は圧縮によるき裂であるので、ここでは図4-22の(a), (b), (c), (d)の4種の試験片の目地の効果を圧縮応力下で調べることにした。(a)は比較用の界面のない試験片であり、(b)は2つのれんが間に1mm厚さの目地モルタルを敷き、1000°Cで焼結したものである。この1000°Cは実炉でき裂の多い位置の推定温度である。(c)は目地モルタルの主原料である炭素微粉をレンガ間に1mm厚さで挟んだものである。これは実炉において、バインダーは飛散してはいるが焼結はされていない状態を想定したものである。(d)は空目地と呼ばれるものであり、れんがの機械加工面がたがいに接している状態である。冷間拘束実験はこの(d)の状態である。

以上4種の試験片の圧縮強度 S_c を調べた結果も図4-22に示されている。同図からわかるように、これらの試験における圧縮強度はいずれもほとんど同じと解釈できる。

4.6.3 接触端き裂発生条件に与える目地および接触面の影響

接触端き裂に対して、目地材あるいは界面性状が影響を与えるか否かについては、図4-23の5つの試験によって比較した。(a)は鋼製治具面と接触する場合であり、表面は最も平坦といえる。(b)は被試験れんがの上に同一材の小片を1mm厚の目地モルタルで接合し、1000°Cで焼結したものである。(c)は焼結した0.5mm厚目地板を金属製載荷ブロックと試験れんが間に挿入したものである。(d)は不均一に目地モルタルが焼結された状態を想定し、載荷面に溝を設け、負荷面積が3/5になるようにした治具を用いたものであり、(e)はれんが同志の接触面(空目地)の場合のき裂発生条件を調べるためのものである。

以上の図4-23の実験は、100ton万能引張圧縮試験装置を用い、三角形状のブロックを介し、れんがの端部を圧縮し、冷間拘束実験をより簡便に行えるようにしたものである。

なお、この接触端き裂の発生条件を調べる際にはあらかじめ接触長 L_c をパラメータとした応力解析を実施しておき、試験中は、荷重と接触長とき裂の有無のみを調べ、き裂が生じた場合は、き裂発見時の荷重とき裂位置から、き裂発生時の接触端引張応力 σ_{xm} を解析結果を用いて求めた。この際、接触長とき裂の有無は目視によって調べた。

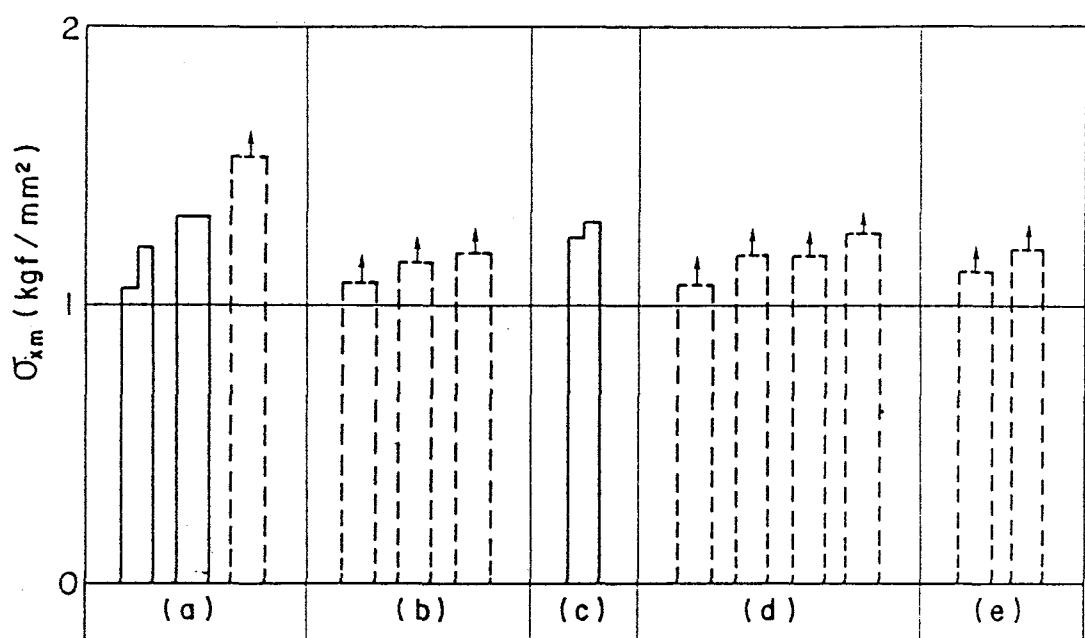
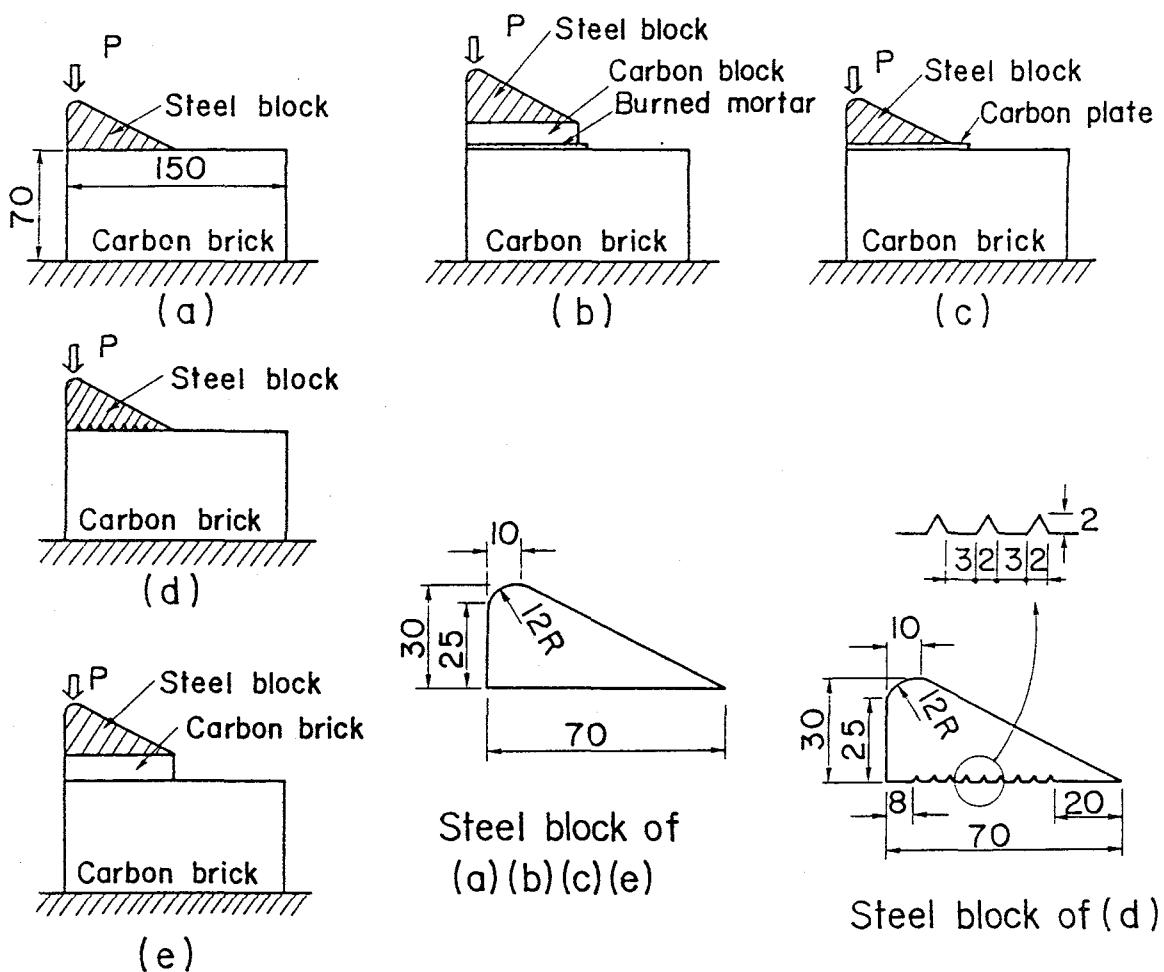


図4-23 接触端き裂発生応力(σ_{xm})に与える接触面性状の影響

試験では必ずしも接触端き裂が生じるとは限らない。特に小型のブロックを治具と試験れんが間に挿入した(b), (e)は小型ブロックの破壊が先行し, (d)では接触域内き裂が先行して試験の続行は不可能となる。そこでこれらのデータでは、試験の続行が不可能となった状態での計算上の σ_{xm} より高強度を示すものとして処理した。以上の結果も図4-23に併示してある。

同図からわかるように、接触端き裂が生じたものの方が少ないが、少なくとも治具表面の凹凸によって接触端き裂の生じる応力が低下することはないようである。また、き裂の生じたものはここでは、 $\sigma_{xm}=1.03\sim1.17\text{kgf/mm}^2$ 程度であり、その発生応力は図4-21の曲げ強度に近い。ただし、この値も前述の冷間拘束実験と同様にき裂発生時の応力を過大評価する傾向にあると考えている。

以上3種の実験で示したように、目地モルタルを想定して各種材料を挿入しても、あるいは、凹凸のある界面と接触しても、少なくともき裂発生応力を低下させるということはないようである。実炉では目地厚は0.6~2.0mm程度である。ここで実験結果によれば、目地厚より多少大きい程度の外乱を接触面に与えても、接触端、接触域内き裂のいずれもき裂発生応力が低下しなかったといえる。この現象は次のように解釈できる。

すなわち、ここで与えた外乱、形状不整は目地厚より多少大きい程度のものであり、いいかえれば、骨材寸法程度のものである。第3章で示したように、れんがには骨材寸法程度の潜在欠陥があるものと考えられる。ここで与えた外乱は、潜在欠陥程度のものであり、その程度の外乱はもともとれんがに内在していると考えられるので、その影響が出なかったものと思われる。したがって、炉体におけるれんがの場合でも、目地モルタルによる形状不整は、接触端き裂、接触域内き裂いずれの発生条件にも影響を与えないと思われる。

4.7 結 言

ハイアルミナれんがを用い、昇温中のれんがの力学挙動を模擬して、冷間での部分圧縮実験(冷間拘束実験)を行い、次の結論を得た。

- ①き裂は側面(隣接れんがとの接触面)側から発生し、圧縮力作用方向に成長する。
- ②き裂発生時の状況から、き裂は接触端き裂と接触域内き裂に分類できる。後者は稼動面を想定した最大圧縮部近傍に限られ、前者は接触長の増大に応じて最大圧縮部近傍

から遠方までの各部に発生する。

③接触域内き裂は負荷方向(炉の周方向を想定)の圧縮応力によって生じる。また、き裂はき裂発生部がおおむね圧縮の限界ひずみ ε_c 程度になったときに目視できるようになる。

④接触端き裂は接触端において負荷と直角方向(炉の半径方向を想定)の引張応力によって生じると考えられる。また、き裂は発生引張応力がおおむね曲げ強度程度に到達した時点で目視しうるようになる。

⑤最大圧縮部(炉の稼動面)の圧縮方向の平均ひずみを一定にするならば、接触端き裂、接触域内き裂のいずれも、れんがを小巾化した方が生じにくい。また、れんがと鉄皮の連成系では、れんがを小巾化した方が外力に対する剛性も高い。

冷間拘束実験より、れんが同志の接触面側がき裂発生部位となることがわかった。この冷間拘束実験では、れんが間に目地モルタルは使用されていない。また実炉では目地モルタルを用いることが多い。さらに、目地モルタルは昇温中にその性状が複雑に変化する。そこで炭素系れんがを用い、目地モルタルを模擬した状態で接触端き裂と接触域内き裂の発生条件を調べた。その結果は次のようになつた。

⑥目地モルタルにより界面に形状不整が与えられても、接触端き裂および接触域内き裂のいずれをとっても、き裂発生応力は低下しない。これは目地厚程度の外乱が、れんがにもともと存在する欠陥寸法程度かそれ以下の寸法のためであると思われる。

⑦また、この場合も接触端き裂は、発生する引張応力がおおむね曲げ強度になった時点に目視しうるようになる。

文 献

- 1)F.H. Norton:素木洋一「築炉用セラミックス」, 技報堂, 1973, pp.153-154
- 2)加藤一郎, 森田喜保, 樋上文範:鉄と鋼, Vol.68 (1982), No.1, pp.105-112
- 3)W. Davies :The Refractory Journal, 1970, June, pp.16-21.
- 4)G.M. Thomson and W. Davies :Trans. Brit. Ceram. Soc., No.68 (1969), pp.269-278.
- 5)M.J. Greaves :Iron and Steel Engineer, 1966, September, pp.187-192.
- 6)藤原昭文:鉄と鋼, Vol.72 (1986), No.15, pp.2085-2092
- 7)原亀吉, 楠瀬洋, 徳永和志:耐火物, Vol.36 (1984), No.317, pp.362-372
- 8)溝口孝喜, 星野一男, 白川磐, 谷川義信, 大谷範一:機論A編, Vol.46 (1980), No.403, pp.345-354
- 9)寺沢一雄, 松浦義一:「材料力学(下巻)」, 海文堂, 1967, pp.65-74
- 10)木谷福一, 島田信郎, 小山保二郎, 西正明:鉄と鋼, Vol.63 (1977), No.4, S-42

第5章 高炉炉底モデルによる昇温実験

5.1 緒 言

炉の昇温過程を模擬した前章の冷間拘束実験によって、れんがは拘束力によって、側面側からき裂が発生し、かつ、そのき裂には接触域内き裂と接触端き裂があることを明らかにした。しかしながらその実験は、冷間で機械的に荷重を負荷したものである。本研究の対象は、熱膨張が鉄皮によって拘束されることによって生じる熱応力であり、応力発生形態が冷間拘束実験とは異なる。また、炉体では、れんがの熱膨張が鉄皮によってどの程度拘束されるか、あるいは、その拘束力がき裂を生ぜしめる程度のものかは不明である。さらに、炉体では稼動面側では高温となり、粘弾性挙動が顕著となるが、この影響は明らかになっていない。このような問題があるため、炉を昇温し、その際の熱応力によってどのような力学状態が得られるかを明らかにする必要がある。

従来のパネルスボーリングテストの延長として、平面壁、あるいはアーチ状モデルで膨張を拘束し急速加熱した例¹⁾²⁾は報告されている。しかし、これらは急速加熱時にれんがの中央部稼動面側に引張の熱応力が発生し、それによってき裂が生じるNortonモデルにおける拘束力の影響として処理されており、拘束力そのものをき裂発生の1次因子とは考えていない。拘束力そのものでき裂を生ぜしめたものは極めて少なく、直線壁で、しかも、れんがの温度が均一の場合における金谷ら³⁾の実験例を見る程度である。

そこで、ここでは炉の形状として最も重要かつ一般的な軸対称形の小型の炉を作成し、稼動面側を昇温し、しかもNortonモデルとならないように、温度分布が直線に近い状態を保つことによって拘束力支配の応力場を作り、その力学状態を調べることにした。

なお、この目的に近い温度状態を最も作り易いのは、熱伝導率の高い炭素系れんがである。また、炭素系れんがは高炉炉底部に利用される。そこで、高炉炉底部の相似模型を炭素系れんがによって構築し、実験に供することにした⁴⁾。また、実験では、れんがの温度が高いため、力学データの採取に困難が伴うことが多い。そこで、この実験に対して応力解析を行ない⁵⁾、不足データを補うこととした。

5.2 モデル炉実験

5.2.1 実験装置と実験方法

モデル炉は、3850m³の実高炉の羽口より下部(炉底部)の相似模型とし、側壁と敷下部には炭素系れんがC-1、敷上部にはAl₂O₃44%のシャモットれんがを用いた。また、上下方向にはれんがの熱膨張を拘束しないように上部を開放とし、昇温中の放熱防止のため、蓋を鉄皮に乗せるのみの構造としている。

モデル炉の概略を図5-1に示す。寸法は実炉のその1/4であるが、築炉上の制約から、れんが単体の巾と高さは、実炉の約1/2となっており、炉体に比して相対的に大きなものとなっている。目地厚みは、炭素系れんが間では、実炉のそれの1/2の0.3mmとし、シャモットれんがと炭素系れんが間および炭素系れんがと鉄皮間のスタンプ厚みも実炉の1/2となっている。

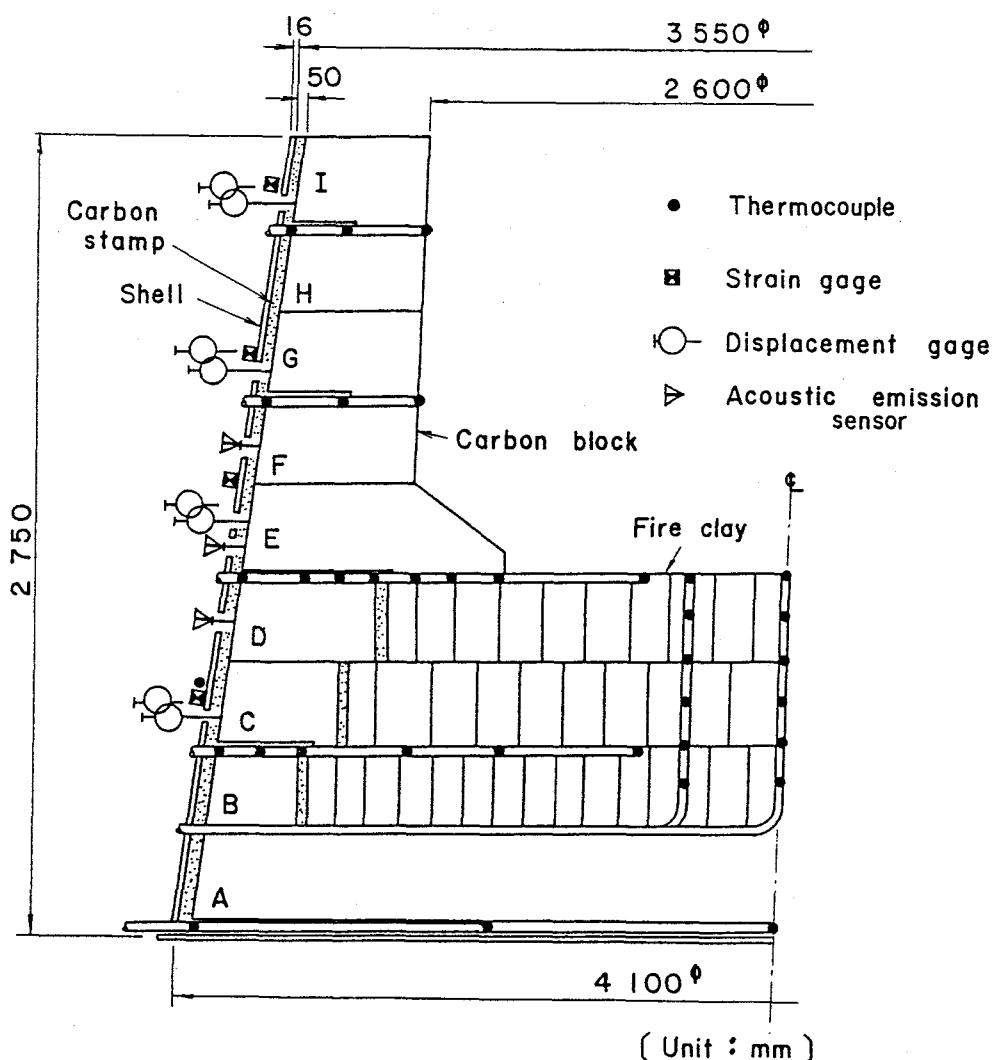


図5-1 高炉炉底モデル

実験中の温度、ひずみ等の測定位置は図5-1に併示している。温度は、れんがの稼動面、背面およびその中間部と鉄皮外面に取付けた熱電対で測定し、鉄皮外面には350°Cまで耐えうる高温用箔ひずみゲージを取付けた。図5-1は、これらのセンサー類を取付けた高さ(z)方向の位置を示すものであり、同一高さでは周方向に8点取り付けている。

また、れんがと鉄皮間のスタンプの収縮を測定するために、側壁れんが背面とその近傍に変位計の端子を取り付け、それぞれ炉体と独立した支柱上に、変位計本体を固定している。さらに、れんがのき裂発生時期を検知するために、周方向には1か所であるが、高さ方向は図5-1に示すD, E, F段の炭素系れんがに、AE(Acoustic Emission)検出器を、ウェーブガイドを介して取り付けた。

モデル炉の加熱は、3相電極によるアーク加熱とし、炉内側の温度を均一にするために敷上面にコークスを敷設した。また、炭素系れんがの酸化を防止するために、炉内には常時窒素ガスを充満させた。鉄皮外面は実炉と同様に側壁は散水冷却、敷下面是パイプ流水による冷却を行った。

試験に入る前に実炉と同様に、れんが、目地モルタルおよびスタンプの乾燥のために、稼動面側を400°Cまで昇温した。

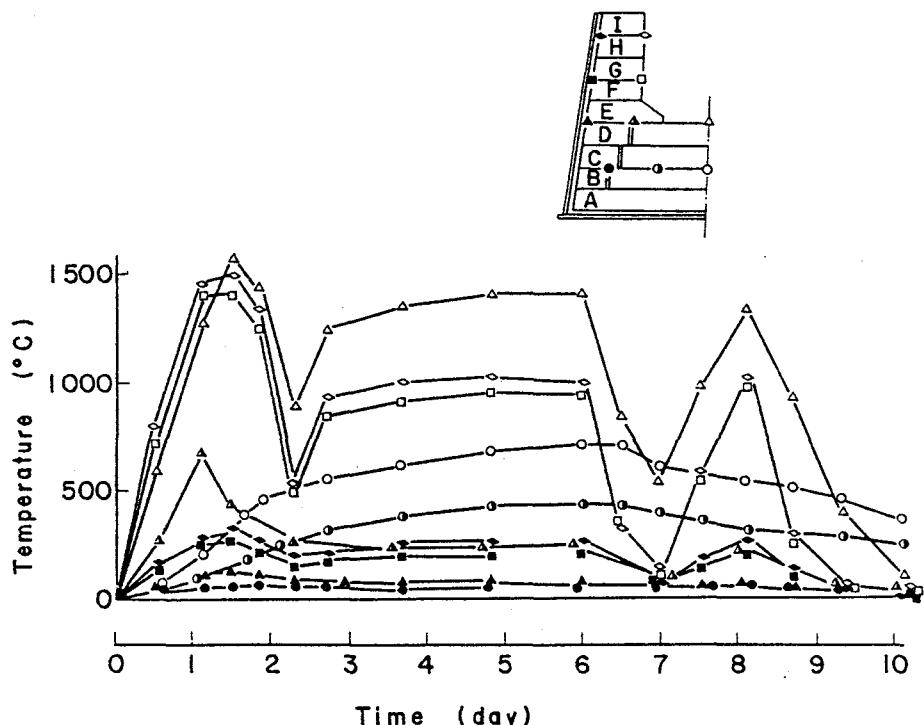


図5-2 モデル炉の温度推移

5.2.2 昇温中の力学挙動

図5-2はモデル炉各部の温度推移を示したものである。ここでは昇降温のくり返しによって力学挙動がどのように変化するかを確認することを目的の1つとして、3回の昇降温を繰り返すことにした。なお、昇温には約30時間をかけている。この理由は次の通りである。

実炉では、炉内側に保護れんががあり、その消失とともに側壁の炭素系れんがの温度が上昇すると考えられている。側壁部の背面温度計の上昇あるいは鉄皮に取付けたひずみゲージによる鉄皮応力の上昇から推定すると、実炉での側壁れんがの昇温には20~30日程度要していると考えられる。

