

耐火物の強度の体積依存性に関する検討

Study on the volume dependence of strength of refractories

神尾英俊*, 細木亮太**, 原口知也***, 合田広治****, 森川勝美*****

Hidetoshi KAMIO*, Ryota HOSOGI**, Tomoya HARAGUCHI***,
Koji GODA**** and Katsumi MORIKAWA*****

要 旨

ワイブルのモデルによると材料強度は評価体積によって変化する。不定形耐火物について強度の体積依存性を実験的に調査するため、小型3点曲げ試験と大型4点曲げ試験を実施した。小型3点曲げ試験により得られる曲げ強さとワイブル係数から、大型4点曲げ試験の材料強度を推定し、実試験で得られた大型4点曲げ試験の曲げ強さと対比したところ、やや乖離が大きかった。乖離の原因調査のため、曲げ試験試料の応力解析を実施して最大応力 σ_x を調べたところ、3点曲げは曲げ強さよりも σ_x が小さく、4点曲げは曲げ強さよりも σ_x のほうが大きかった。曲げ強さの計算は初等梁理論の仮定による誤差を含むと考えて誤差を補正したところ、乖離はかなり小さくなった。強度の体積依存性を考慮した破壊モデルを用いて、タンディッシュの内張材に発生する乾燥収縮起因の亀裂の解析を行った。ワイブル係数が高い材料は内張材の亀裂が大きくなる傾向となった。

Abstract

According to Weibull's model, material strength varies with the evaluated volume. To experimentally investigate the volume dependence of strength for monolithic refractories, small size 3-point bending tests and large size 4-point bending tests were conducted. The material strength of the large size 4-point bending test was estimated from the bending strength and Weibull modulus obtained from the small size 3-point bending test was compared with the bending strength of the large size 4-point bending test obtained in the actual test, and the deviations are slightly larger. To investigate the cause of the deviations, stress analysis of the bending test specimens was conducted to examine the maximum stress σ_x . σ_x was smaller than the bending strength for 3-point bending, and σ_x was larger than the bending strength for 4-point bending. When the calculation of bending strength was considered to include errors due to the assumption of elementary beam theory and the errors were corrected, the deviations were much smaller. Using a fracture model that takes into account the volume dependence of strength, we analyzed cracks caused by drying shrinkage in the lining of a tundish. Materials with high Weibull modulus tended to have larger cracks in the lining.

1 緒言

耐火物は基本的に骨材、マトリックス、空隙で構成され、微視的には不均質な材料である。骨材を変更することで耐熱衝撃性を改善するといった検討が多数行われていることからわかるように、微視構造の不均質さは耐火物の特性改善にも貢献している。工業材料は一般的に強度のばらつきが

1 Introduction

Refractories are basically composed of aggregate, matrix, and voids and are microscopically heterogeneous materials. The heterogeneity of the microstructure contributes to the improvement of the properties of refractories, as evidenced by the many studies that have been conducted to improve thermal shock resistance by changing the aggregate. Industrial materials are generally considered to have less

* 技術研究所 共通基盤研究センター マネージャー Manager, Fundamental Technology Research Center, Technical Research Labs.
 ** 製鉄・建設用耐火物事業部 製鉄技術部 アシスタントマネージャー Assistant Manager, Iron Making Engineering Dept., Iron Making & Construction Refractories Div.
 *** 技術研究所 製品プロセス研究センター Product R&D Center, Technical Research Labs. 2021/12当時
 **** 技術研究所 共通基盤研究センター長 General Manager, Fundamental Technology Research Center, Technical Research Labs.
 ***** フェロー 技術研究所 所長 Fellow, Senior General Manager, Technical Research Labs.

少ないものが良いとされ、耐火物も品質管理の面からは同様の扱いを受ける。しかし、耐火物組織が基本的に不均質であることを考慮すると、そもそも強度は所定のばらつきを有した値になると考えられる。材料強度のばらつきは一般にワイブルモデルで取り扱われ、ワイブル係数がばらつきの程度を表す指標として用いられる¹⁻³⁾。ワイブルモデルによると、ワイブル係数は強度の体積依存性に影響する。ワイブル係数が低い、つまり不均質性の強い材料は評価体積が増加した場合、組織中の欠陥が高応力領域に含まれる確率が上がり、破壊が起こりやすくなるため、強度の低下率が大きくなる。

使用時および強度評価時の耐火物の体積であるが、実炉で使用される耐火物は実験室評価で用いられる試料よりも一般にかなり大型である。亀裂の発生機構にもよるが、材料強度の体積依存性を考慮すると、より大型な試料で得られた強度を用いなければ適切に実炉で発生する亀裂の状態を評価できない可能性がある。しかし、試料の大型化は作業負荷の増大や安全性の面から限界がある。大型化、つまり評価体積を増加させたときの強度予測には前述したワイブルのモデルが適用できるので、実際の試験で困難な大型化を目指すよりも小型試料の試験の強度とワイブル係数から妥当性のある強度予測ができれば合理的である。さらに、また、品質管理面からは一般に高い方が良いとされるワイブル係数であるが、耐火物の耐用面から設計変数としてその範囲を適正化できる可能性もある。