ここで用いたモデル炉の寸法は実炉のそれの約1/4である。モデル炉と実炉の温度分布を相似とするためには、Fourier数 $M/cp \cdot t/L^2$ を同一にしなければならない。そのためには、30~45時間でモデル炉のれんが温度を最高温度に到達させればよいことになる。実験では、この昇温時間目標とし、結果的に約30時間を要することになった。

図5-3(a)は側壁(炭素系)れんがの温度分布の時間変化を示し、図5-3(b)は、敷上部シャモットれんがのそれを表す。熱伝導率が高くかつ厚みの小さい側壁炭素系れんがの温度分布は定常状態のそれに近く、一方、熱伝導率が低く、厚みの大きい敷部での温度分布は放物線状であり、急速加熱に近い状態であることがわかる。

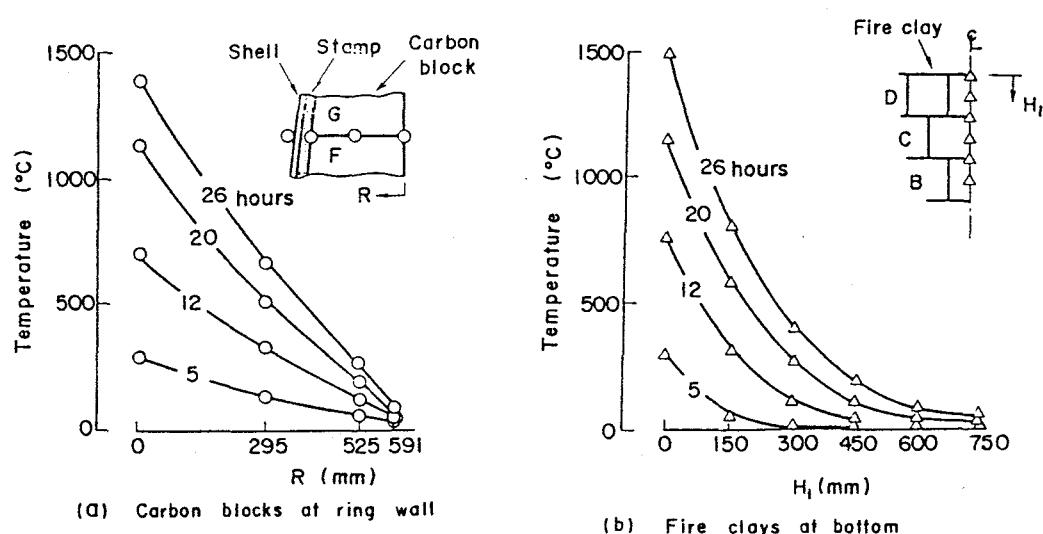


図5-3 モデル炉側壁および敷上部の昇温時の温度分布推移

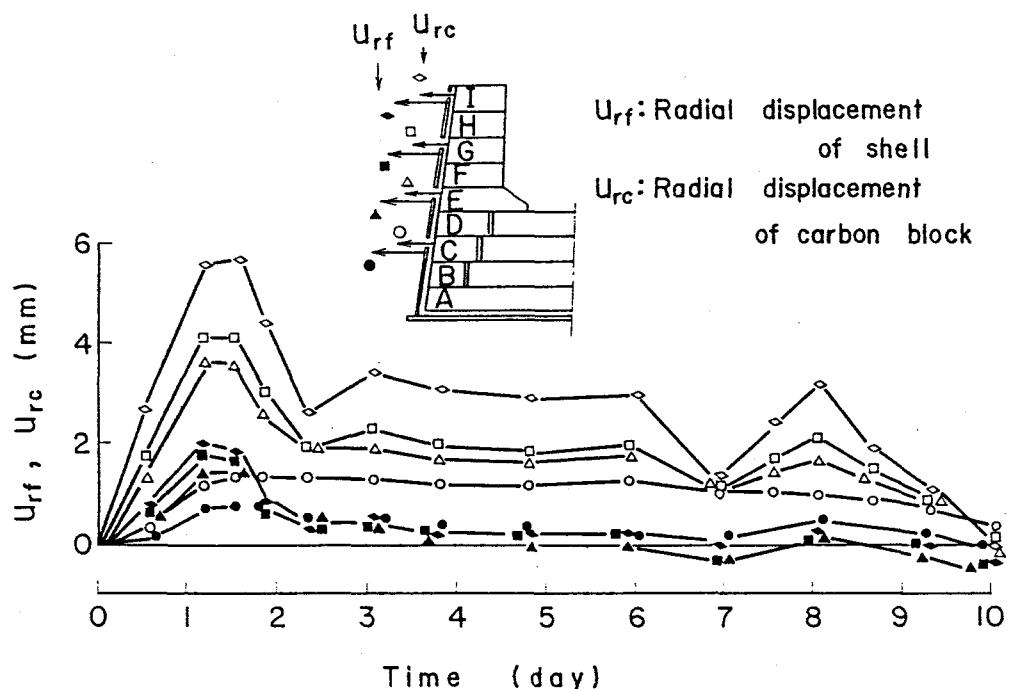


図5-4 モデル炉各部の半径方向変位 (U_{rf}, U_{rc}) の推移

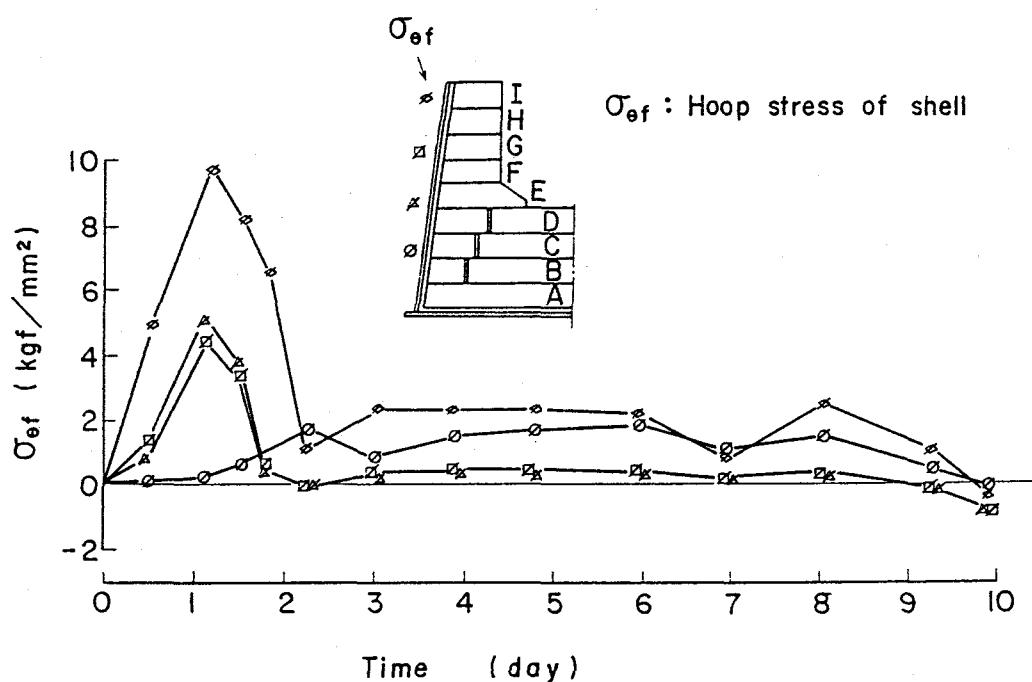


図5-5 鉄皮周方向応力 (σ_{θf}) の推移

図5-4、図5-5には3回の昇降温の繰返しにともなう炉体各部の半径方向変位と鉄皮応力のそれぞれの時間推移を示す。鉄皮応力は鉄皮の弾性率 E_f を 20000kgf/mm^2 、ポアソン比 ν_f を 0.3 としてひずみ計測の結果より求めた。なお、結果の整理および後の解析に用いる物性値を表5-1にまとめておく。図5-4と図5-5は良好な対応を示し、昇降温の繰り返しによって、昇温時の変位および応力の上昇量が減少していることがわかる。このことから、スタンプ、目地あるいは炭素系れんがに永久変形が生じていることがうかがえる。また、鉄皮による拘束力を重視する立場からは、1回目の昇温、いいかえれば、実炉の火入れ時が1つの着眼点となることがわかる。

また、鉄皮の変形あるいは発生応力は上部ほど高い。これは炉下部が低温であったことによる結果と考えられる。図5-4、図5-5に示されるように10日後に常温にもどした際に、鉄皮が収縮した傾向が見られる。これは築炉時にスタンプ施工を行った際の加圧が、鉄皮の初期応力の原因となっていた可能性をうかがわせる。

表5-1 解析用物性値

E_s	1.5	$\frac{\text{kgf}}{\text{mm}^2}$	ν_s	0	1/1
E_f	20000		ν_f	0.3	
$E_{c,r}$	1000		$\nu_{c,r}$	0.15	
$E_{c,\theta}$	640		$\nu_{c,\theta}$	0.1	
$E_{c,z}$	640		$\nu_{c,z}$	0.1	
α_s	0				
α_f	1.2×10^{-5}	$\frac{1}{\text{°C}}$			
α_c	3.0×10^{-6}				

Remarks notation

E : Young's modulus

α : Thermal expansion coefficient

ν : Poisson's ratio

Suffix

s : Stamp

r : Radial direction

f : Shell

θ : Circumferential direction

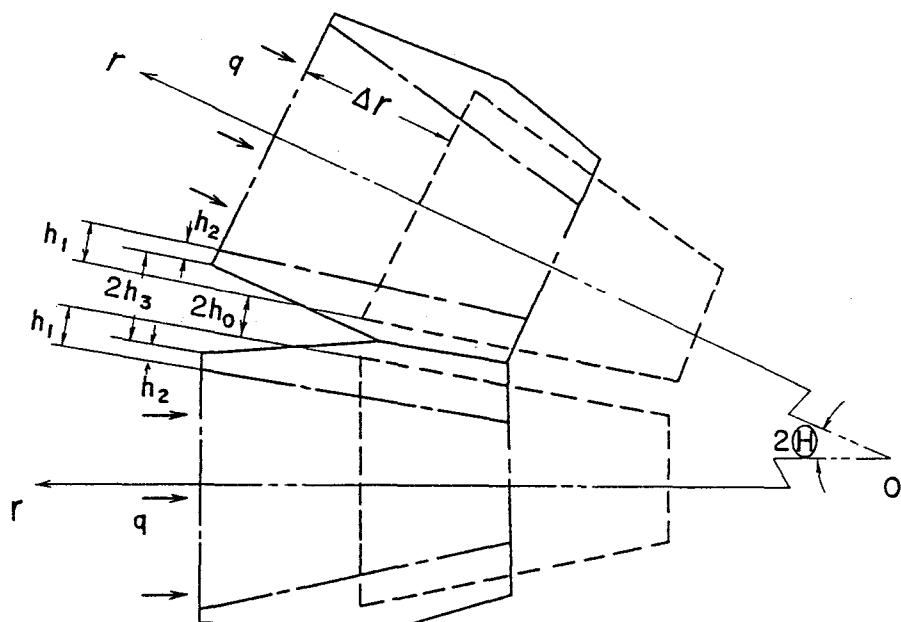
c : Carbon block

Z : Axial direction

目地と側壁れんが(以下れんがと略す)は図5-6のように挙動すると考えられる。同図の破線を昇温前のれんがの位置と形状とする。昇温時にはれんがの熱膨張の一部は目地とれんが自体の弾性、非弾性変形によって吸収されるとともに周方向力によって、れんが自体は鉄皮側に移動する。その状態を図5-6の実線で示す。同図の一点鎖線は、比較しやすいように付加したものであり、たんに半径方向に移動した場合のみでも目地部の広がりがあることを示すものである。

ここで昇温後の鉄皮(背面)側の隣接れんが間距離を $2h_3$ 、れんがの鉄皮側への移動による隣接れんが間距離の増大を $2h_1$ 、熱膨張による減少を $2h_2$ 、初期目地厚を $2h_0$ とすれば、 $2h_3$ は次式で得られる。

$$2h_3 = 2h_0 + 2h_1 - 2h_2 \quad \text{----- (5-1)}$$



----- Before heating

----- During heating (without considering circumferential expansion)

----- During heating (with considering circumferential expansion)

図5-6 れんがの鉄皮側での目地開き模式図

ここで、

$$\left. \begin{array}{l} 2h_0 = 0.3\text{mm} \\ 2h_1 = U_c \cdot \sin \Theta \\ 2h_2 = \Delta T_c \cdot \alpha_c B \end{array} \right\} \quad \text{----- (5-2)}$$

であり、 U_c はれんがの鉄皮側の移動距離、 2Θ はれんが1個の迫り角、Bは鉄皮側のれんが巾である。また、 α_c はれんがの熱膨張率であり、表5-1に示されている。 ΔT_c はれんがの鉄皮側の温度上昇量である。図5-1のG段を例にし、昇温開始27.5時間後の U_c 、 ΔT_c を用いて式(5-1)、(5-2)より、 $2h_3$ を求めれば、

$$2h_3 = 0.89\text{mm} \quad \text{----- (5-3)}$$

となる。この値は初期の目地厚の3倍であり、したがって、れんがの鉄皮側が目地開きすることは容易に推定できる。

図5-7は試験中に検知したAE信号の音波出力の最高値の時間推移を示したものであり、第1回目の昇温末期の音波出力が最も大きく、後述の解体調査により認められたき裂は、この時期に発生したと考えられる。また、検出した音波出力は上段ほど大きく、同様に後述する解体調査結果によるき裂多発域と良好に一致する。

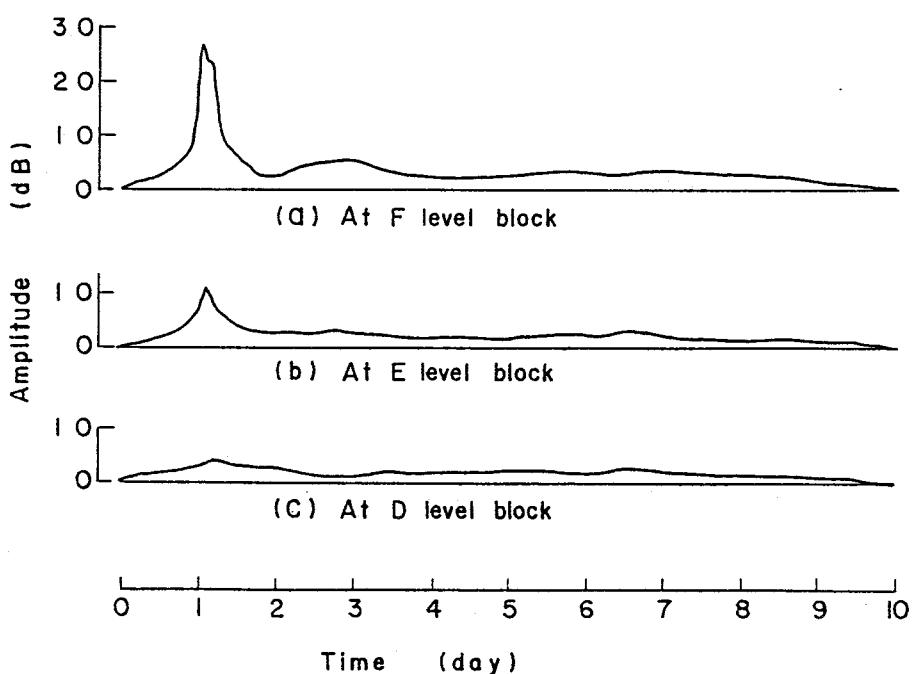


図5-7 AE音波出力の推移

5.2.3 実験後の解体調査

昇温試験終了後炉を解体し、き裂の有無、目地モルタルの焼結状態等を調べた。

図5-1の側壁部のF, G, H段のれんがには側面に図5-8の斜線で示すような稼動面に平行なき裂が見受けられた。その例を写真5-1に示す。き裂は図5-9に示すように、F, G, Hの3段のれんがの半数近くに見受けられた。これらのF, G, H段におけるき裂の稼動面側からの距離を X_c とし、れんが長Lで無次元化し、その無次元き裂位置におけるき裂個数の分布を離散モデルで示すと図5-10となる。同図に示されるように、き裂は稼動面に近い、 $X_c/L=0.025$ から 0.425 までの間に発生し、 $0.225 \leq X_c/L \leq 0.325$ の位置が最も多いことがわかる。前者は図2-5(a)のペレタイジングキルンのき裂位置範囲とほぼ同じであり、後者は図2-10の高炉湯溜り部でのき裂多発無次元位置とほぼ同じである。

モデル炉は高炉の相似模型であり、温度分布も実炉に近い。したがって、実炉におけるき裂には、本モデル炉の実験と同じ機構で発生しているものが存在する可能性がある。なお、ペレタイジングキルンの場合、温度、熱膨張吸収代および鉄皮とれんがの剛比等が必ずしもモデル炉と同じとはいえないため、同一位置にき裂が生じるという事実のみからは断定はできないが、類似の力学状態にある可能性は高いといえよう。

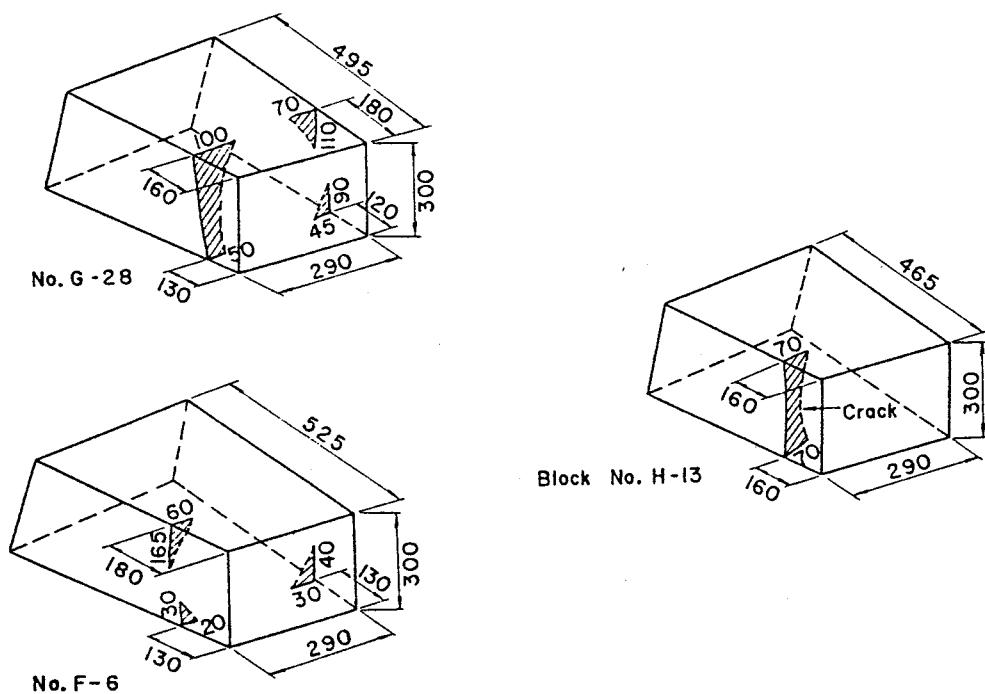


図5-8 モデル炉れんがのき裂模式図

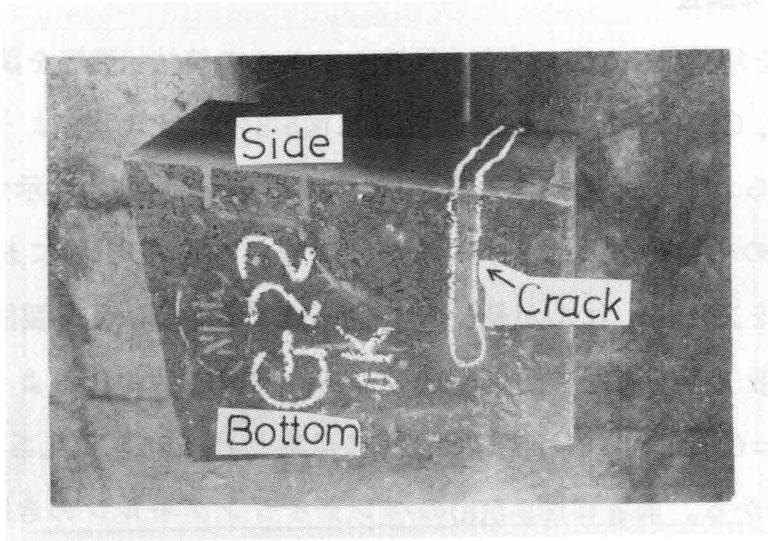


写真5-1 モデル炉れんがのき裂例

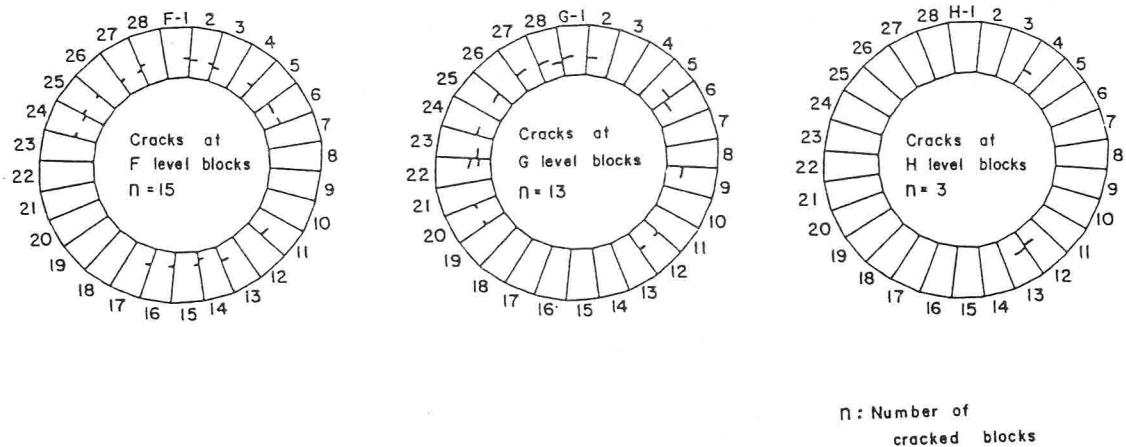


図5-9 モデル炉各段でのき裂状態およびき裂発生れんが個数

後に検討対象とするG段では、28個中13個のれんがの側面にき裂が発生していた。各れんがには2個の側面がある。側面の個数を評価個数とすれば、き裂を生じていた側面の数は17個であった。ここで、側面の数を基準にしてき裂発生確率 P_r を求めると、 $P_r = 17/(28 \times 2) = 0.30$ となる。またG段でのき裂位置を単純平均すると、稼動面から約140mmとなった。

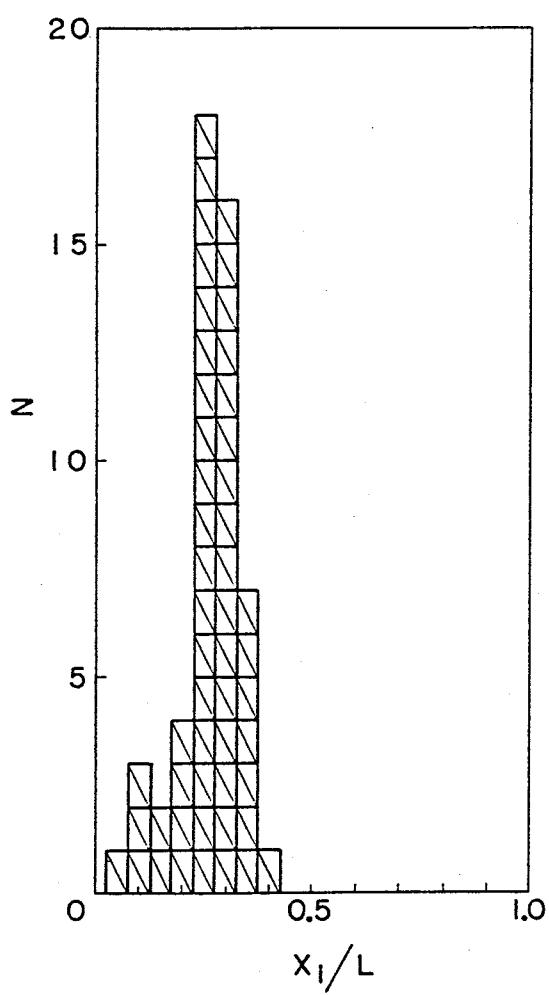


図5-10 モデル炉れんがのき裂発生位置(X_i / L)の個数分布

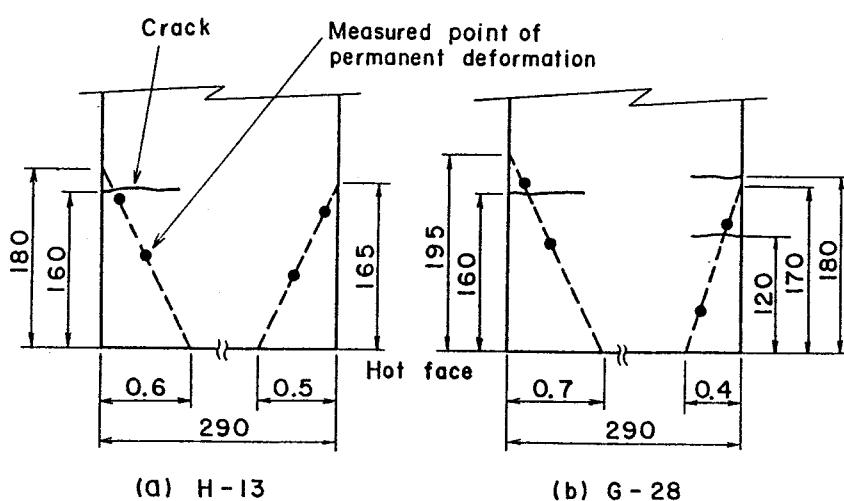


図5-11 実験後のれんが稼動面側の永久変形

またれんがは、図5-11に示すようにE, F, G, H段では永久変形しており、その永久変形開始位置は、き裂発生位置より多少鉄皮側にある。稼動面側の永久ひずみ(圧縮)で最も大きいのはG段であり、全周28個の平均ひずみは0.31%とかなり大きなものであった。

き裂の多く認められたF, G, H段の縦目地のモルタルは、焼結されてはいるが、図5-12の斜線部に示すような位置では、空孔となっており、その空孔は連続している場合が多かった。また、低温であったB, C段では、目地は上部に比して均一に付着していた。スタンプは、上部の炭素系れんが背面部では若干固化している様子があるが、下部の低温部では、バインダーが飛散した粉の状態かもしくは一部造粒されるという状況であった。

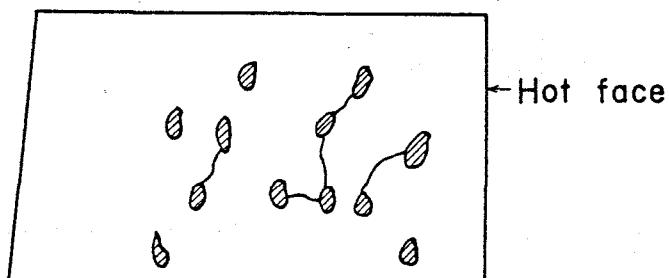


図5-12 実験後のれんが側面の目地モルタル付着状態

5.3 モデル炉実験の解析

モデル炉実験の結果から、れんがには前章の冷間拘束実験と同様に、側面からき裂が入ることが明らかとなった。またAE波測定結果から、第1回目の昇温末期にそれが生じたことが推察される。そこで、ここでは、これらのき裂が冷間拘束実験と同一機構によるものか否かを明らかにし、かつまた、そのき裂がどのような条件で生じたかを解析によって明らかにする。まず、2次元弾性解析によってその概要を明らかにし、次に、より実験条件に近い3次元解析あるいはクリープ解析によって詳細に検討することにする。

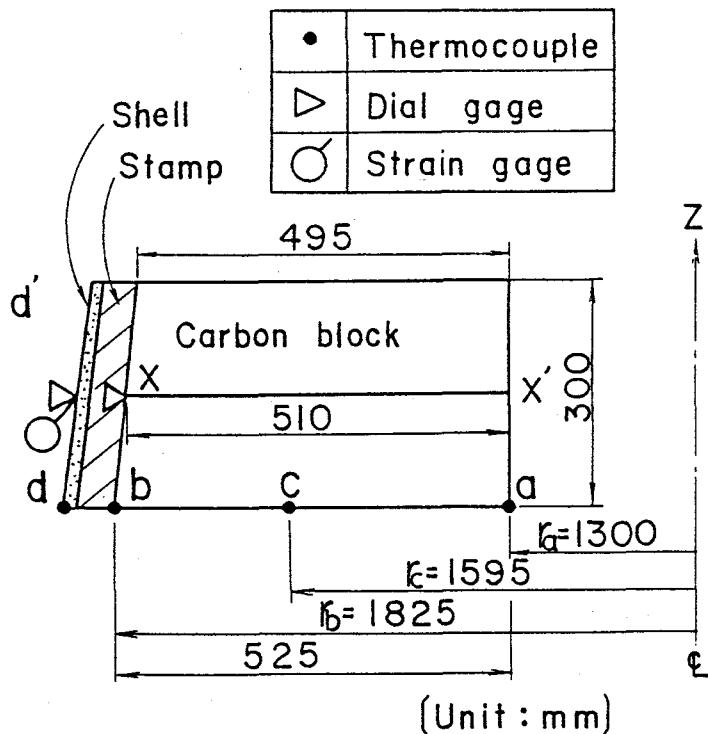


図5-13 モデル炉G段詳細図

5.3.1 解析条件

2次元弾性解析は、図5-9に示すように多数のき裂が生じた図5-1のG段を選び、き裂が発生したと思われる第1回目の昇温過程について実施した。G段の温度計測は図5-13に示されるように、れんが下面のa, b, cの3点と鉄皮外面d点で実施した。熱応力解析にはれんがの稼動面側から鉄皮外面までの全域の温度が必要である。そこで、ここでは、上記4点の測温結果と以下の仮定のもとに解析を行った。

- ①鉄皮の内外面温度差は無視できる。
 - ②スタンプの温度はb点とd点の温度の平均値で代表される。
 - ③G段下面で得られた温度データは、高さ(z)方向の温度勾配と形状変化を無視し、G段のz方向中央部(図5-13のx-x'位置)でのデータとみなせる。
 - ④れんが内の半径r方向の温度分布は次式で表されるとする。

$$\left\{ \frac{T - T_a}{T_b - T_a} \right\} = \left\{ \frac{\ln(r / r_a)}{\ln(r_b / r_a)} \right\}^\beta \quad \dots \quad (5-4)$$

ここで, T は任意点の温度, r は半径方向座標, 添字a, bはそれぞれ図5-13のa点, b点に対応する。また, β は次に述べる非定常の程度を表す温度分布のパラメータである。すなわち, $\beta=1$ は定常温度分布を示し, $\beta=0$ は稼動面($r=r_a$)のみが昇温されている最も急な場合の非定常温度分布となる。これによって, 式(5-4)は $0 \leq \beta \leq 1$ において定常から非定常の範囲の温度分布を表示しうることになる。また, β は式(5-4)に各時刻における温度とその座標を代入することによって得られる。この手法によって第1回目の昇温時における β の推移を求めれば図5-14となる。

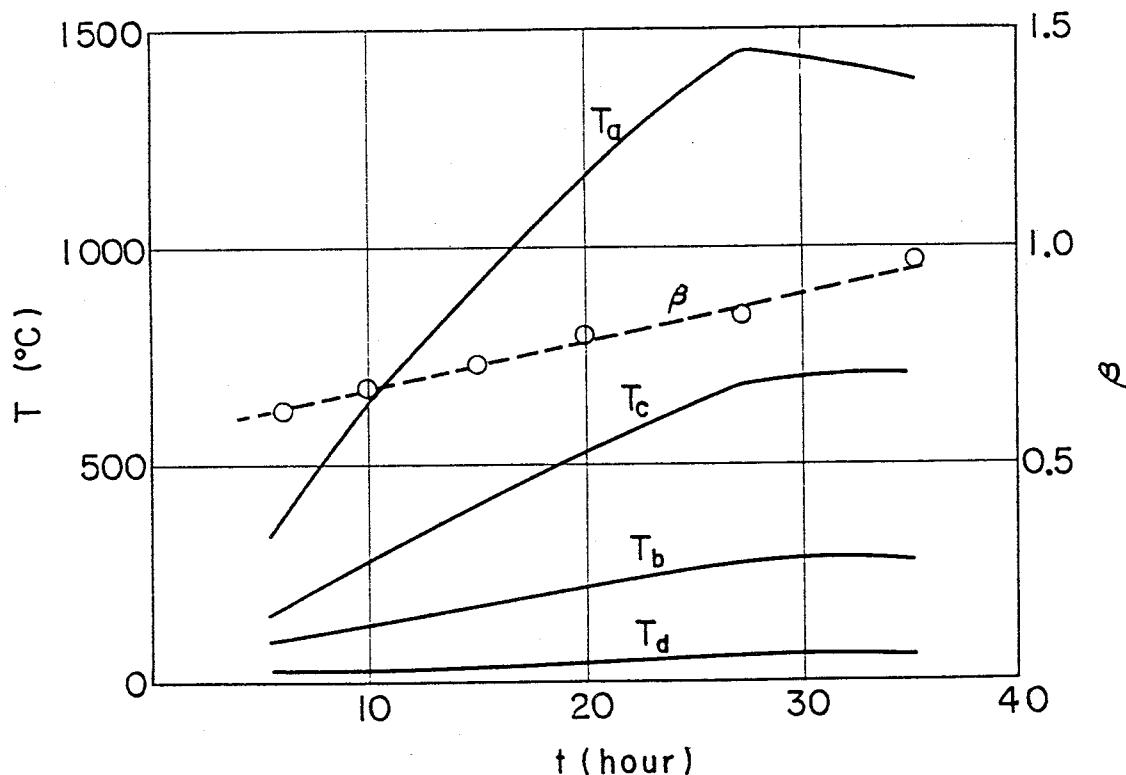


図5-14 モデル炉G段における昇温時の温度推移

次に機械的性質については以下のように取り扱う。

解析対象部は鉄皮, れんが, スタンプおよび目地モルタルの4つの部分から構成されている。前述したようにここでは弾性解析を行うものとし, 解析には表5-1の値を用いる。同表に示されるように, れんがの異方性も考慮している。また, スタンプの弾性率 E_s は, 成田ら⁶⁾による測定結果を用い, $E_s = 1.5 \text{ kgf/mm}^2$ とした。

目地モルタルの圧縮試験を行えば、みかけ上の応力～ひずみ関係は得られる。ところが炉体では、目地モルタルは昇温によってまず揮発分が飛散し減容する。さらに、特定温度では可塑性を持って流動することもある。一方、揮発分が飛散すれば一度、粉の状態となり、その後焼結が進行し、最後に焼結された固体へ変化する。これらの挙動は圧縮力にも依存する。したがって、この挙動を完全にシミュレートすることは困難であり、炉体で目地をどのように取り扱うべきか自体が設計上の解明すべき課題の1つとなる。ここで、その目地については「隙間と剛体」から構成されると仮定する。この隙間は、目地モルタルの減容に相当するものであり、熱膨張吸収代になる。これを、1つの目地当たり 2δ の厚さがあると仮定する。一方、剛体は目地部に残留する成分が完全に焼結された状態を想定したものであり、目地厚みがれんが巾に比して薄く、したがって、負荷による目地モルタルの変形がれんがの変形に比して充分小さいと考えられることから、目地モルタルの弾性、非弾性変形を無視したことになる。また、目地部に隙間 2δ を設定することによって、解析において目地部に引張応力が発生することも防止しうる。2次元弾性解析では、モデル炉実験によるき裂が、前章の冷間拘束実験と同じものか否かを明らかにするとともに、この 2δ を定量化することが、目的の1つとなる。

解析には、有限要素法(FEM)を用いる。その分割を図5-15に示す。同図は対称性かられんが半個分の領域を解析対象としている。また、 δ が目地部の隙間であり、この隙間は接触問題として処理する。

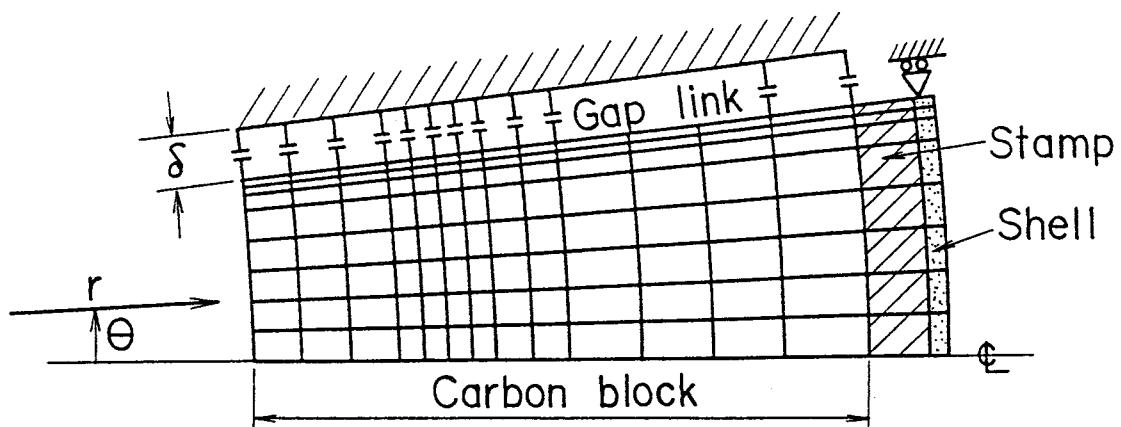


図5-15 応力解析用FEM分割図および境界条件

ここでは、目地隙間 2δ を未知とし、この値を実験値による鉄皮応力あるいはれんがと鉄皮の半径方向変位が実験値と計算値で一致する条件より定める。この場合、解析の適合範囲を定める必要がある。第3章の「炭素系れんがの機械的性質」で示したように、実験に用いた炭素系れんが C-1は1200°Cまでは線形弾性体としての性質が強い。解析対象部位の温度推移は図5-13に与えられており、昇温開始後20時間程度で稼動面温度が1200°Cに達している。そこで、ここでは、この20時間後における鉄皮応力と鉄皮とれんがの半径方向変位の弾性解析値が実験値に一致するように 2δ を定めた。

5.3.2 2次元弾性解析結果

図5-16は、解析結果より時刻 $t=20\text{hour}$ での鉄皮応力 $\sigma_{\theta f}$ の 2δ 依存性を調べたものである。同図では、材料異方性の影響についてを明らかにするために、r方向弾性率 $E_{c,r}$ とθ方向弾性率 $E_{c,\theta}$ を650kgf/mm²と1000kgf/mm²で組合せて解析しているが、鉄皮応力は $E_{c,\theta}$ で支配されていることがわかる。

本節の主題であるモデル炉の場合は、 $E_{c,r}=1000\text{kgf/mm}^2$, $E_{c,\theta}=650\text{kgf/mm}^2$ であり、この場合の計算結果は実線で結ばれている。一方、実験結果によれば、 $t=20\text{hour}$ の $\sigma_{\theta f}$ は5.6kgf/mm²となっている。計算結果より、 $t=20\text{hour}$ で、 $\sigma_{\theta}=5.6\text{kgf/mm}^2$ と

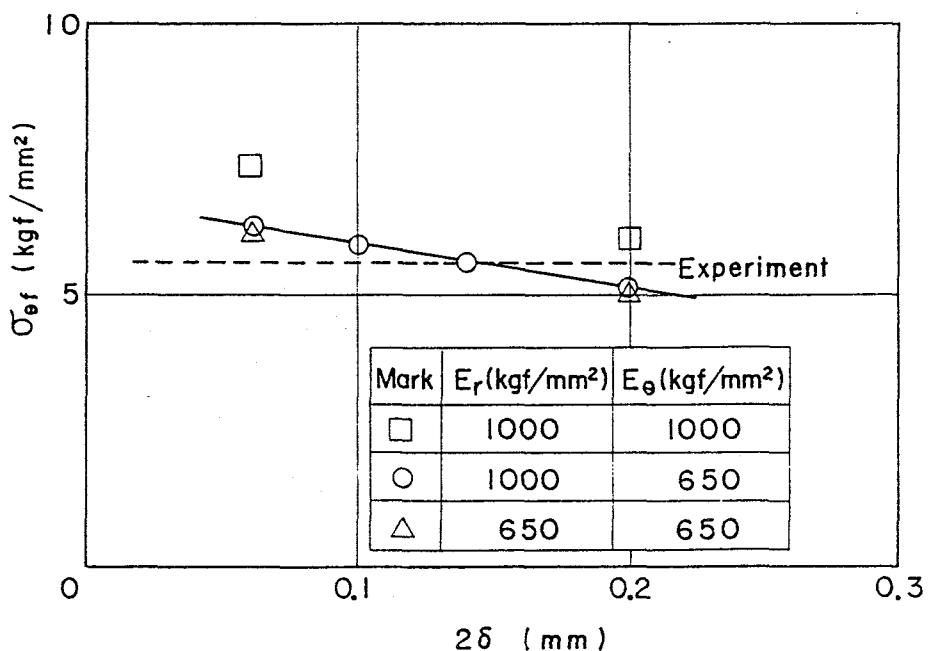


図5-16 目地隙間(2δ)と鉄皮応力($\sigma_{\theta f}$)の関係($t=20\text{hour}$)

なる 2δ は、 $2\delta=0.14\text{mm}$ である。一方、目地厚は 0.3mm で施工されている。したがって、目地部の熱膨張吸収代はその厚みの45%($0.14/0.3$)となる。

これまで目地モルタルの熱膨張吸収代は平櫛ら⁷⁾⁸⁾⁹⁾、成瀬ら¹⁰⁾、金谷ら³⁾によって主として $\text{Al}_2\text{O}_3\sim\text{SiO}_2$ 系れんがで調べられており、目地厚の20~50%とされている。本実験は炭素系の目地モルタルを用いているが、これらの結果とほぼ同様であるといえる。

なお、以上は、 $t=20\text{hour}$ の鉄皮応力 $\sigma_{\theta f}$ についてのみ着目した結果である。ここで、 $2\delta=0.14\text{mm}$ の場合の鉄皮応力、鉄皮およびれんがの半径方向変位の時間推移を実験と解析で比較すれば、図5-17となる。同図中的一点鎖線は後述するクリープの影響を考慮した解析であり、弾性解析の結果は破線で示している。同図でわかるように、 $t=24\text{ hour}$ 程度までは実験と解析で良好な一致を示す。また同図(b)でわかるように半

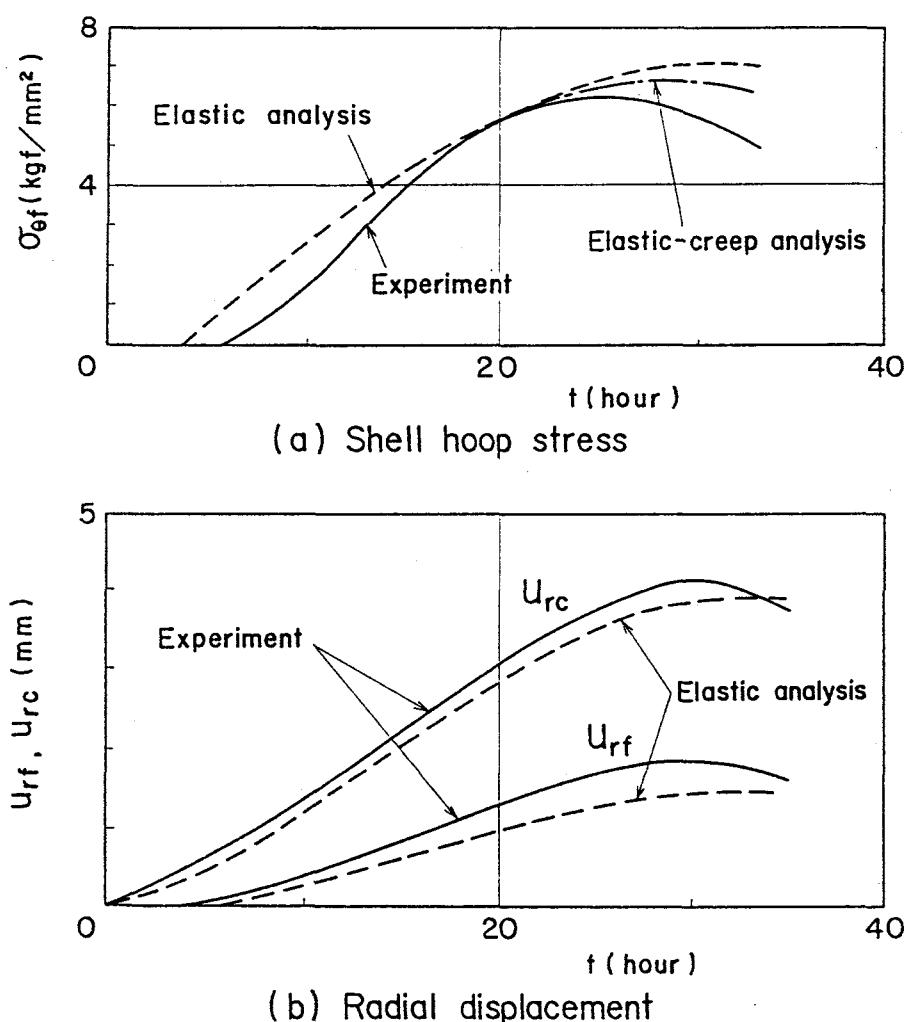


図5-17 鉄皮応力 ($\sigma_{\theta f}$) および鉄皮とれんがの半径方向変位 (U_{rf} , U_{rc}) の実験と解析の比較 ($2\delta=0.14\text{mm}$)

径方向変位が実験と解析で良好に一致している。昇温開始直後と末期で鉄皮応力が若干の不一致を示すにもかかわらず、変位が一致しているのは、変位には自由熱膨張による変位が含まれているため、応力の不一致による誤差が目立つにくくなつたことによると思われる。

ここで、れんがの応力に着目する。図5-18に、 $t=20\text{hour}$ でのれんがの応力状態を示す。冷間拘束実験と同様に隣接れんがとの接触端に引張応力の最大値 σ_{rm} が発生していることがわかる。側圧の稼動面側の値 p_0 の時間推移を図5-19(a)に、また、接触端における半径方向引張応力の最大値 σ_{rm} とその発生位置の稼動面からの距離 L_C の時間推移を図5-19(b)に示す。図5-19の一点鎖線は後述するクリープを考慮した解析結果である。なお、 L_C は弾性解析とクリープを考慮した解析で差はなかった。