これらの背景から、本報告では強度の体積依存性に関する検討を行った。実炉使用時に亀裂程度の優劣に差があった3種類の材質について、小型試料を用いた3点曲げ試験により得られる曲げ強さとばらつきの程度を表すワイブル係数から、大型4点曲げ試験の材料強度を推定し、実試験で得られた大型4点曲げ試験の曲げ強さと対比し、妥当性を検証した。また、強度の体積依存性を考慮した破壊モデルを適用して実炉使用を想定した有限

variation in strength, and refractories are treated in the same way in terms of quality control. However, considering that the microstructure of refractories is basically heterogeneous, the strength is expected to have a certain degree of variation. Material strength variation is generally handled by the Weibull model, and the Weibull modulus is used as an indicator of the degree of variation¹⁻³⁾. According to the Weibull model, the Weibull modulus affects the strength volume dependence. Materials with low Weibull moduli, i.e., with high heterogeneity, are more likely to lose strength because defects in the microstructure are more likely to be included in the high stress region when the evaluated volume is increased, making fracture more likely to occur.

With regard to the volume of refractories in use and during strength evaluation, refractories used in real furnaces are generally considerably larger than the specimens used in laboratory evaluations. Although it depends on the crack initiation mechanism, considering the volume dependence of material strength, it may not be possible to evaluate the crack condition properly that occurs in a real furnace unless strength obtained from a larger sample is used. However, there are limitations to increasing the size of specimens in terms of increased workload and safety. Since the Weibull model described above can be applied to strength prediction with larger specimens, i.e., with an increased evaluation volume, it is reasonable to make a valid strength prediction based on the strength and Weibull modulus from tests of smaller specimens, rather than aiming for larger specimens, which is difficult in an actual test. Furthermore, the Weibull modulus is considered to be generally high from the viewpoint of quality control, but it may be possible to optimize its range as a design variable from the viewpoint of refractory serviceability.

With these backgrounds, the volume dependence of strength was investigated in this report. The material strength of the three materials, which differed in the degree of cracking during actual furnace use, was estimated from the bending strength obtained in a three-point bending test using small specimens and the Weibull modulus, which expresses the degree of variation. These values were compared with the flexural strength of the large 4-point bending test obtained in actual tests to verify the validity of the results. Finite element analyses were also conducted assuming the use of materials in actual furnaces by applying a fracture model that takes into

要素解析を行い、解析結果として得られる損傷程度を調査した。

2 試験方法

前記した実炉使用実績のある3材質の添加水分および主要な物性値を表1に示す。それらはいずれもアルミナ-シリカ質であり、タンディッシュ母材として実炉で使用された実績がある。材料A及びBは実炉使用において他の多くの材料と同様にある程度の亀裂は発生するものの、特に亀裂の拡大が問題となることはなかった。これに対し、材料Cは稼働中に亀裂が拡大して低寿命となることがあった。

試料の作製は通常通り、万能ミキサー内に流し込み材の粉末を投入し、所定の水分を添加して混練し、40×40×160 mm及び100×100×400 mmの型枠に流し込んで養生後に脱枠した。乾燥は110℃、24 hの条件で実施した。以降、サイズが40×40×160 mmのものを小型曲げ試料、100×100×400 mmのものを大型曲げ試料と示す。小型曲げ試料の数量は各材料につき22個とし、条件を単純化するために混練バッチは単一とした。大型曲げ試料も本来は小型曲げ使用と同様に混練バッチを単一にするのが好ましいのだが、材料の必要量が多い関係からそうすることができなかつたため、1つの混練バッチにつき1つの試料を作成した。数量は各材料について4個とした。

小型曲げ試料についてはJIS R2553に準じて油圧式荷重試験機を用いてスパン100 mmの条件で

account the volume dependence of strength, and the degree of damage obtained from the analysis was investigated.

2 Test method

Table 1 shows the added water content and main physical properties of the three materials that have been used in actual furnaces. All of them are alumina-silica materials and have been used as tundish lining materials in actual furnaces. Materials A and B, like many of the other materials, showed a certain amount of cracking in service, but crack growth was not a particular problem. On the other hand, material C sometimes developed cracks during operation, resulting in a low service life.

The specimens were prepared as usual: the castable material was put into a universal mixer, the prescribed amount of water was added, kneaded, poured into molds of 40×40×160 mm and 100×100×400 mm, cured, and then de-framed. Drying was carried out at 110 °C for 24 h. Hereafter, specimens with a size of 40×40×160 mm are referred to as small bending specimens and those with a size of 100×100×400 mm are referred to as large bending specimens. The number of small bending specimens was 22 for each material, and the kneading batch was identical to simplify the conditions. Although it would have been preferable to use a single mixing batch for the large bending specimens as well as for the small bending specimens, this was not possible due to mixer capacity limitations, so one specimen was prepared per mixing batch.