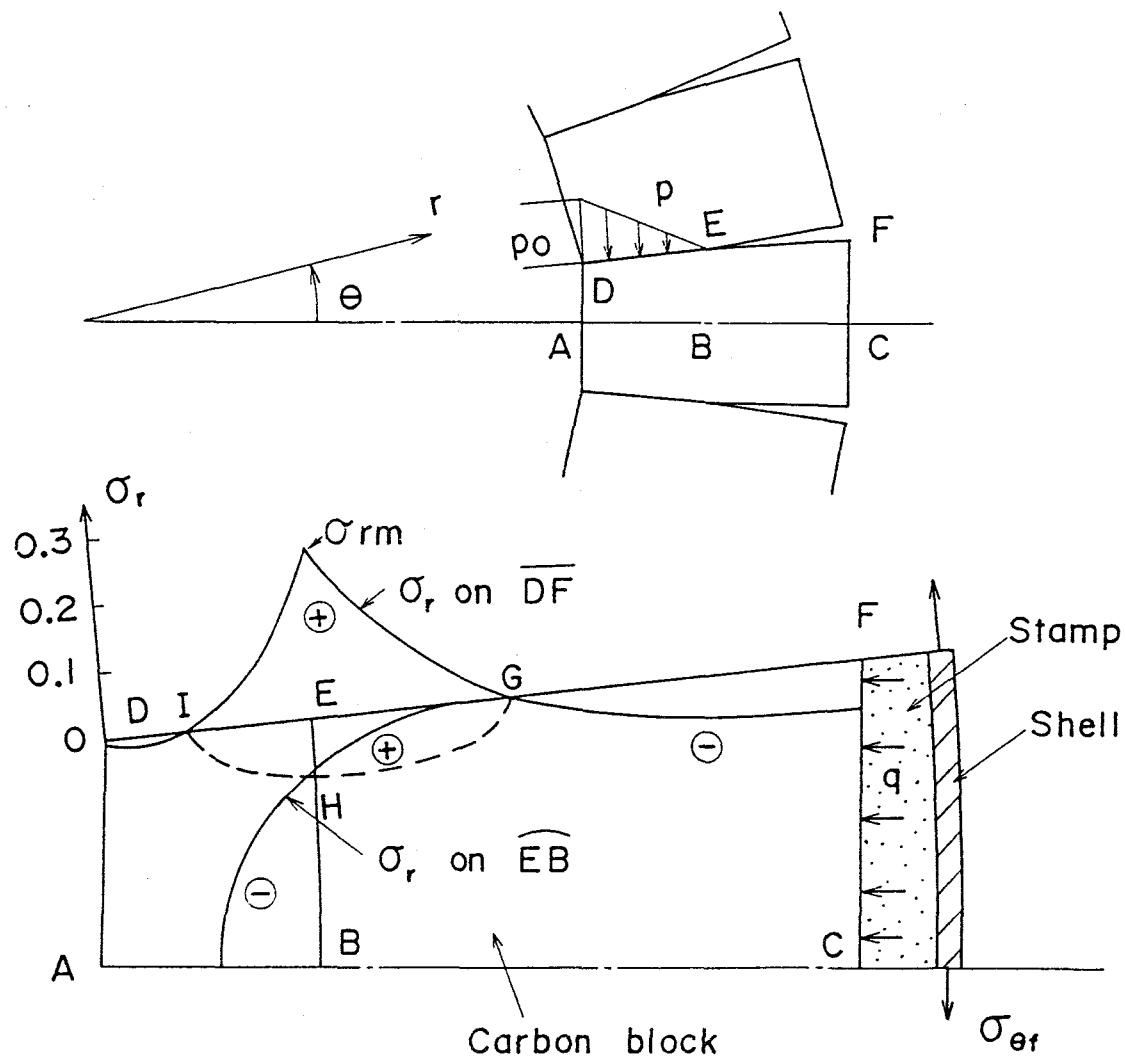
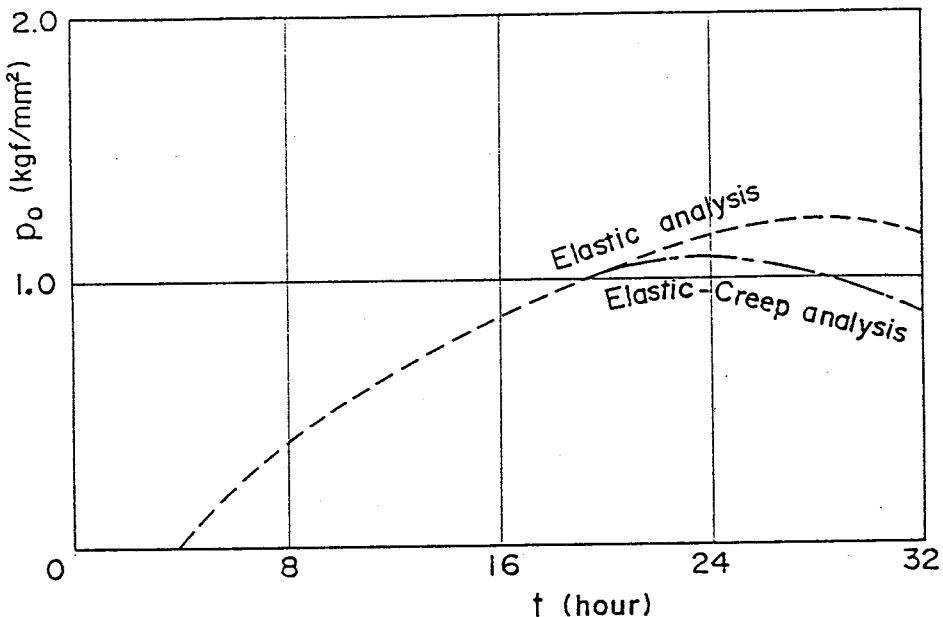
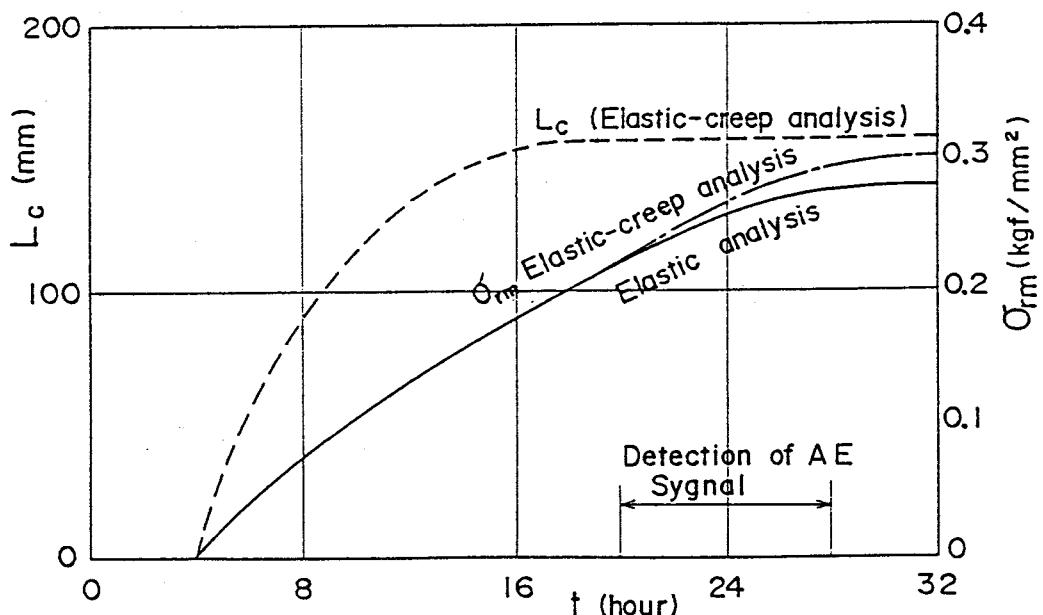


図5-18 れんがの半径方向応力 (σ_r) 分布 ($t=20\text{hour}$)



(a) Circumferential stress



(b) Radial stress and contact length

図5-19 弾性解析と弾性-クリープ解析による応力(p_o , σ_{rm})の比較

図5-19(a), (b)からわかるように計算上の σ_{rm} は後述する実験材(C-1)の半径方向の曲げ強度に比してかなり小さいものとなっている。しかしながら、図5-19(b)に示すように、図5-7のF段のAE信号で10dB以上の出力を検出した時間以後における計算上の L_c は約160mm($L_c/L=0.32$)であり、この位置は実験結果によるき裂多発位置(稼動面から約140mm)と概略一致する。

5.4 モデル炉の詳細応力解析とき裂発生条件

前節では2次元弾性解析を実施したが、現実には、れんがは3次元体であり、さらにその温度からは粘弹性挙動が生じると考えられる。ここでは、まずモデル炉でのクリープの影響について検討し、次に3次元体としての応力の特徴を検討する。

5.4.1 クリープの影響

前節の解析について、 $t=20\text{hour}$ 以後ではクリープの影響も含めた解析を実施した。クリープひずみ速度は第3章の結果より次式で与えられる。

$$\frac{d\varepsilon_v}{dt} = 0.52 \times 10^2 \times \sigma^{1.3} \times t^{-0.6} \times \exp(-\Delta H / RK) \quad \dots \quad (5-5)$$

ただし、

$$R = 8.314 \times 10^{-3} \text{ kJ/mol K}$$

$$\Delta H = 110 \text{ kJ/mol}$$

$$K = T + 273$$

t の単位は時間(hour), σ の単位は kgf/mm², ε_v の単位は%

である。

なお、解析モデルは2次元応力状態である。したがって、クリープポテンシャルとして、どのような相当応力を選定するかを決定する必要がある。しかしながら、れんがのクリープは、金属材料のようなすべり変形とは異なり、体積一定の条件は成立せず、れんがに内在する揮発分の飛散、液相生成によるすべり等の混合されたものであり、圧縮下でも気孔の増大と減容を伴う。このような物質の多軸応力状態でのクリープ構成式は明らかにされていないようである。しかしながら、ここで取り扱う問題では、クリープが生じるのは、稼動面側の一部分のみであり、しかもその部分での応力状態はθ方向の1軸圧縮に近い。したがって、ここではθ方向応力単独によってθ方向のみにクリープひずみが生じるものとして解析を実施した。第1回目の昇温時について、弾性解析の場合と $\sigma_{\theta f}$, p_0 , σ_{rm} を比較した結果が前述の図5-17(a), (b), 図5-19(a), (b)である。鉄皮応力 $\sigma_{\theta f}$ を比較した図5-17(a)では実験結果とも比較しているが、クリープを考慮した方が、より実験結果に近づき、クリープ解析の必要性が示されている。またれんが応力に注目した図5-19(a), (b)からわかるように、クリープによって稼動面側の拘束力 p_0 は減少するが、接触端引張応力 σ_{rm} は減少することではなく、むし

ろ増大する傾向にある(最大で1.03倍となる)。この現象は次のように解釈できる。

すなわち、冷間拘束実験の場合と異なり、モデル炉実験のれんがは鉄皮によって半径方向の外圧(鉄皮反力 q)を受ける。この q は半径方向の応力をれんがに生じさせ、これが接触端引張応力 σ_{rm} を相殺する傾向となる。クリープによる応力緩和は、この鉄皮反力 q を減少させ、これが σ_{rm} を増加させる結果になったと考えてよい。このことは、図5-20に示す弾性解析において、目地隙間 2δ が大きい方が q が小さく σ_{rm} が大きいことと対応する。

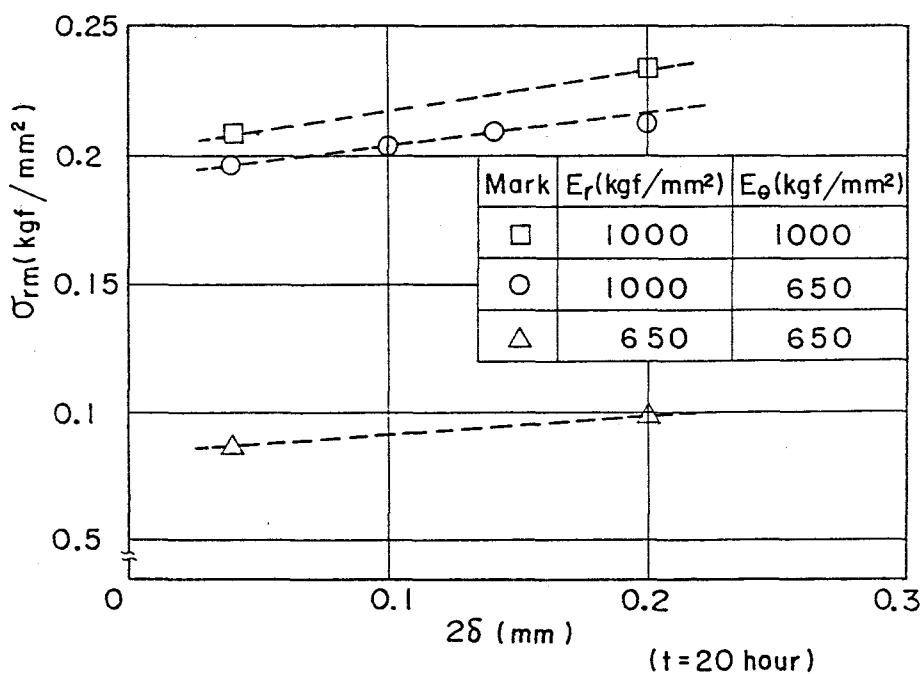


図5-20 目地隙間(2δ)と接触端引張応力(σ_{rm})の関係

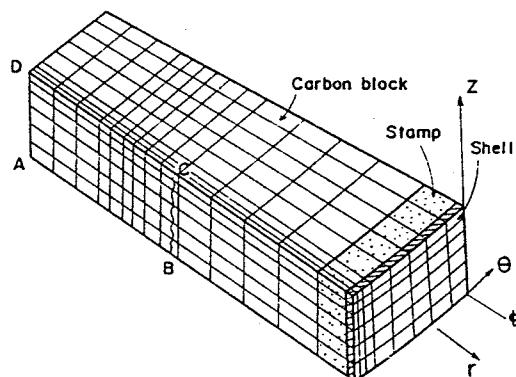
5.4.2 3次元解析

Nortonモデルのように急速加熱時のれんが中央部に生じる引張応力については2次元解析と3次元解析でその大きさが異なり、2次元解析は応力を過小評価することが知られている¹⁾。接触端引張応力についても同様の現象が生じるか否かを調べることにする。ここでは、れんが1個の炉の軸(z)方向の形状変化と温度変化を無視して、対称性かられんがの1/4の領域を対象として、図5-21(a)の分割モデルを用いてFEM解析を実施した。これは、いいかえれば、2次元弾性解析(平面応力)に対して、その厚さの影響を調べたといえる。

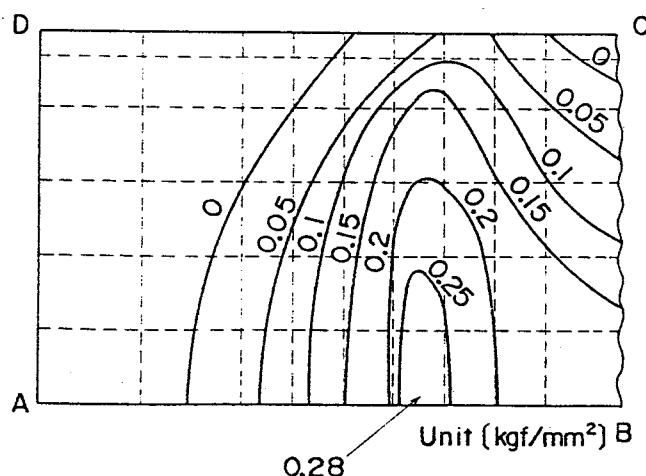
解析は第1回目の昇温開始後20hourのみについて行なった。その結果として隣接れんがとの接触面である側面の σ_r 分布を図5-21(b)に示す。同図からわかるように、 σ_r はz方向の対称線(中央部)に生じ、上面および下面近傍は小さく、その差はかなり大きいといえる。ここで、この3次元解析による σ_r の最大値 $\sigma_{rm,3}$ と前に行った2次元解析による σ_r の最大値 $\sigma_{rm,2}$ を比較すると、

$$\sigma_{rm,3} / \sigma_{rm,2} = 0.28 / 0.22 = 1.3 \quad \text{----- (5-6)}$$

となり、やはりこの場合も3次元解析の方が2次元解析に比して大きな応力が得されることになる。



(a) FEM mesh



(b) Stress distribution

図5-21 3次元解析によるれんが側面の半径方向応力(σ_r)分布

5.4.3 き裂発生条件の検討

前述の3次元解析結果によれば、き裂は側面のz方向中央部に多発することになる。モデル炉実験では、き裂は、側面の上部か下部にまで到達していることが多く、z方向の中央部から発生したか否かは不明である。また、築炉、温度の軸方向の不均一があつたことも考えられる。筆者らの報告⁴⁾の後に、仲井ら¹¹⁾が1層積みの軸対称炉で筆者らと同一の材料を用いて同様の実験を行い、同様のき裂がれんがの軸方向の中央部に発生することを示しており、本3次元解析結果と良好な対応を示している。なお、実高炉の解体調査による第2章の図2-9のき裂も、軸方向の上下面には認められず、軸方向中央部のスライス片のみに認められている。したがって、本3次元解析結果と一致し、図2-9き裂が、接触端き裂である可能性は極めて高いと考えられる。

ここで、モデル炉におけるき裂発生時の応力と強度の関係について検討する。巨視的き裂が発生しなくともAE波は発生する。したがって、本実験におけるAE波は、周方向の拘束力による微き裂を意味するか、接触端き裂(巨視的き裂)を意味するかは不明である。宮本ら¹²⁾は熱膨張拘束下で昇温を行ない、クリープが顕著となり、応力緩和が生じる温度で、AEカウント数が減少することを報告している。図5-19で示すように、AE波(音圧)が最高となるのは、周方向応力が最大となる時刻である。したがって、本実験におけるAE波は、周方向の拘束力との対応がよい。また、同図で示すように、接触端引張応力 σ_{rm} はAE波が減少しても増加し続ける。発生応力が高いほどき裂は生じやすいと考えられる。したがって、本実験における接触端き裂発生時の応力は、2次元クリープ解析では、 $\sigma_{rm} = 0.3 \text{kgf/mm}^2$ と推定される。また、前述の3次元解析によれば2次元解析の1.3倍の応力値が発生する。これは、 $t=20\text{hour}$ での解析によるものであるがたんなる形状効果があるので、 $t=20\text{hour}$ 以外でも同様の結果になると思われる。この3次元効果を考慮すれば、き裂発生時の応力は、

$$\sigma_{rm} = \bar{\sigma}_{rm} = 0.39 \text{ kgf/mm}^2 \quad \dots \dots \dots \quad (5-7)$$

となる。

き裂発生時刻を $t \geq 28\text{hour}$ とし、また、き裂多発位置を前述したように稼動面から約 140mm とすれば、き裂発生時のき裂位置の温度は 1000~1070°C 程度であり、 $\bar{\sigma}_{rm} = 0.39\text{kgf/mm}^2$ は、後述第6章の表3-1に示す 1000°C あるいは 1200°C での曲げ強度の 1/5~1/4、また宮本ら¹³⁾による 1000°C での割裂強度の約 1/2 の値となる。したがって、接触端引張応力 σ_{rm} でき裂が生じたと考えれば、極めて低応力でき裂が生じたと

いえよう。このように素材の強度に比べて低応力でき裂が生じると考へることの妥当性は次章で検討する。

5.5 結 言

炭素系れんがのC-1を用い、高炉の炉底部を模したモデル炉を製作し、加熱昇温試験を行った。また測定の困難なデータについては応力解析によって補い、次のような結論を得た。

- ①鉄皮応力は一回目の昇温時に最も高くなり、その後の再昇温時における上昇量は小さい。
- ②昇温によって、れんがは大きく外側に移動する。それによって、背面側では隣接れんが間の距離が元の目地厚の3倍程度となる。したがって、れんがは背面側では目地開きすると考えられる。
- ③本実験のように、比較的緩やかな昇温でもき裂は発生する。
- ④き裂はれんがの側面に入る。このき裂位置はペレタイジングキルン、高炉等の実炉のき裂位置と近い。また極めて類似したき裂が高炉に見つけられている。
- ⑤モデル炉におけるき裂はそのほとんどが冷間拘束実験における接触端き裂と同じと考えられる。
- ⑥クリープ解析の結果によれば、クリープにより周方向の拘束力は緩和するが、接触端引張応力は減少せず、かえって、わずかながら増大する傾向にある。
- ⑦接触端引張応力はれんがの軸方向の中央部分が軸方向の上下端より大きい。ここで行った実験材の寸法では、3次元解析による最大応力が2次元解析のそれの約1.3倍となる。実炉のき裂にもこの3次元解析結果と対応するものがある。
- ⑧モデル炉でき裂が発生したと推定される時の、計算上の接触端引張応力は、小型試験片による曲げ強度の約1/5~1/4となる。

文 献

- 1) 加藤一郎, 森田喜保, 樋上文範: 鉄と鋼, Vol.68 (1982), No.1, pp.105–112
- 2) 熊谷正人, 内村良治, 江見俊彦: 耐火物, Vol.32 (1980), No.274, pp.601–608
- 3) 金谷謙介, 坪本数雄, 中西正之: 耐火物, Vol.27 (1975), No.209, pp.272–274
- 4) 広中邦汎, 藤原昭文, 藤野眞之, 下村興治, 太田芳男: 鉄と鋼, Vol.69 (1983), No.9, pp.1121–1128
- 5) 藤原昭文, 広中邦汎, 藤野眞之: 鉄と鋼, Vol.68 (1982), No.15, pp.2116–2123
- 6) 成田貴一, 植村健一郎, 松田廣: 耐火物, Vol.37 (1986), No.335, pp.836–837
- 7) 平櫛敬資, 堀尾竹弘, 大川清: 耐火物, Vol.31 (1979), No.259, pp.388–394
- 8) 大庭宏, 平櫛敬資, 北村知康: 耐火物, Vol.23 (1971), No.163, pp.554–559
- 9) 平櫛敬資, 堀尾竹弘, 大川清: 耐火物, Vol.30 (1978), No.241, pp.101–105
- 10) 成瀬庸一, 田中利治, 江口博之: 耐火物, Vol.31 (1979), No.252, pp.28–35
- 11) 池田順一, 藤原茂, 村井良行, 仲井正人, 立川佳久, 足田圭一: 鉄と鋼, Vol.69 (1983), No.12, S–853
- 12) 宮本学, 尾上俊雄, 成田貴一: 鉄と鋼, Vol.67 (1981), No.2, pp.313–322
- 13) 宮本学, 尾上俊雄, 成田貴一: 鉄と鋼, Vol.66 (1980), No.11, S617

第6章 モデル炉におけるき裂発生条件の確率論的検討

6.1 緒 言

前章において、モデル炉の最大引張応力の発生位置が実験によるき裂位置と一致することから、モデル炉でも、隣接れんがとの接触端に生じる引張応力(接触端引張応力)によってき裂が生じると考えた。しかしその際、計算上の引張応力は、素材のき裂発生時の温度における曲げ強度の1/5~1/4と極めて小さいことも示した。ここでは、モデル炉において、このような低応力でき裂が発生した理由を、強度のばらつきと発生応力のばらつきの確率統計処理によって説明することを試みた¹⁾。

6.2 強度の統計処理

れんがのような多孔質脆性材料では一般に強度がばらつくことが知られている。また、既に第3章でハイアルミナれんがについて示したように、曲げ強度において寸法効果があることが判明している。