The small bending specimens were subjected to the three-point bending method using a hydraulic load testing machine with a span of 100 mm in accordance with JIS R2553 and the bending strength

Table 1 Physical properties of materials

	Material		
	A	B	C
Additional water / wt%	8.4	8.6	7.2
Bulk density / g·cm ⁻¹	2.39	2.38	2.44
Apparent porosity / %	16.3	17.7	14.1
Cold crushing strength / MPa	26.2	26.7	33.3

3点曲げ法で実施し、曲げ強さは式(1)により求めた。以降、この試験を小型3点曲げ試験と記す。大型曲げ試料についてはJIS A1106に準じて油圧式荷重試験機を用いて下部スパン300 mm、上部スパン100 mmの条件で4点曲げ法で実施し、曲げ強さは式(2)により求めた。以降、この試験を大型4点曲げ試験と記す。

$$\sigma_b = \frac{3PL_2}{2wd^2} \quad (3 \text{ 点曲げ}) \quad (1)$$

$$\sigma_b = \frac{3P(L_2 - L_1)}{2wd^2} \quad (4 \text{ 点曲げ}) \quad (2)$$

ここで、 σ_b : 曲げ強さ (MPa)
 P : 最大荷重 (N)
 L_1 : 上側支持用ロールの中心間の距離 (mm)
 L_2 : 下側支持用ロールの中心間の距離 (mm)
 w : 試験片の幅 (mm)
 d : 試験片の厚さ (mm)

3 試験結果

3.1 曲げ試験結果

小型曲げ試料を用いた試験結果について、曲げ強さ σ_b と破壊確率 F の関係を示すワイブルプロットを図1に示す。この結果から求めた曲げ強さの

was determined using Equation (1). This test is hereafter referred to as the small 3-point bending test. The large-sized bending specimens were subjected to a 4-point bending test with a lower span of 300 mm and an upper span of 100 mm using a hydraulic load testing machine in accordance with JIS A1106, and the bending strength was determined using Equation (2). This test is hereafter referred to as the large 4-point bending test.

$$\sigma_b = \frac{3PL_2}{2wd^2} \quad (\text{for 3-point bending}) \quad (1)$$

$$\sigma_b = \frac{3P(L_2 - L_1)}{2wd^2} \quad (\text{for 4-point bending}) \quad (2)$$

where σ_b : Bending strength (MPa)
 P : Maximum load (N)
 L_1 : Span for upper support (mm)
 L_2 : Span for lower support (mm)
 w : Specimen width (mm)
 d : Specimen thickness (mm)

3 Test results

3.1 Bending test results

Weibull plots showing the relationship between flexural strength σ_b and fracture probability F for the test results using small bending specimens are shown in Fig. 1. The average bending strength, Weibull modulus, and effective volume obtained from these results are shown in Table 2. The Weibull

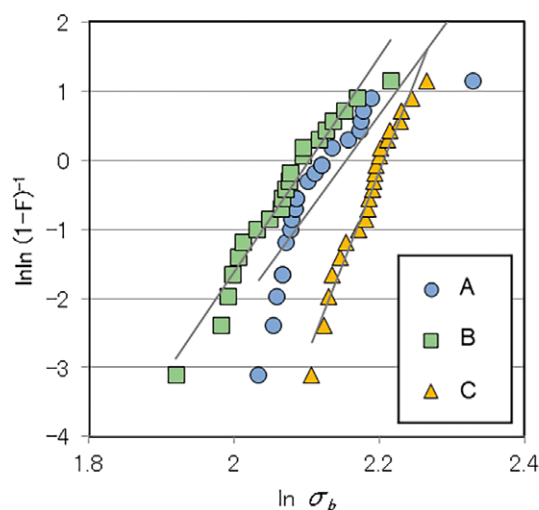


Fig. 1 Weibull probability plot of materials A, B and C.

Table 2 MOR, Weibull modulus and effective volume determined by 3-point bending test with small size specimen

Material	MOR / MPa	Weibull modulus	Effective volume / mm ³
A	8.32	14.4	338.1
B	8.2	15.5	292.3
C	8.9	26.6	105.0

平均値、ワイブル係数、及び有効体積を表 2 に示す。材料 C のワイブル係数は 26.6 と材料 A, B と比較してかなり高い値となった。また、この値は耐火物に関する報告例^{4,5)}と比較しても著しく高い値である。

大型曲げ試料を用いた試験結果を図 2 に示す。値の差異はそれほど大きくはないが、材料 A と B は概ね同等で、材料 C はそれよりもやや高い値となった。また、小型試料で得られた曲げ強さの平均値と比較すると各材質ともに値が明らかに小さく、曲げ強さに体積依存性があることが分かる。

3.2 ワイブルモデルによる強度推定

ワイブルのモデルの有効体積は、3点曲げの場合は式(3), (5), 4点曲げの場合は式(4), (5)でそれぞれ求めることができる⁶⁾。式(6)を使うと、有効体積が異なる試験で得られる強度を推定する

modulus of material C is 26.6, which is considerably higher than those of materials A and B. This value is also significantly higher than those reported for refractories^{4,5)}.