強度のばらつきと寸法効果は、ワイブルの最弱リンクモデルによって説明できる。そこで、実験に用いた炭素系れんがの強度がワイブル分布するものとして、そのばらつきを定量化することを試みた。

6.2.1 ワイブル確率分布

体積Vの物体内の任意点の応力を σ とし、その物体の破壊(き裂発生)確率分布関数を F_s とすれば、 F_s は次式で与えられる²⁾。

$$F_s = 1 - \exp \left\{ - \int_V (\sigma/\sigma_0)^m dV \right\} \quad \dots \dots \dots \quad (6-1)$$

ただし、 σ_0 、 m は材料定数であり、 m はワイブル係数である。また、 σ_0 は後述の有効体積を1とした場合に63.2%の破壊確率を与える応力値である。

ここで、物体内の最大応力を S とし、有効体積 V_E を次式で定義する。

$$V_E = \int_V (\sigma/S)^m dV \quad \text{--- (6-2)}$$

式(6-2)を式(6-1)に代入すれば、次式が得られる。

$$F_s = 1 - \exp \left\{ - (S/\sigma_0)^m \cdot V_E \right\} \quad \text{--- (6-3)}$$

確率密度関数を f_s とすれば、 f_s は定義により次式となる。

$$f_s = \frac{dF_s}{dS} = \exp \left\{ - (S/\sigma_0)^m \cdot V_E \right\} \{ S^{m-1}/\sigma_0^m \} m \cdot V_E \quad \dots \quad (6-4)$$

強度の平均値を \bar{S} とすれば、 \bar{S} は期待値であり、定義により次式となる。

$$\bar{S} = \int_0^{\infty} S f_S dS \quad \text{--- (6-5)}$$

式(6-5)に式(6-4)を代入すれば、母集団の平均強度 \bar{S} は、

$$\overline{S} = \sigma_0 \cdot V_E^{-\frac{1}{m}} \Gamma((m+1)/m) \quad \dots \quad (6-6)$$

となる。なお、 Γ はガンマ関数である。

ここで、相似試験片1, 2があり、それぞれの有効体積を $V_{E,1}$, $V_{E,2}$ 、平均強度を \bar{S}_1 , \bar{S}_2 とすれば、式(6-6)より、

$$\bar{S}_2/\bar{S}_1 = (V_{E,1}/V_{E,2})^{1/m} \quad \dots \quad (6-7)$$

となり、強度のばらつきから、寸法効果が得られることになる。

6.2.2 実験材の曲げ強度の統計処理

ここで、モデル炉実験に用いた材料(押し出し成形材)の半径(押し出し)方向の曲げ強度のばらつきを検討する。

き裂はれんがの側面に発生している。そこで、実験後のれんが6体の、鉄皮側に位置し、負荷および熱履歴を受けていないと思われる側面部から2本ずつ計12本の曲げ試験片($25^{\square} \times 120^{\ell}$)を採取し、スパン100mmの3点曲げ試験を実施し、その強度のばらつきを調べた。

曲げ強度 S をワイブル確率紙にプロットした結果を図6-1の左側に示す。同図の右側には、中央部より採取した $40\text{□} \times 150\ell$ の4点曲げ試験結果のうち、鉄皮側に位置し、実験中の温度が約 600°C 以下で、熱および応力履歴を受けていないと考えた16本からの

データも示してある。同図に示されるように、曲げ強度は、おおむねワイブル分布すると考えられる。

また、図6-1に対する定数 m , σ_0 (有効体積を1とする)を最尤推定法³⁾によって求めるところのようになつた。

$$\left. \begin{array}{l} \text{側面部: } m = 6.0, \sigma_0 = 1.47 \text{kgf/mm}^2 (n=12) \\ \text{中央部: } m = 8.3, \sigma_0 = 1.30 \text{kgf/mm}^2 (n=16) \end{array} \right\} \quad \text{-----(6-8)}$$

図6-1あるいは式(6-8)からわかるように、側面部と中央部でワイブル係数 m の値が異なる。そこで、 m の差が製造工程に依存するものと考え、材料組成は若干異なるが、実験材と同様に押し出し成形された $500 \times 450 \times 2000 \text{mm}$ (2000が押し出し方向)の炭素系れんがブロックC-4を用いて、 $25^\square \times \text{スパン } 100^\ell$ の試験片の3点曲げ強度の、試験片採取位置によるばらつきの差を調べることにした。図6-2(a)に試験片採取位置を、図6-2(b)に曲げ試験結果を示す。同図に示される結果から、外周部になるほど m が小さくなり、モデル炉実験に用いた材料 C-1 の挙動と良好な一致を示していることがわかる。したがって、式(6-8)の m の値は妥当なものと考えられる。

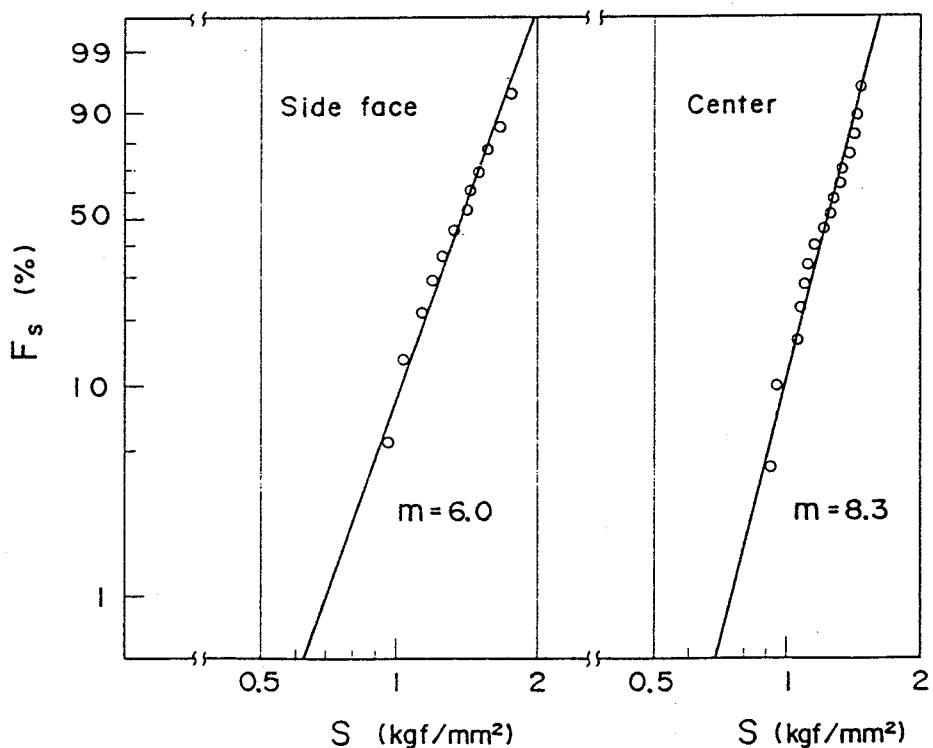
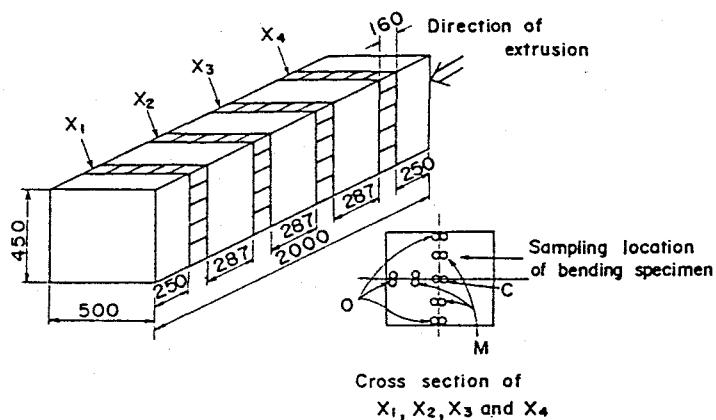


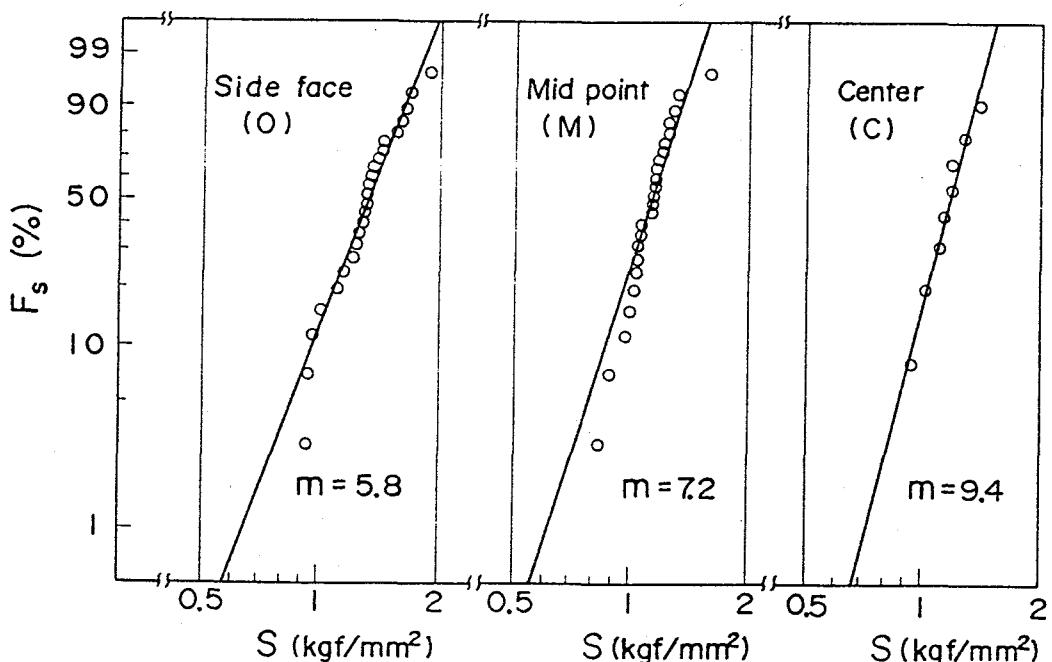
図6-1 曲げ強度のワイブル確率表示(C-1)

なお、式(6-8)の中央部のmは、最高被熱温度600°C以下の部位から採取された16本から求めたものである。最高被熱温度510°C以下の13本から求めると、 $m=9.2$ 、また、き裂の多発したF, G, H段の600°C以下の7本から求めると、 $m=8.5$ となる。したがって、式(6-8)におけるワイブル係数mには1割程度の誤差を見込む必要があると考えられる。

また、側面部より別途6本の試験片を採取し、1000°Cと1200°Cでの曲げ強度を調べた。以上に述べた実験材の半径(押し出し)方向の曲げ強度性質を表6-1に示す。同表では曲げ強度を S_t^b で示しているが、これは式(6-6)とは異り、通常の算術平均値である。



(a) Sampling location



(b) Failure probability

図6-2 曲げ強度の部位別ワイブル確率表示 (C-4)

表6-1 モデル炉実験材の曲げ強度特性

	Center (n=16)	Side face		
		R.T (n=12)	1000°C (n=3)	1200°C (n=3)
s_t^b	1.23	1.37	1.65	1.72
m	8.3	6.0		
σ_0	1.30	1.47		
σ_0/s_t^b	1.06	1.07		

6.3 発生応力と強度の確率論的評価

れんがの強度がばらつくことは既に述べたが、多数のれんがで構築される炉体では、発生応力のばらつきについても考える必要がある。両者のばらつきを考慮すれば、き裂発生確率は次式で与えられる⁴⁾。

$$P_f = \int_0^\infty f_o \left\{ \int_0^\theta f_s dS \right\} d\Omega = \int_0^\infty f_o \cdot F_s d\Omega \quad \cdots \cdots \cdots \quad (6-9)$$

ここで、 F_s , f_s は、それぞれ強度の確率分布関数と密度関数であり、 f_o は発生応力の確率密度関数である。ここで、 f_o あるいは F_s を算定することによって P_f がどのような値になるかを調べ、モデル炉実験の結果と比較する。

6.3.1 モデル炉れんがの有効体積

ここでは半径方向の正の引張応力 σ_r のみがき裂発生に関与する応力と仮定する。 σ_r の分布例は図5-18に示している。同図からわかるように、 \overline{IG} , \widehat{IHG} に囲まれた半梢円状の領域が $\sigma_r \geq 0$ の領域となり、 σ_r は接触端 E 点で最大となり、E 点から離れるにしたがって減少する。この σ_r の分布は図6-3に示すように I, G 点を支点とした深さ $2EH$ の梁の3点曲げ時の応力分布と類似している。ここで、 $EH \approx 0.3L_c$, $IE \approx 0.5L_c$, $EG \approx L_c$ があるので、求める有効体積は、曲げスパン $1.5L_c$, 深さ $0.6L_c$, 厚さ t (れんが厚み) の梁の3点曲げの有効体積とほぼ等しいことになる。

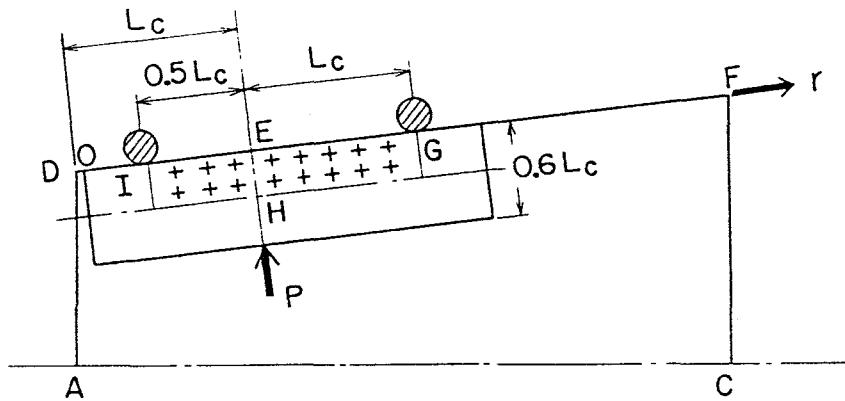


図6-3 れんがの応力分布と梁曲げの応力分布の比較

以上は特定の接触長における有効体積である。実験では昇温とともに接触長が増大する。これによって引張応力の発生域は変化する。図6-3の $0 \leq r \leq L_c / 2$ の側面部は、同図の状態では負の応力域であるが、 L_c の小さい昇温初期には正の応力域にあったと考えられる。このようなことから考えれば、有効体積は特定の接触長におけるそれよりも大きく、各部位が受ける応力履歴中の最大値を用いて算定する必要があると思われる。

応力履歴を用いて有効体積を求めるには繁雑な計算を必要とする。そこで、ここでは以下の2つの値、 V_{EL} , V_{EU} を定義し、それぞれ有効体積の下限、上限とする。

$$V_{EL} = 0.9 \cdot L_L^2 \cdot t / \{2(m+1)^2\} \quad \text{----- (6-10)}$$

$$V_{EU} = 1.2 \cdot L_U^2 \cdot t \cdot (m+2) / \{4(m+1)^2\} \quad \text{----- (6-11)}$$

V_{EL} は特定の接触長 $L_c = L_L$ において3点曲げの梁に置換して求めた有効体積であり、前述のように下限値を与える。

V_{EU} は次のようにして定めた上限値である。

すなわち、実験中に生じる最大の接触長を L_U とする。このとき、 $0 \leq r \leq L_U$ の側面は最大引張応力の発生位置となる可能性を有する。そこで、 V_{EU} を外側曲げスパン $2L_U$ 、内側曲げスパン L_U 、深さ $0.6L_U$ の梁の4点曲げ時の応力分布に置換して求めた有効体積とする。これは、梁の深さを接触長が最も大きい場合の値を用いて決定しているこ

と、また、 $0 < r < L_U$ で一様でかつ最大値と等しい応力が側面部に発生することを仮定していることから、真の有効体積よりも過大評価することになる。

以上の V_{EL} , V_{EU} を用いれば、真の有効体積 V_{ME} は両者の間に存在することになる。すなわち、次式が成立する。

$$V_{EL} < V_{ME} < V_{EU} \quad \cdots \cdots \cdots \text{(6-12)}$$

6.3.2 き裂発生確率から推定される発生応力

表6.1の σ_0 は曲げ試験片($25\text{□} \times \text{スパン } 100^{\ell}$)の有効体積 V_{OE} を1として求めたものである。したがって、式(6-3)より、モデル炉れんがの破壊確率分布関数 F_s と発生応力 S の関係は次のようになる。

$$F_s = 1 - \exp\{- (S / \sigma_0)^m \cdot V_{ME} / V_{OE}\} \quad \cdots \cdots \cdots \text{(6-13)}$$

$$S = \{- \ln(1 - F_s)\}^{1/m} \cdot \{V_{OE} / V_{ME}\}^{1/m} \cdot \sigma_0 \quad \cdots \cdots \cdots \text{(6-14)}$$

式(6-9), (6-12), (6-14)より、モデル炉れんがに発生した応力 S の上下限が得られることになる。

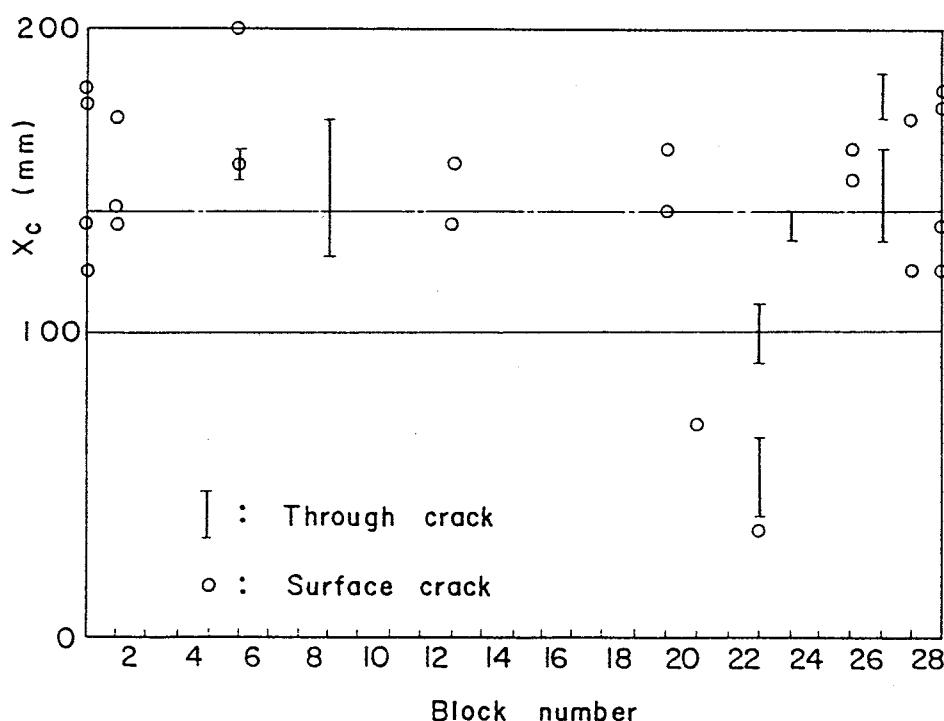


図6-4 モデル炉れんがのき裂位置(X_c)のばらつき

前述したように、き裂発生確率は0.3であり、発生応力のばらつきを考えなければ、 $P_f = F_s = 0.3$ である。き裂位置(稼動面からの距離を X_c とする)を図6-4に示すが、その平均値 \bar{X}_c は $\bar{X}_c = 140\text{mm}$ である。接触端が最大応力点であるので、その接触端でき裂が発生したとすれば、 L_c の平均値 \bar{L}_c は、 $\bar{L}_c = \bar{X}_c$ となる。この \bar{L}_c を L_L の平均値 \bar{L}_L とすれば式(6-12)より V_{EL} が得られることになる。

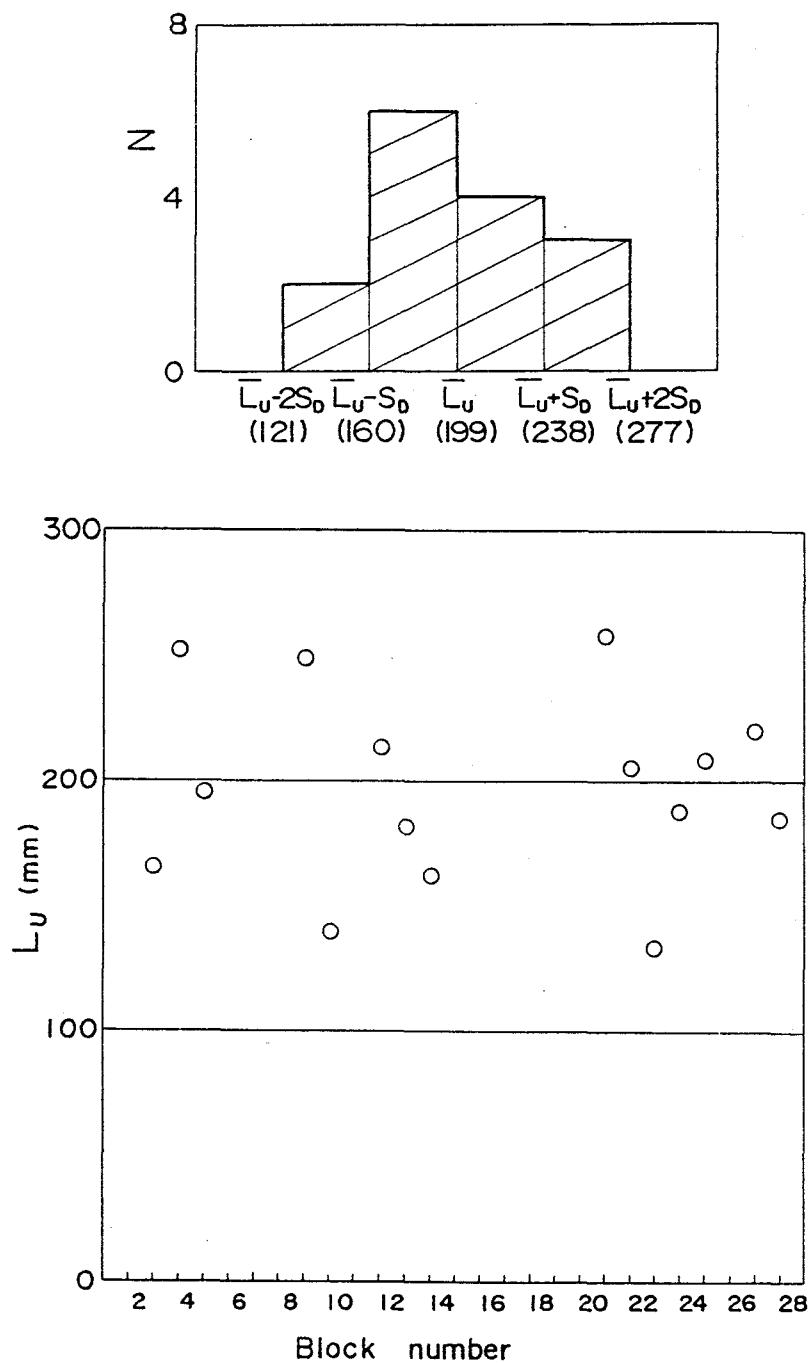


図6-5 モデル炉れんがの最大接触長(L_u)のばらつき

図5-11には実験後のれんが側面の永久変形の例を示している。永久変形がなくなる位置を実験中に生じた最大接触長 L_U と仮定する。検討対象とするG段の15か所で測定した L_U の分布を図6-5に示す。同図では L_U にはばらつきの多いことがわかる。ここでは、まず、このばらつきを無視し、平均値で評価する。この場合、 L_U の平均値 \bar{L}_U は、 $\bar{L}_U = 199\text{mm}$ となる。これを式(6-11)に代入すれば V_{ME} の上限値 V_{EU} が得られる。