Figure 2 shows the test results using large bending specimens. The difference in values for three materials was small, but the values for materials A and B are generally equivalent, and material C is slightly higher than them. Compared to the average flexural strength values obtained for the smaller specimens, the values for each material are clearly smaller, indicating that there is a volume dependence in flexural strength.

3.2 Strength estimation by Weibull model

The effective volume of Weibull's model can be obtained using Equations (3) and (5) for 3-point bending and Equations (4) and (5) for 4-point bending, respectively⁶⁾. Equation (6) can be used to estimate the strength obtained in tests with different effective volumes. Based on these relationships, the strength of the large 4-point bending test was

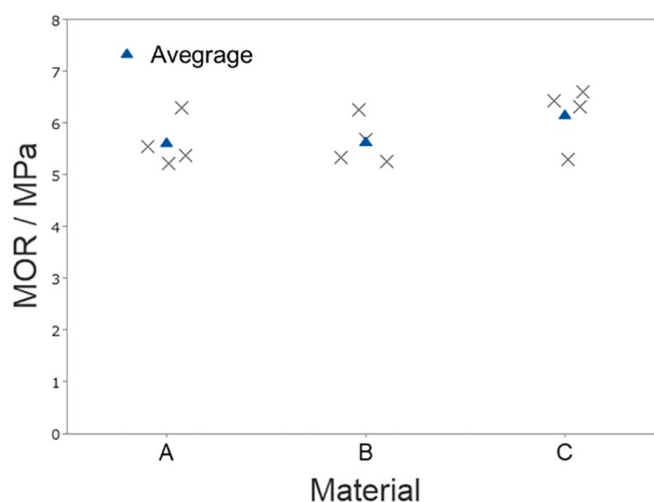


Fig. 2 MOR determined by 4-point bending test with large size specimen.

ことができる。これらの関係から、小型3点曲げ試験の結果から大型4点曲げ試験の強度を推定し、大型4点曲げ試験の実験値とともに図示したものを図3に示す。推定値は実験値と比較すると全体的に高めの値となっており、乖離がやや大きい印象を受ける結果となった。

$$V_{eff} = \left[\frac{1}{2(m+1)^2} \right] V_b \quad (3)$$

$$V_{eff} = \left[\left(\frac{L_1}{L_2} \right) m + 1 \right] \left[\frac{1}{2(m+1)^2} \right] V_b \quad (4)$$

$$V_b = wdL_2 \quad (5)$$

$$\frac{\sigma_2}{\sigma_1} = \left(\frac{V_1}{V_2} \right)^{1/m} \quad (6)$$

ここで、 V_{eff} :ワイブルモデルの有効体積
 V_b :曲げ試験における下部スパン間の体積
 σ_1 :部材1の平均強度
 σ_2 :部材2の平均強度
 V_1 :部材1の有効体積
 V_2 :部材2の有効体積
 m :ワイブル係数

である。

estimated from the results of the small 3-point bending test, and is shown in Fig. 3 together with the experimental values of the large 4-point bending test. The estimated values are generally higher than the experimental values, giving the impression that the deviations are slightly larger.

$$V_{eff} = \left[\frac{1}{2(m+1)^2} \right] V_b \quad (3)$$

$$V_{eff} = \left[\left(\frac{L_1}{L_2} \right) m + 1 \right] \left[\frac{1}{2(m+1)^2} \right] V_b \quad (4)$$

$$V_b = wdL_2 \quad (5)$$

$$\frac{\sigma_2}{\sigma_1} = \left(\frac{V_1}{V_2} \right)^{1/m} \quad (6)$$

where, V_{eff} : Effective volume in Weibull model
 V_b : Volume between lower spans in bending test
 σ_1 : Average strength of part 1
 σ_2 : Average strength of part 2
 V_1 : Effective volume of part 1
 V_2 : Effective volume of part 2
 m : Weibull modulus

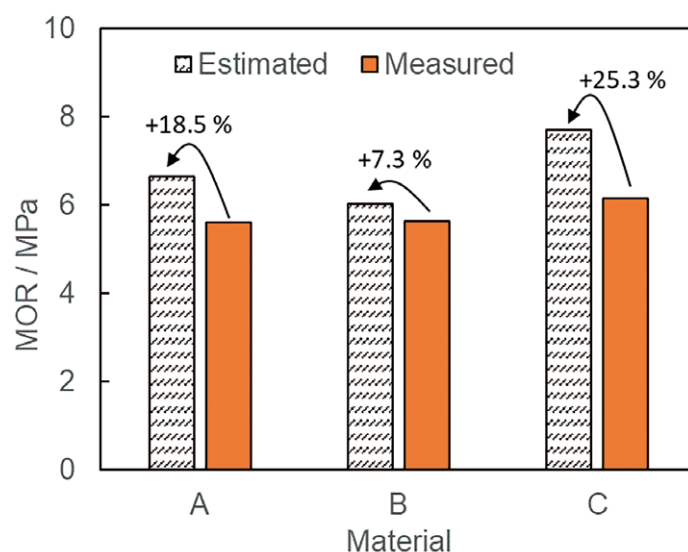


Fig. 3 Comparison of the estimated MOR values for large size 4-point bending from small size 3-point bending with those obtained by the actual bending tests for materials A to C.

3.3 曲げ試験の有限要素解析と強度の補正

大型4点曲げ強さの推定値と実験値の乖離の原因について調べるため、3点曲げ試験及び4点曲げ試験の有限要素(FEM)解析を実施した。図4(a)に3点曲げ、図4(b)に4点曲げのモデルを示す。FEM解析では、試験片にある荷重値を与えた時の試料に発生する図4のx方向の応力の最大値 σ_x を評価した。3点曲げと4点曲げについて、それぞれ式(1)もしくは式(2)を用いて曲げ強さ σ_b を求めており、これらから応力比(SR) σ_x/σ_b^{-1} を算出した。また、この比率SRは、試験片のスパン L_2 と厚さ d の比率(STR)、 L_2/d^{-1} とも関連がある。スパン L_2 を固定して厚さ d を変化させた条件で得られたSRとSTRの関係を図5に示す。図5に示す全領域において、3点曲げではSRは1.0より小さく、4点曲げではSRは1.0より大きい。FEM解析によって得られた応力を基準にすると、3点曲げでは $\sigma_x < \sigma_b$ となり、曲げ強さは過大、4点曲げでは $\sigma_x > \sigma_b$ となり、曲げ強さは過少な見積もりとなっている。

また、SRのSTRへの依存性は両試験で逆である、つまり、STRが5~6程度以下の範囲において、3点曲げについてはSTRの増加によってSRは増加するが、4点曲げについてはSTRの減少に

3.3 Finite element analysis of bending tests and correction of strength

In order to explain a cause for divergence between both strength values estimated and measured for large size 4-point bending, the finite element analysis was conducted for both 3- and 4-point bending manners. Models for both analyses are shown in Fig. 4 (a) and (b) for the 3-point and 4-point bending, respectively. When a specimen was subjected to certain load, a stress produced in the x-direction, σ_x in Fig. 4 was evaluated in the FEM analysis. Then, stress ratio (SR) σ_x/σ_b^{-1} can be obtained since the bending strength, σ_b is determined experimentally from load value using Eqs. (1) and (2), for 3- and 4-point bending, respectively. The ratio is also related with span-thickness ratio (STR) L_2/d^{-1} in the specimen which can be determined in several cases for a constant span L_2 with several thickness d values, and the relations obtained for both 3- and 4-point bending are shown in Fig. 5. On the basis of stress determined by the FEM analysis, the SR was lower than 1 for 3-point bending but the ratio was higher than 1 for 4-point bending in the whole range of the STR analyzed as seen the figure. This means that since $\sigma_x < \sigma_b$ for 3-point bending and $\sigma_x > \sigma_b$ for 4-point bending, namely the over- and underestimations of strength have been performed for both 3- and 4-point bending manners.

Also, the STR dependence of the SR was opposite for both bending manners, namely the SR increase with the STR for the 3-point manner in spite

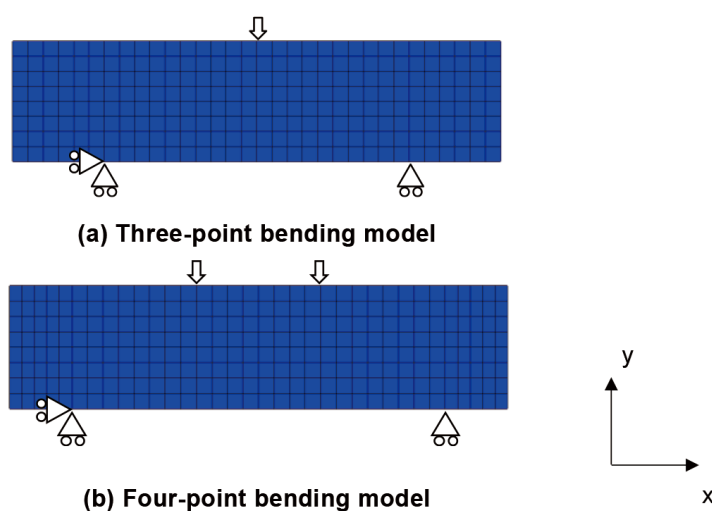


Fig. 4 Finite element model for analysis for (a) three-point and (b) four-point bending tests.