また、前述したように、き裂発生時のき裂位置の推定温度は $1000\sim 1070^\circ\text{C}$ である。この温度での強度のばらつきは調べていない。そこで、高温でのばらつきと常温でのそれが同程度であると考えて、常温での m と σ_0 / S_t^b が高温でのそれらと同じと考えた。この場合、表6-1より、 $\sigma_0 = 1.8\text{kgf/mm}^2$ となる(1000°C と 1200°C での曲げ強度の平均値より定めた)。また、 m は 6.0 となるが、前述したように $\pm 10\%$ 程度の推定誤差を含む。したがって、ここでは、 $m = 5.4, 6.0, 6.6$ の3通りについて発生応力 S を算定することにした。その結果は次のようになつた。

$$\left. \begin{array}{l} 0.43 \text{ kgf/mm}^2 < S < 0.65 \text{ kgf/mm}^2 \quad (m=5.4) \\ 0.48 \text{ kgf/mm}^2 < S < 0.72 \text{ kgf/mm}^2 \quad (m=6.0) \\ 0.54 \text{ kgf/mm}^2 < S < 0.79 \text{ kgf/mm}^2 \quad (m=6.6) \end{array} \right\} \quad \text{--- (6-15)}$$

式(6-15)の発生応力 S は解析結果 $\bar{\sigma}_{rm} = 0.39 \text{ kgf/mm}^2$ に比較して若干大きい。この差異を生ずる原因を次に検討する。

6.3.3 接触長と発生応力のばらつきの考慮

発生応力にはばらつきがあれば、式(6-9)にあるようにその評価が必要となる。ここでは、接触長のばらつきから発生応力のばらつきを推定し、それによってき裂発生確率から推定される発生応力の平均値 \bar{S} がどのように変化するかを調べる。

図6-5に示すように、最大接触長 L_U にはばらつきがある。標準偏差 S_D は 39mm であった。ここで、任意の平均接触長 \bar{L}_c を有するときには、その接触長のばらつきは $\bar{L}_c / L_U \cdot S_D$ の標準偏差をもつ正規分布になると仮定する。

以上の仮定によって、モデル炉の周方向の均一性はなくなるが、周方向の断面力の釣り合いにより次式が成立すると仮定する。

$$\int_0^{L_c} p \, dr = \text{Const.} \quad \text{--- (6-16)}$$

ここで p は周方向の拘束力分布を表わし、各接触面で L_c が異なれば、それに応じて各接触面で p が異なることを意味する。 p が各接触面で異なれば、その結果、接触端引張応力 σ_{rm} も各側面で異なる。そこで、ここでは後述の第7章で示す簡易解析法を用いて、 L_c が炉内ではらつく場合の σ_{rm} のばらつきを推定する。

その簡易解析法では、2次元等方弾性問題で、かつ、 p の分布が線形の場合しか解は得られない。したがって、第5章での解析条件とは異なり、解に誤差が生じる。そこで、簡易解析法による解を σ'_{rm} とし、その誤差を補正するために、 k を定数として次式を仮定することにした。

$$\sigma_{rm} = k \cdot \sigma'_{rm} \quad \cdots \cdots \cdots (6-17)$$

まず、第5章の $t=30\text{hour}$ でのFEM弾性解の $p_0=1.2 \text{ kgf/mm}^2$ と $L_c=160\text{mm}$ を用いて簡易解析法で σ'_{rm} を求め、それがクリープ、異方性および3次元効果を考慮したFEMの解 $\sigma_{rm}=0.39 \text{ kgf/mm}^2$ となるように、 $k=1.3$ と定めた(弾性率は半径方向の値を用いる)。

次に、 p の分布を線形とし、 $L_c=\bar{L}_L=140\text{mm}$ で p_0 を仮定し、この \bar{L}_L を平均値として L_c が前述の仮定にしたがってはらつく場合の p_0 を式(6-16)より求め、それらと簡易解析法および式(6-17)より σ_{rm} のばらつきを求め、炉全体のき裂発生確率 P_f を求めた。この P_f が 0.3 となる場合の σ_{rm} の平均値を \bar{S}_U とした。この場合、有効体積は式(6-10)を用い、 P_f の算定には有効体積のばらつきも考慮した。

$L_c=\bar{L}_U=199\text{mm}$ を平均接触長とし、式(6-11)の有効体積を用いた場合についても同様の処理を行ない、 P_f が 0.3 となる σ_{rm} の平均値 \bar{S}_L を求めた。

以上によって、れんがに発生する応力 \bar{S} は、 $\bar{S}_L < \bar{S} < \bar{S}_U$ 、すなわち、次式となる。

$$\left. \begin{array}{l} 0.38 \text{ kgf/mm}^2 < \bar{S} < 0.57 \text{ kgf/mm}^2 \quad (m=5.4) \\ 0.43 \text{ kgf/mm}^2 < \bar{S} < 0.64 \text{ kgf/mm}^2 \quad (m=6.0) \\ 0.47 \text{ kgf/mm}^2 < \bar{S} < 0.69 \text{ kgf/mm}^2 \quad (m=6.6) \end{array} \right\} \quad \cdots \cdots \cdots (6-18)$$

式(6-15)と式(6-18)の比較によってわかるように、接触長のばらつきから発生応力のばらつきを推定することによって、れんがに発生したと考えられる応力は約1割小さくなる。

また、式(6-18)で示したき裂発生確率から推定される発生応力 \bar{S} は $0.38 \sim 0.69 \text{ kgf/mm}^2$ である。この値は、応力解析による値 0.39 kgf/mm^2 の $1.0 \sim 1.7$ 倍であり、若干

大きいことになるが、応力解析にも誤差があるので概略妥当な値と考えられる。これらの結果によれば、モデル炉のれんがのき裂は、き裂発生時の温度での素材の曲げ強度の1/5~1/2.5程度の応力で発生したことになる。

6.4 結 言

モデル炉実験に用いた材料の曲げ試験結果から、モデル炉れんがの強度(寸法効果)とそのばらつきを推定し、れんがのき裂発生確率かられんがに発生する応力を推定した。この際、隣接れんがとの接触長のばらつきから発生応力のばらつきを推定し、それを考慮することによって、き裂発生確率から推定した発生応力と、応力解析による発生応力が概略一致することを示した。このことはれんが積み構造体のき裂評価に、強度のばらつきの処理、寸法効果の処理が重要であり、また構造体における応力状態のばらつきの検討が必要であることを示すといえよう。

また、この過程において、押し出し成形されたれんがでは、側面部での曲げ強度のばらつきが、中央部でのそれより大きいことを明らかにした。

文 献

- 1) 藤原昭文, 岩本信也: 鉄と鋼, Vol. 74(1988), No. 12, pp. 2345—2352
- 2) 例えば, 窯業協会編: 「セラミックスの機械的性質」, 1979, p.21
- 3) 例えば, 北川敏男, 稲葉三男: 「統計学通論」, 共立出版, 1966, p.123
- 4) 例えば, 土木学会編: 「構造物の安全性・信頼性」, 1979, p.15

第7章 高炉炉底れんがのき裂損傷の低減

7.1 緒 言

第4章および第5章における実験と解析によって、円筒容器が昇温されれば、内張りれんがには、接触端き裂と接触域内き裂が生じる可能のあることがわかった。また、これらのき裂中には実炉のそれと類似したものがあり、実炉でも発生している現象と考えられることを示した。

以上は炉体におけるれんがのき裂発生機構を明らかにした結果といえる。また、材料および発生応力にはばらつきがあるため、第6章では統計確率処理をしなければ、き裂発生の可能性の定量的評価が行なえないことを示した。ここでは、これまでに得た知見を基に、き裂損傷の低減方法を明らかにする。

き裂損傷の低減方法には2つある。1つは、き裂の発生確率を低下させるという考え方であり、これは発生応力を低下させることによって達成される。

残る1つは、き裂の発生は許しても、それによって応力を緩和させ、小さなき裂に止めようとする考え方である。セラミックスの場合、高強度材は、き裂は生じにくいが、一度発生すれば不安定的に成長するという性質がある。れんがでも同様である。れんがの場合、応力発生原因が熱応力であり、き裂の停止可能性も充分にあると考えられる。

ここでは、前者の立場から簡易応力解析手法を開発し、それを用いて、どのような築炉が発生応力の低下に結びつくかを明らかにし、後者の立場からどのような材料を選択すれば、発生したき裂を小き裂として停止させることができるかを明らかにする。

7.2 発生応力の算定方法(簡易応力解析手法)

第5章のモデル炉の解析で示したように、2次元解析は3次元解析に比して応力を過小評価する。これはNortonのモデルでも同様である。また、クリープを無視すれば、わずかではあるが接触端引張応力を過小評価するという性質がある。

解析の精度を向上すれば、より信頼性の高い結果が得られることは当然のことといえよう。しかしながら、設計計算の立場ならば、詳細な機械計算を多数実施することは、極めて労の多いことである。特に、本研究の場合のように接触問題という非線形

性のある現象の3次元解析の場合はその労力は膨大なものとなる。

これまでの計算によって2次元解析が3次元解析に比してどの程度応力を過小評価するか、既に明らかとなっている。また、1例ではあるが、接触端引張応力についてはクリープの影響が小さいことも明らかとなっている。したがって、2次元解析を行えば、現実の3次元体の応力値も推定できるといえる。

また、2次元解析といえども各種の条件で接触問題としてFEM解析することは労の多いことである。昇温とともに最大応力点が移動するため、極めて多くの要素分割を必要とする。そこで、ここでは極めて簡便にパラメータ解析の実施できる2次元簡易解析法を開発し¹⁾、設計道具の1つとすることを試みる。

7.2.1 拘束力の算出

図7-1(a)は昇温前後のれんがの位置、形状に注目したものである。同図は対称性かられんが半分を含んだ領域を示している。また、図の左側が稼動面側である。ACFDは昇温前のれんが位置である。昇温後、れんがが自由に膨張できる場合には、れんがはA'CFD'の位置、形状になる。しかし、実際には隣接れんがによる変形拘束、スタンプの収縮、鉄皮の膨張によって、れんがの位置、形状はA''C''F''E''D''となる。このA''C''F''E''D''の状態で釣り合う場合の作用荷重を図示すると図7-1(b)となる。拘束力を求めることは、同図の側圧 p と鉄皮反力 q を求めることになる。

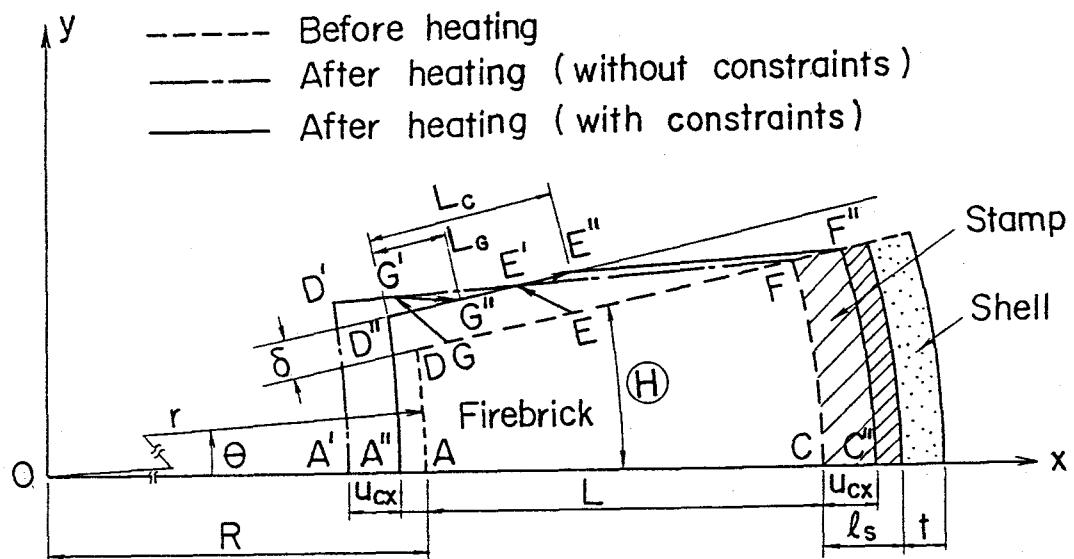
このモデルを解く場合に以下の仮定を置く。

- ①れんが、鉄皮およびスタンプは線形弾性体、あるいは、等価な線形弾性体に置き換えられるとする。
- ②れんが、鉄皮およびスタンプのせん断剛性とポアソン比の効果は無視できるものとする。
- ③目地部は圧縮の限界変位 2δ までは剛性のない隙間とし、圧縮の限界変位 2δ 以降は剛性を無限大とする。また、引張剛性はないものとする。

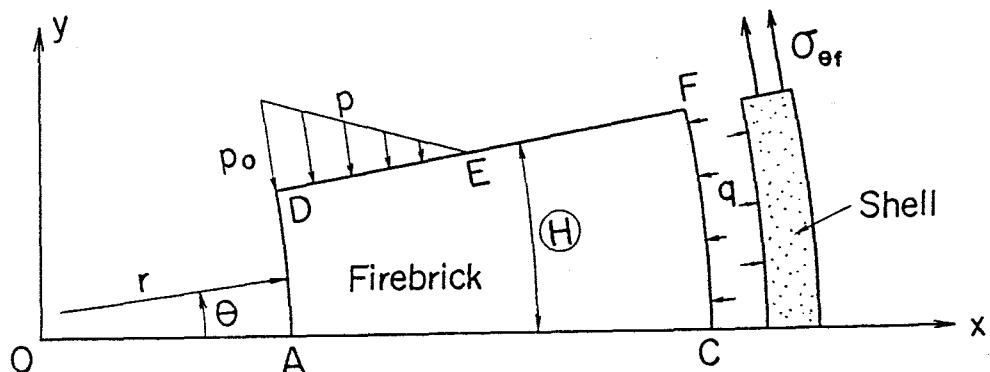
仮定①、③は第5章においてモデル炉のFEM解析に採用したものと同じである。その解析結果が実験結果と良好に対応していたことから、妥当な仮定と考えられる。

仮定②で、せん断剛性を無視できるとした理由は、本研究では、垂直応力が主体である応力場の問題を取り扱うことによるものである。また、仮定②でポアソン比の効果を無視できるとした理由は、本研究が、平面応力条件を想定した解析を対象としてお

り、この場合ポアソン比の剛性に与える効果が小さいと考えたこと、および、れんがのポアソン比が0.15程度と小さいことによる。



(a) Location change and distortion of firebrick



(b) Pressure on firebrick and stress of shell

図7-1 鉄皮、れんがおよびスタンプの変形挙動と力の釣り合い

図7-1のA'CFD' と A''C''F''E''D'' の比較から以下の3式が成立する。

半径方向の釣り合いをx方向の分力で考えることにより、次式が成立する。

$0 < x < L_c$ (L_c は隣接れんがとの接触長)の任意点Gにおいて、周方向の膨張が拘束されることによる周方向の側圧 p は次式となる。ただし、ここではれんがの半径方向の移動 U_{cx} による隣接れんがとの隙間の増大も考慮している。

$$p/E_c = \{A_c T (R + L_G) \Theta + \Theta (A_c \int_0^{L-L_G} T dx - U_{cx}) - \delta\} / \{(R + L_G) \Theta\} \quad \dots \quad (7-2)$$

式(7-2)に示す U_{cx} は、スタンプに発生する圧力 q によって生じる鉄皮とスタンプの変形から次式で与えられる。

以上の式(7-1), (7-2), (7-3)に温度分布Tを代入すれば、側圧分布 p が得られることがある。なお、式中の記号は、図7-1および表7-1の定義に従うものとする。また、実炉では Θ は $2\pi/90$ 程度なので微小と仮定した。

表7-1 鉄皮、れんがおよびスタンプの解析用物性値

E_c	10^3	$\frac{\text{kgf}}{\text{mm}^2}$	ν_c	0.2	—
E_s	1.5		ν_s	0	
E_f	2×10^4		ν_f	0.3	
α_c	3.5×10^{-6}		λ_c	10	
α_s	0	$\frac{1}{\text{°C}}$	λ_s	5	$\frac{\text{kcal}}{\text{mh°C}}$
α_f	1.2×10^{-5}		λ_f	50	

Remarks

Chalks

E : Young's modulus, α : Thermal expansion ratio, γ : Poisson's ratio, λ : Thermal conductivity

func Suffix

G : Firebrick, S : Stamp, f : Shell

ここで、さらに簡単化を図るために、温度分布を次式で近似する。

$$T = T_a - (T_a - T_c)x/L \quad \dots \dots \dots \quad (7-4)$$

式(7-4)は、半径Rに比して、れんがの長さLが短いものとし、さらに昇温が緩やかで、常に定常温度分布を有しながら昇温される場合の、れんがの温度分布を表わす。

また、鉄皮の熱抵抗を無視すれば、 T_a 、 T_c は以下の関係にある。

$$\frac{T_f}{T_a} = \left(l_s / \lambda_s + 1/h \right) / \left(L / \lambda_c + l_s / \lambda_s + 1/h \right) \quad \dots \quad (7-5)$$

式(7-5)の h は鉄皮外面の熱伝達率であり、それ以外の記号は、表7-1に定義している。

式(7-4)を用いることによって、仮定③から、側圧分布は次式で与えられることになる。

$$p = p_0(1 + x/L_c) \quad (0 \leq x \leq L_c) \quad \dots \quad (7-6)$$

式(7-6)から明らかなように、側圧分布 p を求めることは、たんに、 p_0 と L_c のみを求めることに帰着する。

ここで、以下の置き換え記号を用いる。

$$\left. \begin{array}{l} X = L_c / L \\ f = (E_c / E_s) \{ l_s / (R + L) \} \{ 1 + (E_s / E_f) (R + L)^2 / (2tl_s) \} \\ g = L / 2R \\ k = T_c / T_a \end{array} \right\} \quad \text{--- (7-7)}$$

上式に示すように、 X はれんが長と接触長の比、 f はれんが、スタンプおよび鉄皮の剛比パラメータ、 g はれんが長と炉の半径の比、 k はれんがの稼動面側と鉄皮側の温度の比であり、いずれも無次元量で与えた。

式(7-6)の応力分布と式(7-7)の置き替え記号を用いると、 p_0 とXは次式で与えられることになる。

$$p_0/E_f \alpha_f T_a = (1-k)X + g(1-k)X^2 \quad \dots \dots \dots \quad (7-8)$$

$$1 + (1+k)g - (1-k)X - g(1-k)X^2 = 8 / (R \Theta \alpha_c T_a) + \{(1-k)X + g(1-k)X^2\} X f g \quad \dots \dots \dots \quad (7-9)$$

ここで、 $X=L_c/L < 1$ であり、また、 $g=L/2R$ はれんが長さと炉の直径の比であり一

般に1に比して十分小さいと考えられる。したがって、式(7-9)の右辺{}内の第2項は第1項に比べて微小である。この第2項を無視すれば、式(7-9)は2次方程式となり、求める未知数 L_c は次式で与えられることになる。

$$L_c/L = -1/\{2g(1+f)\}$$

$$+ \sqrt{\frac{1}{\{2g(1+f)\}^2 + \frac{1}{(1-k)g(1+f)}}} \times \{1 + (1+k)g - \delta/(R\Theta\alpha_c T_a)\}$$

----- (7-10)

これを式(7-8)に代入すれば、 p_0 が得られる。

このように、式(7-8)と式(7-9)から p_0 と L_c が得られれば、鉄皮から受ける半径方向の反力 q は次式から求められる。

$$q = p_0 L_c / 2(R + L)$$

----- (7-11)

7.2.2 FEM解析結果との比較

炭素系れんがを用いた高炉炉底部の形状を例にして、本解析法による解とFEMによる解の比較を行なう。モデルの形状を表-2に示す。表-2のモデルM-1は、敷上面近傍の最も長いれんが、M-3は、羽口直下の最も短いれんがを想定したものであり、M-2はその中間部を想定している。

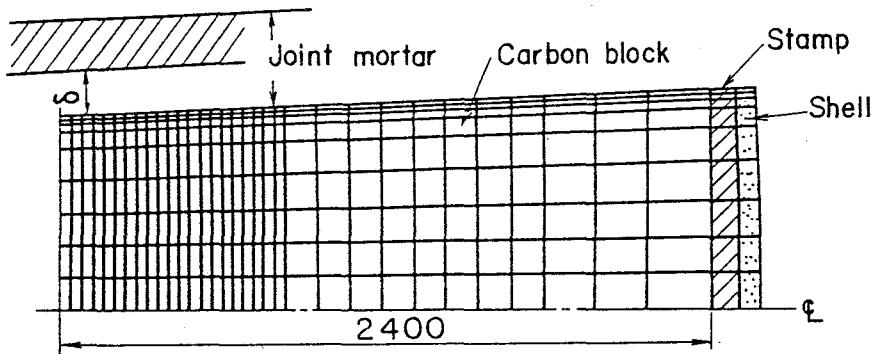
また、モデルM-1、M-3の要素分割を図7-2に示す。

表7-2 解析モデル形状

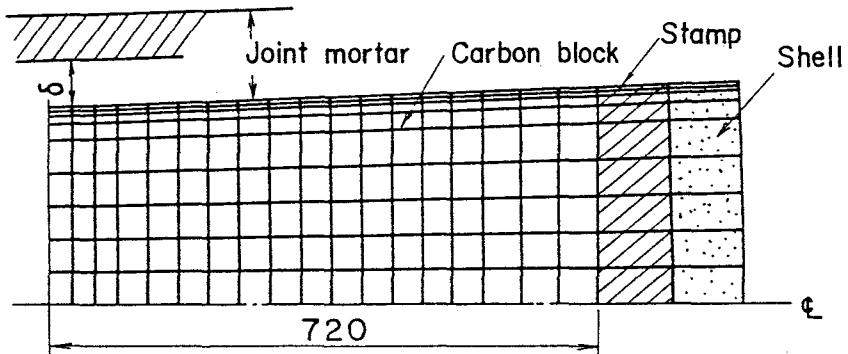
Model No.	R(mm)	L(mm)	ℓ_s (mm)	t (mm)	Θ (rad.)
M - 1	6000	2400	100	70	$\pi/90$
M - 2	7000	1150	100	70	$\pi/90$
M - 3	7200	720	100	90	$\pi/90$

Remarks

R : Inner radius, L : Length of carbon block, ℓ_s : Thickness of stamp,
 t : Thickness of shell, Θ : Half angle of carbon block



(a) M-1

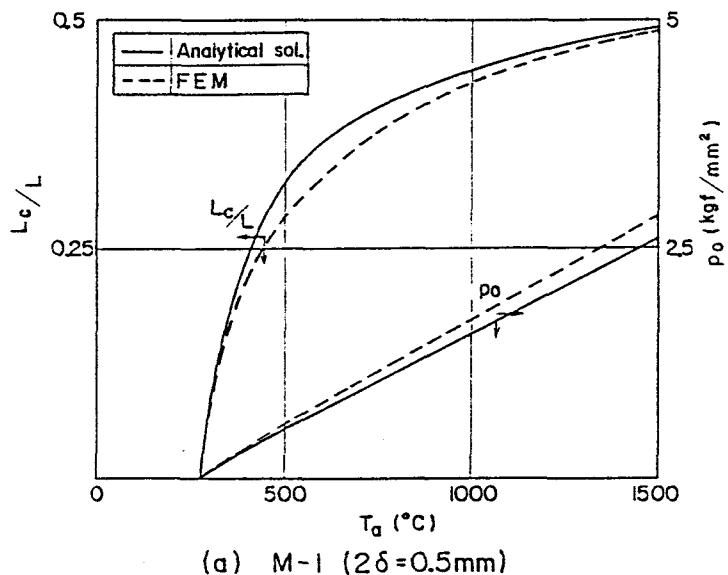


(b) M-3

図7-2 FEM解析用分割図

温度条件は、れんが稼動面側温度 T_a が 0°C から 1500°C まで緩やかに上昇するものとし、れんが等の伝熱物性値は表7-1の値を用いる。ただし、本簡易解析手法を用いる場合の温度分布は式(7-5)を用い、FEM解析を用いる場合の温度分布は軸対称モデルとする。また、FEM解析を用いる場合は、ポアソン比の効果も考慮した平面応力条件を仮定する。