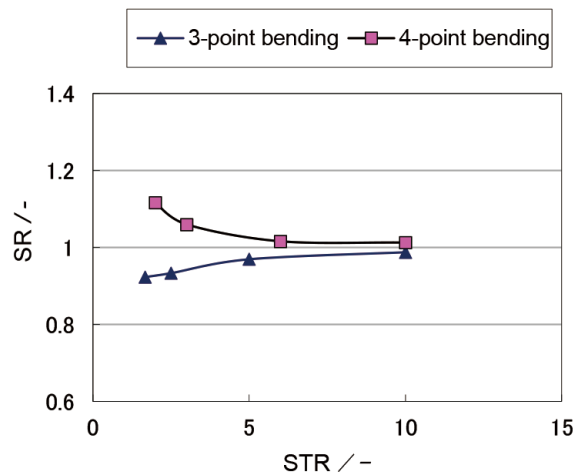


Fig. 5 Relation between stress thickness ratio STR and stress ratio SR obtained by FEM and MOR calculated by equation (1) and (2).

よって SR が減少している。そして、STR が 10 程度では、両試験方法ともに SR は 1 に近い値となっている。

乖離が生じる理由であるが、曲げ強さの計算式が初等梁理論に基づくものであり、例えばせん断変形の影響を無視するなど、本来は適切ではないいくつかの仮定の上で導出されているために生じた誤差によるものと考えている。なお、既往報告においてもこれと同様の指摘がなされているもの⁷⁾や、曲げ強さの計算式に関する問題点を指摘するもの⁸⁾がある。これらの報告では STR が小さい場合に誤差を生じやすいとされており、STR が 10 を超えると誤差がかなり小さくなっている。本報告の小型曲げ試験では、STR が 2.5、大型曲げ試験では STR が 3.0 と小さいため、せん断変形を考慮していない影響で比較的大きな誤差が生じている可能性がある。有限要素解析では、せん断変形の影響が考慮されているため、曲げ強さの計算式よりも精度が高いと考えられる。有限要素解析で得られた応力 σ_x を正として図 5 の関係を用いて曲げ強さを修正したワイブルモデルによる推定値と実測値を図 6 に示す。ある程度の乖離は残るものの、実測値が一様に低い側に位置していた修正前の結果と比較するとかなり改善されていることが分かる。

of decrease for the 4-point manner up to values of 5 or 6 in the STR then the SR for both manners became approximately constant values close to 1 at around 10 of the STR.

The reason for the discrepancy is thought to be that the bending strength formulas are based on elementary beam theory and are derived based on several assumptions that are not appropriate, for example, ignoring the effect of shear deformation. Some previous reports have made similar points⁷⁾ and some have pointed out problems with the bending strength calculation formulas⁸⁾. In these reports, it is said that errors are likely to occur when STR is small, and when STR exceeds 10, the errors are quite small. Since STR=2.5 for the small bending test and STR=3.0 for the large bending test in this report, the error may be relatively large due to the effect of not considering shear deformation. Since the finite element analysis takes into account the effect of shear deformation, it is considered to be more accurate than the bending strength formula. **Figure 6** shows the estimated and measured values using the Weibull model, in which the bending strength is modified using the relationship in **Fig. 5** with the stress σ_x obtained from the finite element analysis as positive. Although some deviations remain, the results are considerably improved compared to the results before the correction, in which the measured values were uniformly on the low side.

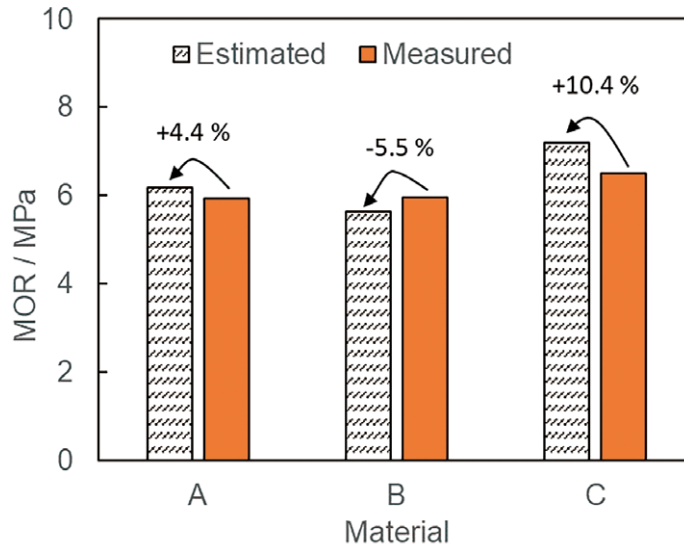


Fig. 6 Comparison of the estimated and corrected MOR values for large size 4-point bending from small size 3-point bending with those obtained by the actual bending tests for materials A to C.

4 材料強度の体積依存性を考慮した有限要素解析

流し込み材使用時の損傷に、材料強度の体積依存性が及ぼす影響を調べるために、有限要素解析を実施した。ソフトウェアは MSC. Marc2015 を使用し、材料モデルは引張応力による破壊を表現可能な低張力材料モデルを適用した。体積が異なる部材間での強度はワイブルのモデルでは式 (5) で表される。強度の体積依存性については、応力解析における評価点となる積分点毎の体積値を取得して、式 (5) により体積に依存した材料強度を算出するユーザーサブルーチンを作成して計算に組み込んだ。

有限要素モデルを図 7(a)に示す。タンディッシュ母材、パーマ材、鉄皮で構成されており、母材の部分に今回評価した流し込み材の特性を定義した。タンディッシュの形状については既往の報告⁹⁾を参考に設定した。タンディッシュ母材上部付近、通常スタッドを配置する位置には、図 7 (b) に示すように鉄皮と母材を直線的に繋ぐ形でリンクを設定

4 Finite element analysis considering the volume dependence of material strength

A finite element analysis was conducted to investigate the effect of the volume dependence of material strength on damage when castable refractories are used. The software used was MSC. Marc2015, and the material model was a low-tensile material model capable of representing failure due to tensile stress. The strength between members with different volumes is expressed by equation (5) in Weibull's model. For the volume dependence of strength, a user subroutine was created and incorporated into the calculation to obtain the volume at each integration point, which is the evaluation point in the stress analysis, and to calculate the volume-dependent material strength using Equation (5).

The finite element model is shown in Fig. 7(a). The model consists of a lining material, permanent material, and steel shell. The properties of the castable refractories evaluated in this study were defined in the lining material part. The shape of the tundish was set with reference to a previous report⁹⁾. As shown in Fig. 7(b), links were set near the top of the lining material, where metal anchors are usually placed, to connect the steel shell and lining material in a straight

し、鉄皮平面に垂直な方向以外の2方向について鉄皮と母材を連結した。これは鉄皮に接合されるスタッドを模擬するものであり、長辺側の壁については約380 mmおきに1つ、短辺側については約270 mmおきに1つ配置した。実炉使用では最初の亀裂は乾燥後に発生することが多い。この亀裂は養生収縮及び乾燥収縮に起因するものと考えられる。計算では、最終的に0.2%の収縮が起こると仮定して、時間の経過とともに収縮が増加する条件を与えた。なお、実炉使用を想定すると本来は予熱、受鋼、冷却といった各条件を与えた解析を行うのが好ましいのだが、高温下では非線形性のある膨張やクリープ等の強度ばらつきとは関係のない要因が増えて複雑化するためにここでは養生・乾燥を想定した収縮のみを取り扱った。材料物性値は材料Cを想定して、材料強度8.9 MPa、ワイブル係数 $m=27$ をベース条件とした。強度は図5で示した曲げ強さ計算式の誤差についての補正も考慮した。

line in two directions other than perpendicular to the plane of the steel shell. The links were placed in two directions other than perpendicular to the steel shell plane. The metal anchors were placed about every 380 mm on the long side wall and about every 270 mm on the short side wall. In actual furnace use, the first cracks often occur after drying. This cracking is considered to be due to curing and drying shrinkage. In the calculations, it was assumed that 0.2% shrinkage would eventually occur, and conditions were given under which the shrinkage would increase with time. However, the analysis here deals only with shrinkage assuming curing and drying, because the analysis is complicated by factors such as non-linear expansion behavior and creep at high temperatures, which have nothing to do with strength variation. The material properties are based on the assumption that material C has a material strength of 8.9 MPa and a Weibull modulus of $m=27$. The strength values also take into account the correction for errors in the flexural strength formula shown in Fig. 5.