得られた結果として、 L_c と p_0 の昇温中の変化を示すと、図7-3(a), (b)となる。同図では、本解析の方が、FEM解析よりも、 p_0 を過小評価、 L_c を過大評価する傾向を示している。この差異は、FEM解析の場合に比べて、本解析では7-2節の仮定③と温度分布の近似式(7-4)が追加されることによって生じたと考えられる。しかしながら、これらの仮定、近似によって生じる誤差は高々 10% と小さいようである。



(a) M-1 ($2\delta = 0.5\text{mm}$)

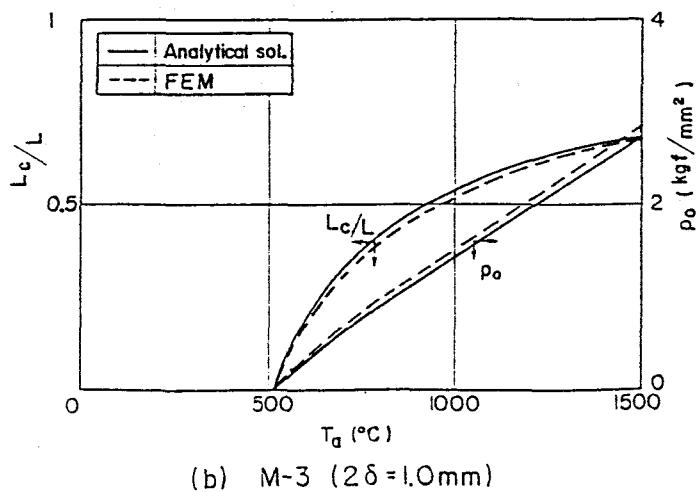


図7-3 接触長(L_c)と最大側圧(p_0)の簡易解析法とFEMの比較

7.2.3 接触端引張応力の算定

前項で求めた3角形状の側圧 p を受ける場合には、その端部(接触端E点)に引張応力の最大値 σ_{rm} が生じ、これによってき裂が生じる可能性がある。

この σ_{rm} を求める解析を容易にするために、 σ_{rm} はれんがの迫りを無視した矩形板において、3角形状の側圧を受けた場合に生ずる x 方向の引張応力 σ_x の最大値 σ_{xm} と、迫りがある場合に鉄皮から受ける反力 q によってE点に生じる r 方向の圧縮応力 q' との和で得られるものと仮定する。これによって、次式が得られる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{rm} &= \sigma_{xm} - q' \\ q' &= q(R+L) / (R+L_c) = p_0 L_c / 2(R+L_c) \end{aligned} \right\} \quad \text{--- (7-12)}$$

ここで、 σ_{xm} は第4章の応力関数法で求めることにする。

7.2.4 FEM解析結果との比較

ここで、表7-2と図7-2(a), (b)のモデルについて、式(7-12)で与えられる σ_{rm} と、FEM解析による σ_{rm} を比較すると、図7-4(a), (b)のようになる。このときの温度、応力解析条件は前項と同様である。

図7-4(a)は両者の不一致が顕著な場合の例であり、図7-4(b)は両者に良好な一致が認められる場合の例である。特に、図7-4(a)に示すような差異が生じる原因として次の点が挙げられる。

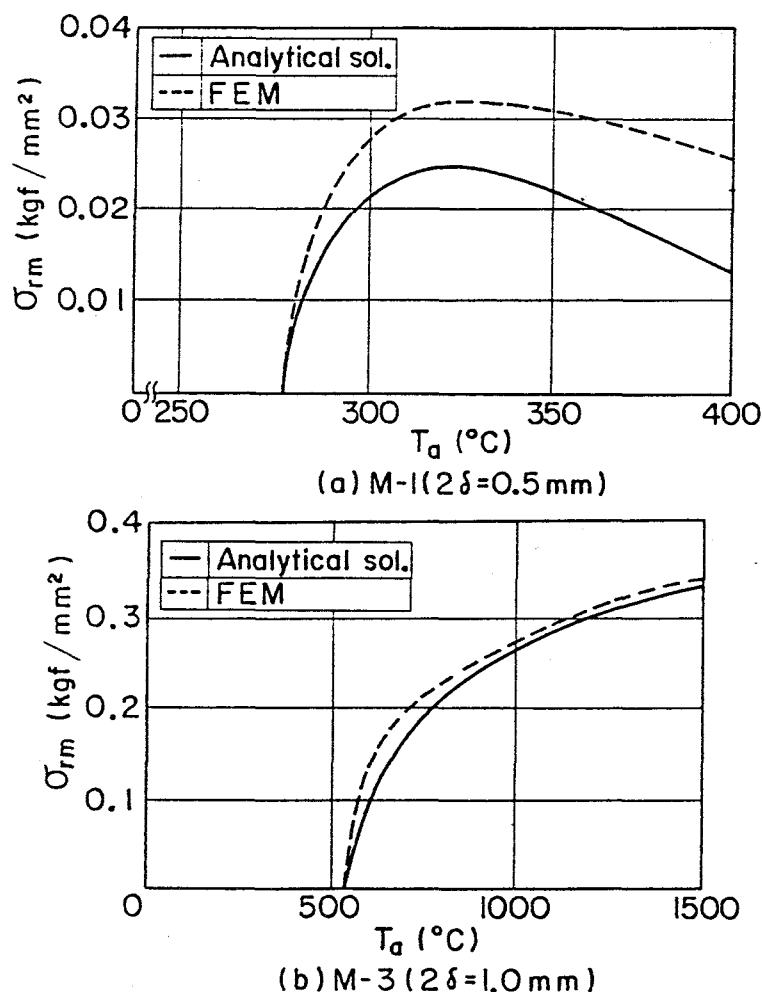


図7-4 接触端引張応力 (σ_{rm}) の簡易解析法とFEMの比較

図7-3にみられるように、本解析法は p_0 を過小評価し、 L_c を過大評価する傾向にある。本節での解析が線形弾性体の解析であることから、 p_0 の過小評価は σ_{xm} の過小評価に直結する。さらに、第4章の図4-11から明らかのように、 L_c の過大評価も σ_{xm} を過小評価する原因となる。したがって、本解析法は、全般的に σ_{xm} を過小評価する結果に結びついていることになり、その傾向は、 σ_{rm} が小さいほど大きいことになる。しかし、その誤差が生じるのは図7-4で示すように σ_{rm} が曲げ強度の1/100~1/50と極めて小さい場合である。したがって、設計の観点では評価不要となり、問題は生じないといえよう。

7.3 応力低減によるき裂の低減

7.3.1 発生応力に与える各種因子の影響

れんが物性、寸法および目地厚等の設計パラメータが発生応力の代表値 p_0 、 σ_{rm} に与える影響を、本解析法によって求めた結果をまとめる。解析の対象は、表7-2に示すように、高炉炉底部である。ここで、物性値は特に明示しないかぎりは表7-1を用いるものとし、表7-1と異なった値を使用する場合のみを記すものとした。また、昇温は稼動面温度 T_a が1500°Cまで緩やかに上昇するものとし、散水温度を0°C、熱伝達率 $h=$

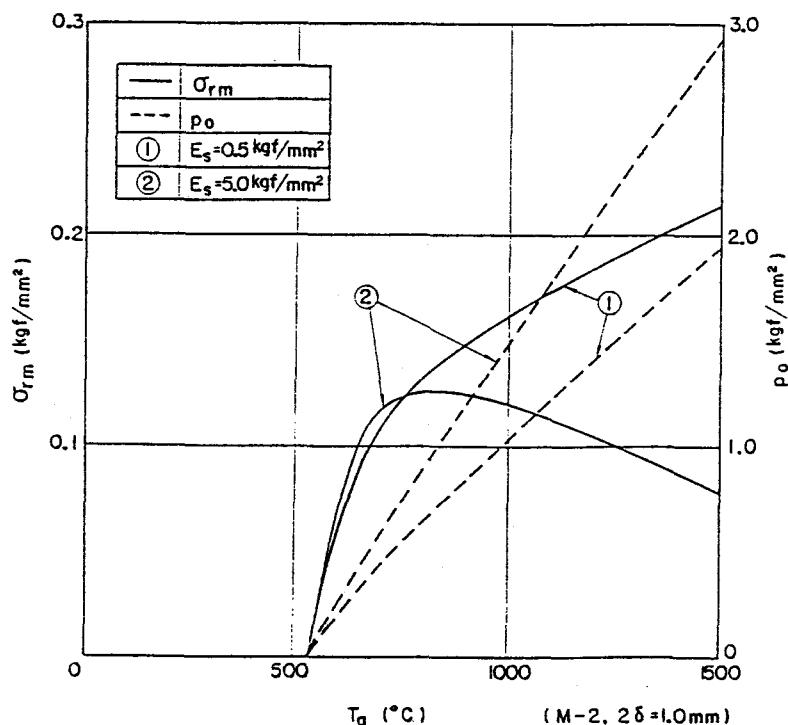


図7-5 スタンプ弾性率(E_s)の発生応力(σ_{rm} , p_0)に与える影響

1000kcal/m²h°Cを仮定した。

(a)スタンプの弾性率の影響

スタンプの弾性率 E_s が 0.5kgf/mm² の場合と, 5.0kgf/mm² の場合の p_0 と σ_{rm} を比較すれば、図7-5となる。同図より、 E_s を高めれば、熱膨張吸収代の減少のため、 p_0 は増大するが、逆に σ_{rm} は減少することがわかる。

(b)目地隙間の影響

目地の隙間 2δ を変化させた場合の p_0 および σ_{rm} の変化を図7-6に示す。この場合も図7-5の場合と同様に、熱膨張吸収代の少ない(2δ の小さい)場合に p_0 は増大するが、逆に σ_{rm} は減少する傾向となる。

図7-5, 7-6のように熱膨張吸収代の減少によって σ_{rm} が減少する理由は、次のように説明できる。

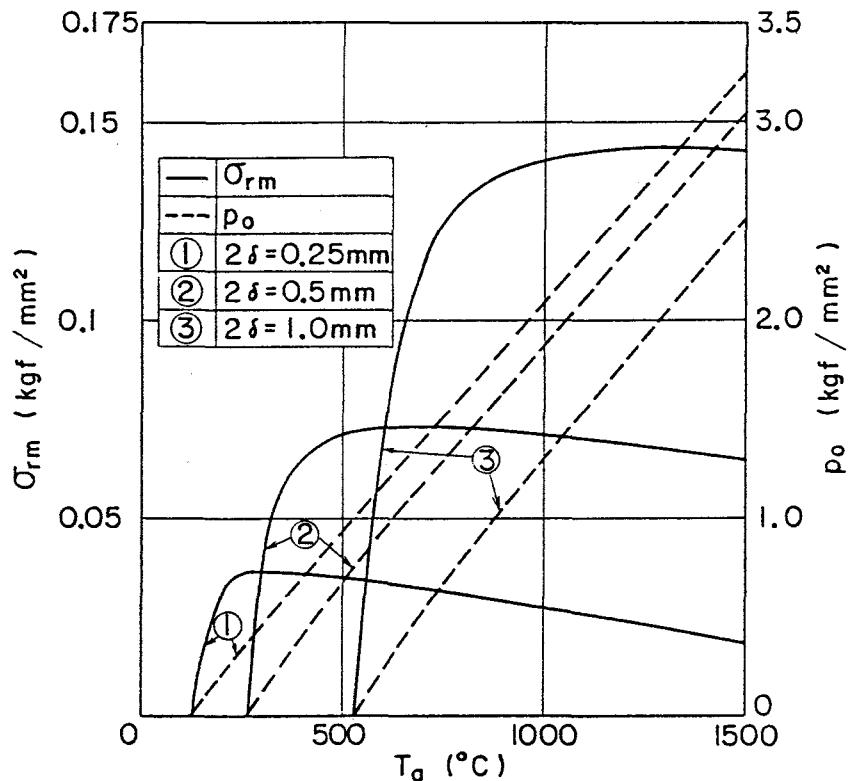


図7-6 目地隙間 (2δ) の発生応力 (σ_{rm} , p_0) に与える影響

本解析法は弾性問題に限定しているので、隣接れんがとの接触長 L_c を一定にするならば、式(7-6)の σ_{xm} は、 p_0 の増大に伴って大きくなる。したがって、 p_0 の増大は σ_{rm} を増大させる原因となる。しかしながら、 p_0 の増大は鉄皮反力 q の増大によって、 L_c をも増大させる原因となる。

L_c 、すなわち、 L_c/L の増大は、第4章の図4-11に示されるように σ_{xm} の減少をもたらす。さらに、式(7-12)にあるように、 q の増大も σ_{rm} の減少をもたらす。このようなことから、熱膨張吸収代を減少させれば、 σ_{rm} の減少につながり、 σ_{rm} のみに着目すれば、熱膨張吸収代を小さくすることが効果的な築炉法に結びつくことになる。

(c)れんが弾性率の影響

れんがの弾性率 E_c をパラメータとして、得られた σ_{rm} と p_0 を比較した例を図7-7に示す。この場合、 E_c を低下させれば、 p_0 、 σ_{rm} のいずれもが減少する。また、 E_c は p_0 よりも σ_{rm} に、より大きな影響を与えるようである。

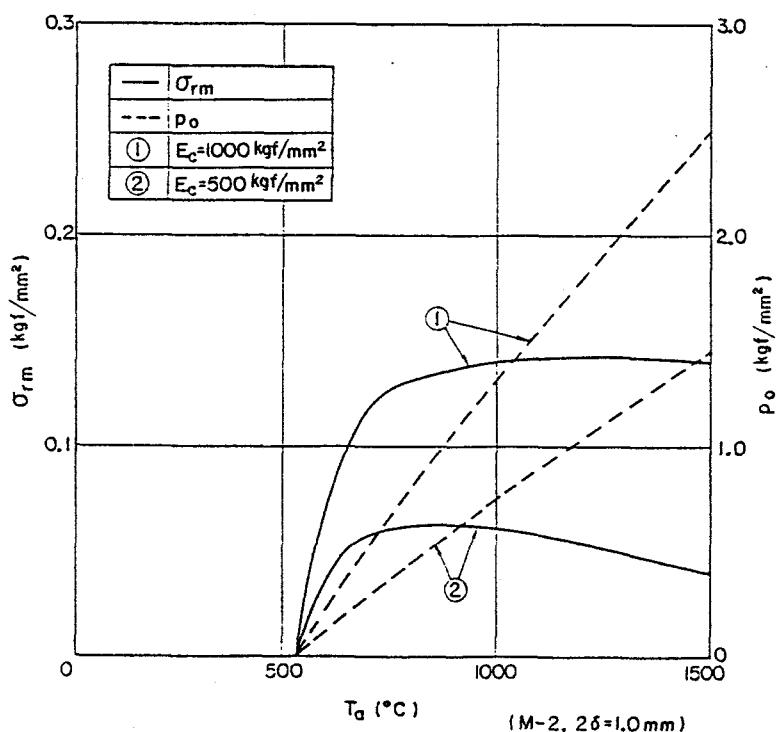


図7-7 れんが弾性率(E_c)の発生応力(σ_{rm} , p_0)に与える影響

(d)れんが長さの影響

表7-2中の解析モデルM-1, M-2, M-3の大きな相違点は、そのれんが長さLにある。この3者での σ_{rm} と p_0 を比較すると、図7-8となる。同図では、Lの最も短いM-3が p_0 , σ_{rm} ともに最も大きくなる。

Lが大きいほど、温度勾配が緩やかになり L_c が増大する。このため、実質的には、れんがの周方向剛性に比べた鉄皮のそれが低下することになり、鉄皮の変形拘束が低下して p_0 は減少する。ただし、 L_c の増大によってqは大きくなる。また、L/B (Bはれんが巾である)が大きいほど、第4章の図4-11で示されるように σ_{xm} は小さくなる。このようなことから、式(7-12)で表わされる σ_{rm} はLが大きいほど小さくなると考えられる。

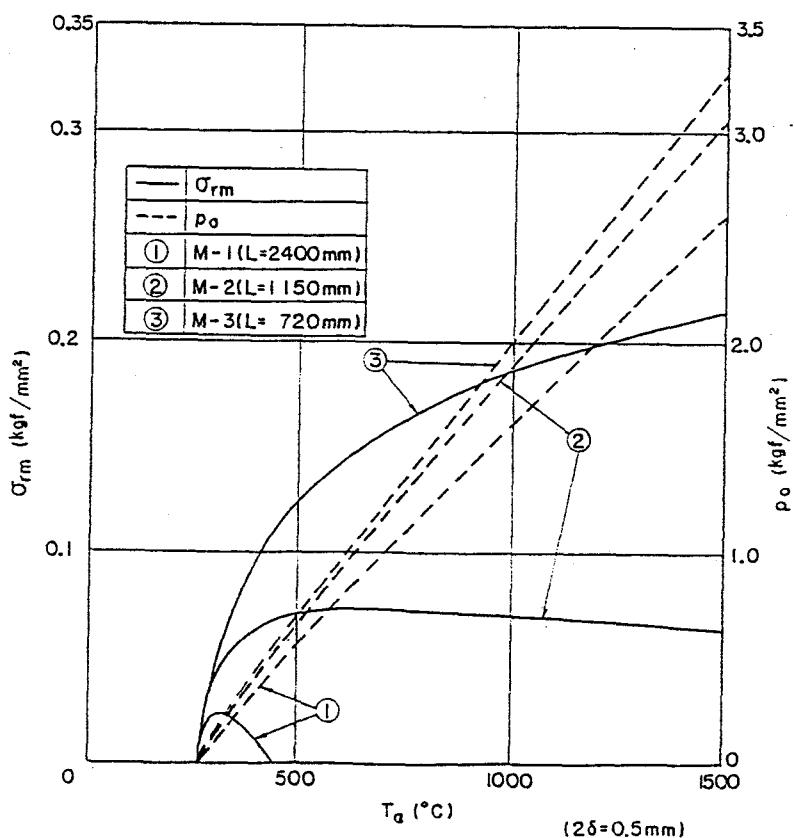


図7-8 れんが長(L)の発生応力(σ_{rm} , p_0)に与える影響

(e)れんが熱伝導率の影響

れんがの熱伝導率 λ_c を $10 \text{ kcal/mh}^\circ\text{C}$, $20 \text{ kcal/mh}^\circ\text{C}$ とした場合の p_0 , σ_{rm} を図7-9に示す。同図からは、 λ_c が高いと p_0 , σ_{rm} のいずれもが低下することがわかる。この現象は、 λ_c が高い方が温度勾配が緩やかになり、 L_c が増大し、結果的に、長いれんがを用いた場合と同様の効果が生ずることに起因すると考えられる。

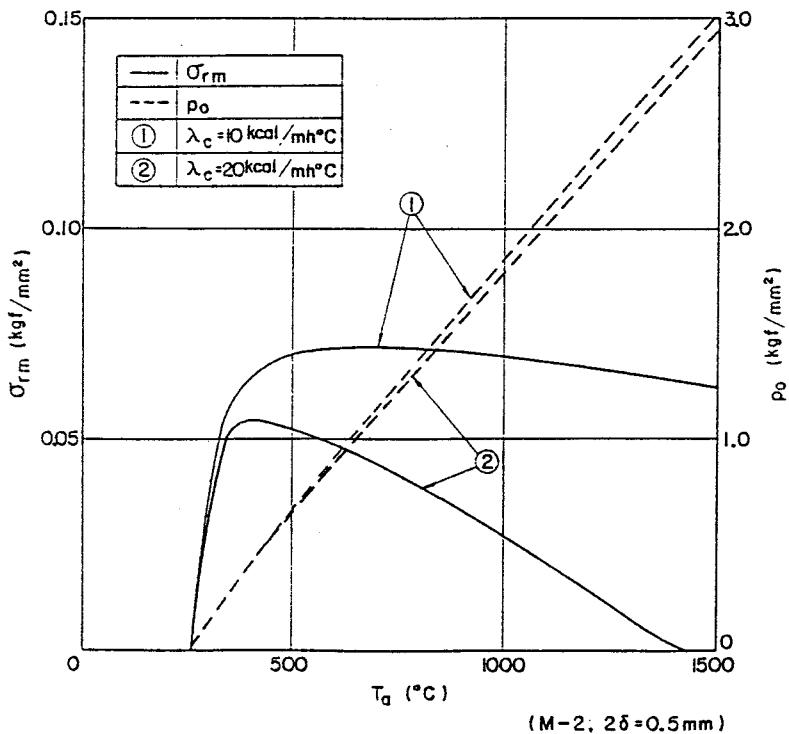


図7-9 れんが熱伝導率(λ_c)の発生応力(σ_{rm} , p_0)に与える影響

7.3.2 き裂の発生を低減する築炉方法

前項の解析例によって、れんがの物性、あるいは、目地厚、れんが長等の形状因子の発生応力に与える影響を明らかにした。実際の高炉では、き裂の発生を許容し、これによって応力緩和させ、一方で、そのき裂を小さく止めるという考え方も成立する。したがって、必ずしも発生応力が低く、かつ、強度の高い材料が選ばれるとは限らない。それについては次節で検討することにし、ここでは、材質と無関係に決定しうる応力低減対策の実炉への適用可能性を検討する。

第4章の冷間拘束実験では、れんが巾Bが小さいほど、引張、圧縮いずれもき裂が生じにくいことを明らかにした。また、7.3.1項では、熱膨張吸収代28が小さいほど引張応力が低下すること、および、れんが長Lが大きいほど圧縮応力、引張応力のいずれもが低下することを明らかにした。応力が低いことをそのままき裂が生じにくいことと考えれば、本研究で中心課題となる拘束力支配のモデルでの負荷条件では次のように整理できる。

- (a) Bを小さくする → 引張、圧縮いずれもき裂は減少。
- (b) 28を小さくする → 引張によるき裂が減少。
圧縮によるき裂が増大。
- (c) Lを大きくする → 引張、圧縮いずれもき裂は減少。

高炉でも、稼動面側の一部が急速に剥落すれば、急速加熱条件となる。この場合、Nortonのモデルのき裂を生じる可能性があると考えられる。Nortonのモデルにおける発生応力は、Kienowの式²⁾を基に、加藤ら³⁾によって次式で与えられている。

$$\sigma_r = \alpha_c \cdot E_c \cdot \frac{\partial^2 T_r}{\partial r^2} \cdot \frac{\zeta \cdot B^2}{16 + 3(B/r)^2} \quad ----- (7-13)$$

ここで、 ζ は拘束の影響を表わし、 $\zeta=1$ はれんがが周方向に自由に膨張をゆるされる場合、 $\zeta=0$ は周方向のれんが膨張が完全に拘束されている場合を示す。また、 T_r は半径方向の温度分布を示す。

式(7-13)から上述の(a), (b), (c)の形状因子を検討すれば次のようなことが推論できる。

- (a') Bを小さくする → 引張によるき裂が減少。
- (b') 28を小さくする → 拘束力の増大により ζ が減少し、引張によるき裂が減少。
- (c') Lを大きくする → $\partial^2 T_r / \partial r^2$ の増大により、引張によるき裂が増大。

以上の(a), (b), (c), および、(a'), (b'), (c')を併せて考えれば、応力低減対策は次のようになる。

まず、(a)，すなわち、れんが巾Bを小さくする方法について検討する。

Bを小さくすれば、れんが個数は増大し、目地数が増大する。この結果炉全体として、熱膨張吸収代が増大することになり、(b)の条件から、き裂の増大をまねく。したがって、Bの減少に比例して、28を小さくする必要があることは当然のことといえよ

う。

ここで、れんが巾の減少(小巾化と呼ぶ)とそれに応じた目地隙間の減少による発生応力の低減効果を解析によって示す。

炉の内半径 $R = 7700\text{mm}$, れんが長 $L = 700\text{mm}$, れんが弾性率 $E_c = 1300\text{kgf/mm}^2$ とし, 全周を 90, 120, 150, 180 分割するとし, かつ, その分割に応じて目地厚を減少させ, $2\delta/B$ (B は炉内側れんが巾) を一定にした場合に, σ_{rm} と p_0 がどのように変化するかを調べた結果を図 7-10 に示す。なお, ここで示した以外の物性値, 形状および伝熱条件等は前項と同一とする。同図中の 'A', 'B' は従来の築炉を想定したものであり, 全周を 90 分割し, 目地隙間 28 が, それぞれ, 0.4mm, 0.2mm (目地の収縮率を 45% とすれば目地厚はそれぞれ 0.9mm, 0.45mm となる)とした場合の結果である。

同図に示されるように, 分割数を増大(れんが巾を減少)し, かつ, 目地厚を減少すれば, p_0 は一定のまま σ_{rm} が大きく減少する(れんが巾を従来の 1/2 にすれば, σ_{rm} は約 1/4 になる)ので, き裂の低減には極めて有効な築炉法となることがわかる。

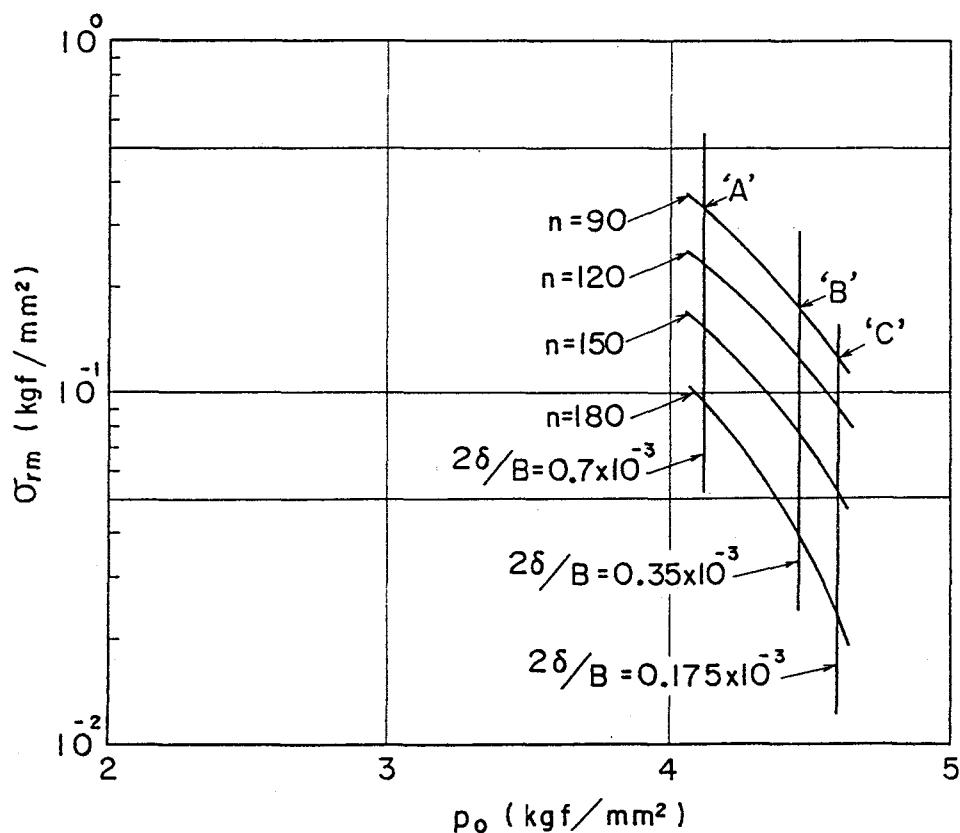


図 7-10 れんがの小巾化による発生応力 (σ_{rm}) の減少

(b)については、周方向の圧縮力が増大するという欠点はあるが、Nortonのモデルでもき裂の低減が期待できるので、以下の理由によって採用可能と考えられる。

- ①圧縮力は増大しても、クリープによる応力緩和が生じる。
- ②仮にき裂が発生するとしても、第4章の冷間拘束実験で示したように、き裂は稼動面近傍の極めて狭い範囲に限定される。したがって、損傷としては致命的とは考えにくい。

また、第2章で示したように、実炉において最大のき裂である脆化層は、稼動面から遠い位置に発生しており、経験的事実からも、稼動面側の小さなき裂は、ある程度は許容しうる。

(c)については、次のように考えられる。

れんが長を増大すれば、Nortonのモデルではき裂が生じやすく、拘束力支配のモデルではき裂が生じにくくなる。高炉では、第2章で述べたように、き裂による剥落と溶損の2種の損傷が生じると考えられる。溶損によって、いずれはれんが長は減少するといえよう。拘束力支配のモデルではれんがは短い方がき裂を生じやすい。したがって、き裂の生じやすい条件で、いかにき裂の発生を防ぐかが重要課題と考えられる。したがって、れんが長を長くすることは、き裂の生じやすい条件で何の対策も施していないことになり、有効な手段とは考えにくい。

7.4 材料選択によるき裂損傷の低減方法

熱応力によるれんがのき裂を検討する場合、小さなき裂と剥落に到るような大きなき裂を区別して考える必要がある。すなわち、小さなき裂といえども、それが溶銑、スラグ、炉内ガス等による侵食、劣化を加速する場合は問題視する必要があるが、それらと無関係の場合は、剥落を重視することになる。

従来より、れんがのき裂はれんが単体が急速加熱を受ける場合の引張応力で評価されるようであり、材料の損傷の受けにくさは基本的には以下の3式によって評価されている。

$$R = S_t / (E \cdot A) \quad \dots \dots \dots \quad (7-14)$$

$$R_{st} = (G / E\alpha^2)^{1/2} \quad \dots \dots \dots \quad (7-15)$$

$$R''' = G \cdot E / S_t^2 \quad \dots \dots \dots \quad (7-16)$$

ここで、 S_t : 引張強度, E : 弹性率,

G : エネルギー解放率, α : 熱膨張率

であり、前節まで使用していたれんがに対する添え字Cは省略することにする。

式(7-14)~(7-16)は、(a)線形弾性体を仮定し、(b)れんが内温度差 ΔT (平均温度と最低温度の差と考えればよい)および(c)ポアソン比の効果を省略した物性値のみで表示されている。

ここで、これらの式の力学的意味を考察し、材料選択の指針を考える。(b)を考慮して、式(7-14)を書き変えると、

となる。

式(7-14), すなわち, (7-14')は強度と発生応力の比, いわば, き裂発生に対する安全率と解釈できる。

式(7-15)はKingsley⁴⁾によって導かれたものであり、潜在欠陥の成長条件を破壊力学的観点から求めたものである。

式(7-16)は潜在欠陥の成長に伴う表面エネルギーの増大が、失った弾性ひずみエネルギーの減少(コンプライアンスの増大)量に等しいと仮定したき裂の停止条件を基に、Hasselman⁵⁾によって導かれたものである。

Larsonら⁶⁾によれば、式(7-15)は潜在き裂が大きいか、もしくは損傷の進んだ状態に適応可であり、式(7-16)は潜在き裂が小さい(高強度)材料に適応可としている。また、Nakayamaら⁷⁾は繰返し熱応力を受ける場合の物性評価式としては式(7-16)がよいとしている。

ここで、 $\alpha \rightarrow \alpha \cdot \Delta T$ として式(7-15), (7-16)を変形すれば、

$$R_{st} = \{ G / (E \alpha^2 \Delta T^2) \}^{1/2} = \{ (GE) / (E^2 \alpha^2 \Delta T^2) \}^{1/2} = K_c / \sigma \quad \dots \dots (7-15')$$

$$R''' = GE / (S_t^2) = (K_c / S_t)^2 \quad \dots \dots \dots \quad (7-16')$$

となる。ここで、 K_c は破壊韌性値である。

R_{st} は潜在欠陥長の平方根の逆数をあわらし、 R_{st} の大きいことは、潜在欠陥が小さ

く、したがって、き裂が成長しにくいことを示す。

また、 R''' は長さの逆数であるが、この場合、発生、成長したき裂長を示し、 R''' の大きいことは、成長したき裂が短かいことを示す。

いずれにしても式(7-14), (7-15)はき裂の発生条件、式(7-16)はき裂の停止条件であり、式(7-14)と(7-15)は欠陥を想定しているか否かの差がある。

また見解を変えれば、式(7-15), (7-16)は潜在欠陥寸法程度の微き裂を想定しているのに対し、式(7-14)は巨視的なき裂を対象としているともいえる。

ここで、巨視的なき裂に適応できる式(7-15)に相当する式を検討してみる。図7-11の応力ひずみ線図を参考にし、体積Vの一様応力場を考えれば、

$$\gamma \cdot 2A = \Pi \cdot V \quad \text{----- (7-17)}$$

となる。

ここで Π は失ったひずみエネルギー、 A はき裂面積、 γ は表面エネルギーである。最高応力点Xで不安定的にき裂が発生成長するとすれば、解放されるひずみエネルギーは、図7-11の斜線部の面積である。

除荷曲線とひずみ軸の交点をYとしXYの傾斜を E' (弾性率)とし、XYより下部の面積とXY'より下部の三角形の面積が等しいとし、XY'の傾きを E' とすれば、

$$\Pi = S^2 / (2 \cdot E') \quad \text{----- (7-18)}$$

となる。

式(7-17), (7-18)および $2\gamma = G$ より、

$$G \cdot A = S^2 \cdot V / (2 \cdot E')$$

となる。

ここでき裂面積Aを損傷とすれば、損傷の受けにくさのパラメータRは、物性値に無関係の体積と定数を省略すれば次式となる。

$$R = G \cdot E' / S^2 \quad \text{----- (7-19)}$$

したがって、上式はEを E' におきかえたのみで、本質的にはHasselmanの R''' (式(7-16))と同様の式が導かれたことになる。式(7-19)の場合、引張応力下ならば、 $S=S_t$ 、圧縮応力下ならば、 $S=S_c$ とおくことにより引張にも圧縮にも適用可能となる。

また宮本ら⁸⁾によれば、 K_{IC} と曲げ強度には明瞭な線形関係があるとしている。それを引用すれば次式となる。

$$K_{IC}/S_t^b = 1.86 (\sqrt{mm}) \quad \dots \dots \dots \quad (7-20)$$

また、ポアソン比を無視すれば、定義より次式が得られる。

$$GE_0 = (K_{IC})^2 \quad \dots \dots \dots \quad (7-21)$$

式(7-20), (7-21)を式(7-19)に代入し, 定数を省略すれば,

$$R = (E'/E_0)^2 \cdot (S_t^b/S)^2 \quad \dots \dots \dots \quad (7-22)$$

$$\text{引張ならば, } S = S_t \text{ とし, } R_t = (E'/E_0)^2 (S_t^b/S_t)^2 \quad \dots \dots \dots \quad (7-23)$$

$$\text{圧縮ならば, } S = S_c \text{ とし, } R_c = (E'/E_0)^2 (S_t^b/S_c)^2 \quad \dots \quad (7-24)$$

となる。

コンクリートでは、圧縮強度 S_c と引張強度 S_t (割裂強度 S_t^s を用いることが多い) の比 S_c/S_t を脆度係数と呼んでいる。したがって、式(7-24)の右辺第2項は、れんがにおける脆度係数の逆数であり、韌性係数とでも呼ぶべきものと考えられる。れんがは曲げ強度を強度基準として用いることが多い。そこで、式(7-23)で、 $S_t = S_t^b$ とすれば、

$$R_t = (E'/E_0)^2 \quad \dots \dots \dots \quad (7-23')$$

となる。

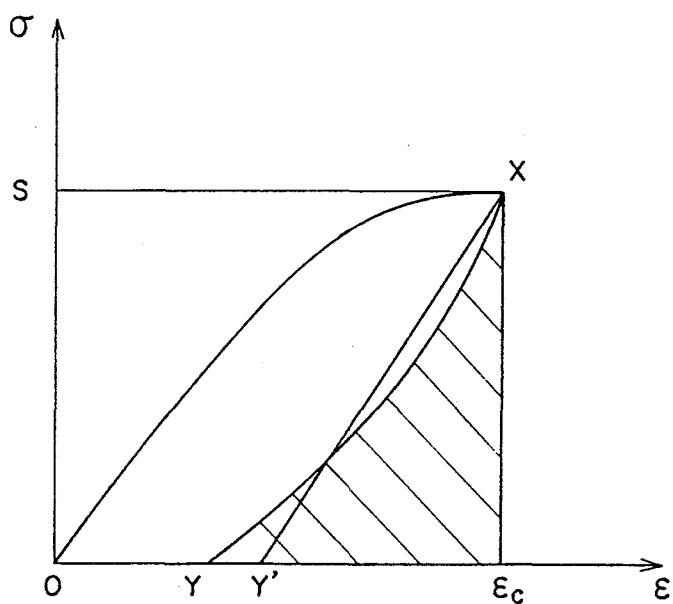


図7-11 除荷を含むれんがの応力ひずみ線図

式(7-23')を材料選択に用いる場合、各材料で E' を測定する必要がある。圧縮試験で、 E' を図7-11の定義にしたがって求めれば、試験片3本の平均値でC-2では E'/E_0 は1.2、C-8では1.0が得られた。また、Al₂O₃44%のシャモットれんがでは0.95程度となつた。 E' を求めるには最高応力時点で除荷する必要があり、それにはかなりの困難を伴う。したがって、これらの値の材料間での差は明瞭ではない。ただし、上記3種の材料試験結果では、 E'/E_0 はおおむね1に近い。類似した性質を示すコンクリートにおいては、除荷後の再負荷時の弾性率として、例えば、岡本の式⁹⁾、Blakeleyの式¹⁰⁾のように初期弾性率を用いる場合も多い。したがって、データの少ないれんがの現状からは、 $E'/E_0 = 1$ (一定)として、材料間の差を考えない方が妥当と思われる。これによつて、 R_t は物性値に無関係となり、式(7-24)から、

のみが評価式となる。この式によれば、第3章において調べた材料の中では、C-2, C-3のように自由炭素が多く、かつ、比較的緻密な材料が優れることになる。

7.5 結 言

き裂損傷の低減には、発生応力を低減する方法と、発生したき裂を小さく止める方法の2つがある。前者の観点から、簡易応力解析手法を開発し、それを用いて、実炉寸法をモデルにして、パラメータの解析を行ない、発生応力を低減するための築炉法の例を示した。また、後者の観点から、Hasselman, Kingery等による微き裂の成長停止の考え方を応用し、巨視的き裂の停止特性のよい材料の選択方法を示した。それらを要約すると次のようになる。

- ①簡易応力解析手法は接触端引張応力を若干低めに評価する。接触端引張応力が低い場合にその誤差が大きくなるが、それは曲げ強度の1/50程度以下の場合であり、き裂を生じさせる応力に比べて充分小さいため、実用上の問題は小さい。
 - ②高炉炉底部の築炉では、れんが巾を小さくし、かつ、目地厚をそれに比例させるか、もしくはそれよりも減少させることができがき裂の発生の低減に結びつくと考えられる。
 - ③き裂の停止特性のよい材料は(曲げ強度)/(圧縮強度)が大きい材料と考えられる。

文 献

- 1)藤原昭文, 藤野眞之:鉄と鋼, Vol.70 (1984), No.2, pp.208-215
- 2)V.S.Kienow : Ber. Deut. Keram. Ges., Vol.47 (1970), No.7, pp.426-430.
- 3)加藤一郎, 森田喜保, 樋上文範:鉄と鋼, Vol.68 (1982), No.1, pp.105-112
- 4)W.D.Kingery : J. of Am. Ceram. Soc., Vol.38 (1955), No.1, pp.3-15.
- 5)D.P.H.Hasselman : J. of Am. Ceram. Soc., Vol.46 (1969), No.11, pp.535-540.
- 6)D.R.Larson and D.P.H.Hasselman : Trans. Brit. Ceram. Soc., Vol.74 (1975), pp.59-65.
- 7)J.Nakayama and M.Ishizuka : Am. Ceram. Soc. Bull., Vol.45 (1966), No.7, pp.666-669.
- 8)宮本学, 尾上俊雄, 成田貴一:鉄と鋼, Vol.69 (1983), No.4, S-95
- 9), 10)岡田清, 六車熙 編:「コンクリート工学ハンドブック」, 朝倉書店, 1971, pp.455-461 より引用

第8章 総括

本研究は製鉄用、特に高炉を中心とした円筒容器の内張りれんがのき裂発生機構を明らかにし、それに基づいてき裂損傷の低減を図ることを目的として検討した結果である。その結果を第2~第7までの各章毎に要約すると次のようになる。

第2章は高炉炉底部とペレタイジングキルンにおける耐火物のき裂の特徴をまとめたもので、本研究が中心課題を高炉においているが、同様の現象が高炉以外でも生じている可能性の高いことを明らかにしている。き裂はその多くが、れんが長の1/2より稼動面側にあり、き裂の少なくとも一端は側面に達している。また、側面側に、極めて短いき裂の存在も確認され、明らかに起点が側面側にあると判断されるものがあった。従来、耐火物のき裂は、急速加熱時に、れんが中央部稼動面寄りから生じるというNortonのモデルで説明されることが多かったが、ここで取り扱うき裂には、Nortonのモデルでは説明できないものがあることを示した。このことは、拘束力によるとしても割裂型のモデルでは説明できないものの存在を示したことにもなる。

第3章では、本研究の中心課題となる高炉炉底部用のれんがである炭素系れんがについて、力学問題を取り扱う際に必要不可欠な、機械的性質を明らかにすることを試みた。常温での性質では、マトリックスと骨材の付着状態が強度性質に大きな影響を与えており、また、気孔率のばらつきが曲げ強度のばらつきの主原因になる可能性が大きいことなどを示した。

次に、高温での曲げ強度は SiO_2 の生成によって低下する可能性があること、 SiC 等の添加物量の増大とともに高温でクリープしやすくなることなどを示した。最後に、後に実験に用いる材料の1軸クリープ構成式を導いた。

第4章では、鉄皮による熱膨張の拘束が発生応力の主体となる場合のれんがのき裂形態を冷間の機械荷重によって模擬することを試みた。それによれば、き裂は隣接れんがとの接触部である側面より発生し、接触域内き裂と接触端き裂の2つに分類できることが明らかになった。これらのき裂は、発生位置から判断すると、実炉のそれを模擬する可能性があった。

また、接触端き裂は炉の半径方向に相当する方向の引張応力によるものであり、接触域内き裂は炉の周方向に相当する方向の圧縮応力によるものであることを応力解析

によって明らかにした。

き裂が接触部から生じることから、その界面の性状がき裂発生条件に与える影響についても調べたが、結果的には界面の性状はき裂発生条件に影響を与えたなかった。

第5章では、第4章で得られた結果が炉体でも同様であるか否かを確認することを目的として、高炉炉底部の1/4モデルをアーク加熱昇温し、れんがにき裂を発生させた。そのき裂は実炉のそれと極めて類似したものであった。また、その際のれんがの応力状態を解析で求めた。

その結果によれば、このモデル炉実験で得られたき裂が、第4章の冷間での機械荷重によるものと同じ機構で生じたこと、および、き裂が素材の曲げ強度の1/5~1/4程度の応力で生じたことが推察された。

解析においては、2次元解析は3次元解析に比べて引張応力を過小評価すること、および、クリープによる応力緩和は接触端引張応力の低減をもたらさないことを明らかにした。

第6章では、まず、曲げ強度のばらつきから、モデル炉のれんが寸法での強度とそのばらつきを推定した。次にモデル炉でのき裂位置から発生応力のばらつきを推定した。これらの強度のばらつきと発生応力のばらつきからモデル炉でのき裂発生確率を推定すると解体調査によるき裂発生確率と一致した。これによって、れんがのように強度のばらつきの大きい材料のき裂の評価には、確率統計処理が必要であることを示すと同時に、第4章の冷間での機械荷重による実験に基づく力学モデルが、炉体において成立することをより確かなものにした。

第7章では、極めて簡単に解が得られる2次元応力解析手法を導いた。それが実用性の高いことを示したうえで、それを用いて、弾性率、熱伝導率等のれんが物性値およびれんが長さ、熱膨張吸収代等の形状因子が発生応力に与える影響を調べた。これらの中から、現実の高炉では、れんが巾を小さくし、さらに目地厚を薄くすることが望ましいことを示した。また、き裂が生じるとしても、発生したき裂を短いものに止める材料としては(曲げ強度)/(圧縮強度)が大きいものがよく、これに相当する材料は自由炭素が多くかつ比較的緻密な材料であることを示した。

実炉のき裂がすべて周方向の拘束力で生じているとは考えられず、特に高炉では、軸方向の拘束力によるき裂も生じていると考えられる。しかしながら、いくつかのき裂が周方向の拘束力により生じているのは確かであり、本研究は、それによるき裂

の発生の防止とき裂損傷の低減を目的として実施したものである。

また、本研究は見方を変えれば、従来Davies, Greavesらがその可能性を推測していた機械的スコーリングの問題を、理論的、定量的に解明することを試みたものともいえる。

以上を総合して、高炉を中心とした円筒容器の内張りれんがのき裂発生機構を明らかにし、それに基づいてき裂損傷の低減を図るための有益な知見が得られた。

謝　　辞

本研究をまとめるにあたり、御懇切な御指導を賜わりました大阪大学溶接工学研究所所長 岩本信也教授に心から感謝申しあげます。また、本論文の作成にあたり、御指導をいただいた、材料物性工学科 藤田広志教授、溶接工学研究所 上田幸雄教授および材料開発工学科 萩野和巳教授に感謝申し上げます。

本研究は私が(株)神戸製鋼所構造研究所在籍中に開始されたものであり、その後の私の所属の変化に応じて、上司あるいは先輩として御理解と数々の便宜をいただいた、機械研究所 阿部亨所長、坂本雄次郎 流熱技術室長、薮忠司 構造強度技術室長、材料研究所 太田定雄所長、河合伸泰 新材料開発室長、金山宏志 主任部員およびコベルコ科研(株)技術試験センター 藤野眞之副センター長に厚くお礼申しあげます。

また、研究実務において、専門家あるいは先輩として、数々の助言をいただき、かつ、優れた知見を示していただいた(株)神戸製鋼所 材料研究所 植村健一郎主任研究員、加古川製鉄所 下村興治主任部員、貯槽システム部 広中邦汎主任部員およびデータ採取、文献収集等に御協力をいただいた材料研究所 松田廣氏、加古川製鉄所 落合勇司氏および日本電極(株) 若狭勉氏にこの紙上を借りてお礼を申しあげます。