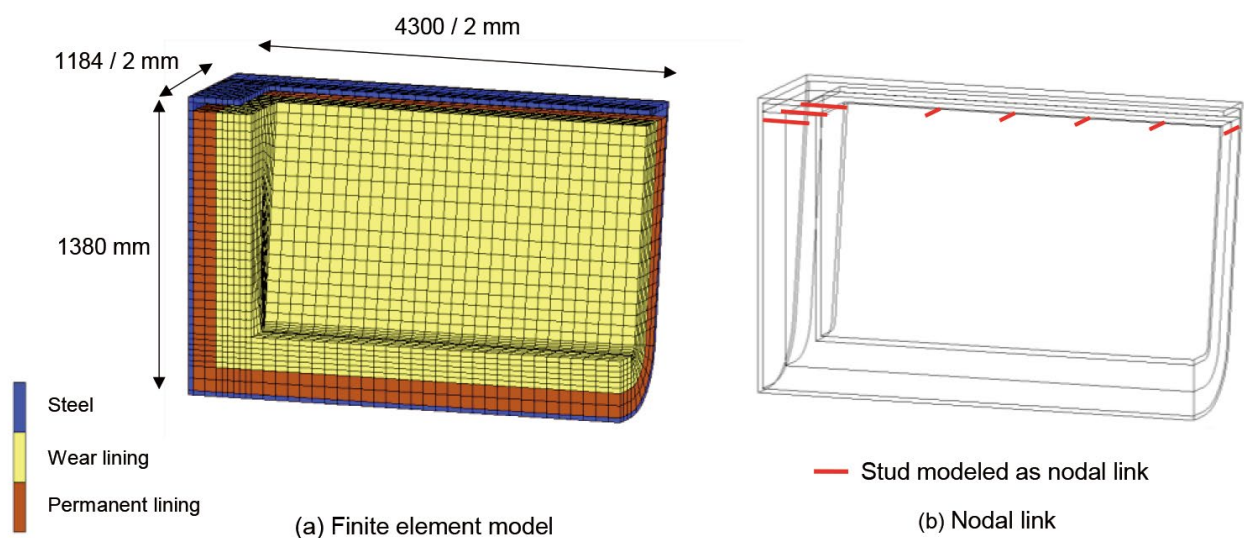


Fig. 7 Finite element model for tundish (a) and nodal links (b) to simulate studs.

強度の体積依存性の影響を調べるため、小型試料で測定される平均強度を一定として、 m を 21, 15, 9 と変化させた 4 条件で解析を実施した。解析により得られたクラックひずみ分布を **図 8** に示す。コンター図において高輝度部、すなわち高クラックひずみ領域が連続している部分は亀裂に対応しており¹⁰⁾、ひずみ量が大きいほど亀裂の開きが大きいのことを示している。ワイブル係数 m の影響に着目すると、 m が大きいほど亀裂本数が少ない代わりに特定の亀裂が拡大する傾向にあることが分かる。この結果は、前述したように、 m が大きい材料 C が実炉評価において亀裂が大きかったことと整合する。

m の値と亀裂本数及び亀裂程度がこのような関係になった理由について次のように考える。まず、1 本目の亀裂発生に着目すると、 m が大きい材料は (5) 式によって計算される体積増加時の強度が相対的に高いため、亀裂発生時の応力が高くなる。このため、亀裂発生時に開放される弾性ひずみエネルギーが低強度の場合と比較して相対的に高くなり、結果として亀裂程度が増大する。また、亀裂発生時期について、発生応力が高くなるにはより大きい収縮量が必要であり、収縮速度が一定の条件下では亀裂発生時期は遅れることになる。亀裂発生により当該亀裂周辺の応力は低下するのだが、流し込み材と鉄皮は一定間隔で並んだスタッドで固定されているため、流し込み材全体の応力を低下させることはできない。収縮がさらに進むと応力が増加し、次の亀裂を発生させるのだが、2 本目についても 1 本目と同じ理由で高強度のほうが亀裂程度が大きく、亀裂発生時期は遅くなる。その後も同様に、高強度材は常に亀裂程度が大きく亀裂発生時期は遅くなる。本解析において最終的な収縮量は同一であるため、亀裂発生時期が順次遅れることは亀裂本数の減少につながる。このように、 m の違いは体積増加時の強度の違いを生じさせ、亀裂程度と亀裂本数に違いを生じさせたと考えられる。

To investigate the effect of the volume on the strength, the analysis was performed under four conditions in which m was varied to 21, 15, and 9, with the average strength measured on the small sample set constant. The crack strain distribution obtained from the analysis is shown in **Fig. 8**. In the contour plot, the continuous high-crack strain area, corresponds to a crack¹⁰⁾, and higher strain indicates a larger crack opening. Focusing on the effect of the Weibull modulus m , the larger m is, the fewer the number of cracks and the larger the specific cracks. This result is consistent with the fact that material C with larger m had larger cracks in the actual furnace evaluation as described above.

First, focusing on the first crack initiation, the stress at the time of crack initiation is higher for the material with larger m , because the strength at the time of volume increase calculated by the equation (5) is relatively higher. Therefore, the elastic strain energy released at the time of crack initiation is relatively higher than in the case of low strength, resulting in an increase in the degree of cracking. In addition, the crack initiation time is delayed under the constant shrinkage rate condition because a larger amount of shrinkage is required to increase the initiation stress. Although crack initiation reduces the stress around the crack, it does not reduce the overall stress in the lining material because the lining material and steel shell are held in place by metal anchors aligned at regular intervals. As the shrinkage progresses further, the stress increases, causing the next crack, but for the same reason as the first crack, the second crack is larger in the higher strength material, and the crack initiation time is later. Similarly, the second crack always cracks later and with a greater degree of cracking in the high-strength material. Since the final shrinkage in this analysis is the same, the sequential delay in crack initiation time leads to a decrease in the number of cracks. Thus, the difference in the Weibull modulus m may have caused the difference in strength at the increase in volume, and furthermore, caused the difference in the degree of cracking and number of cracks.

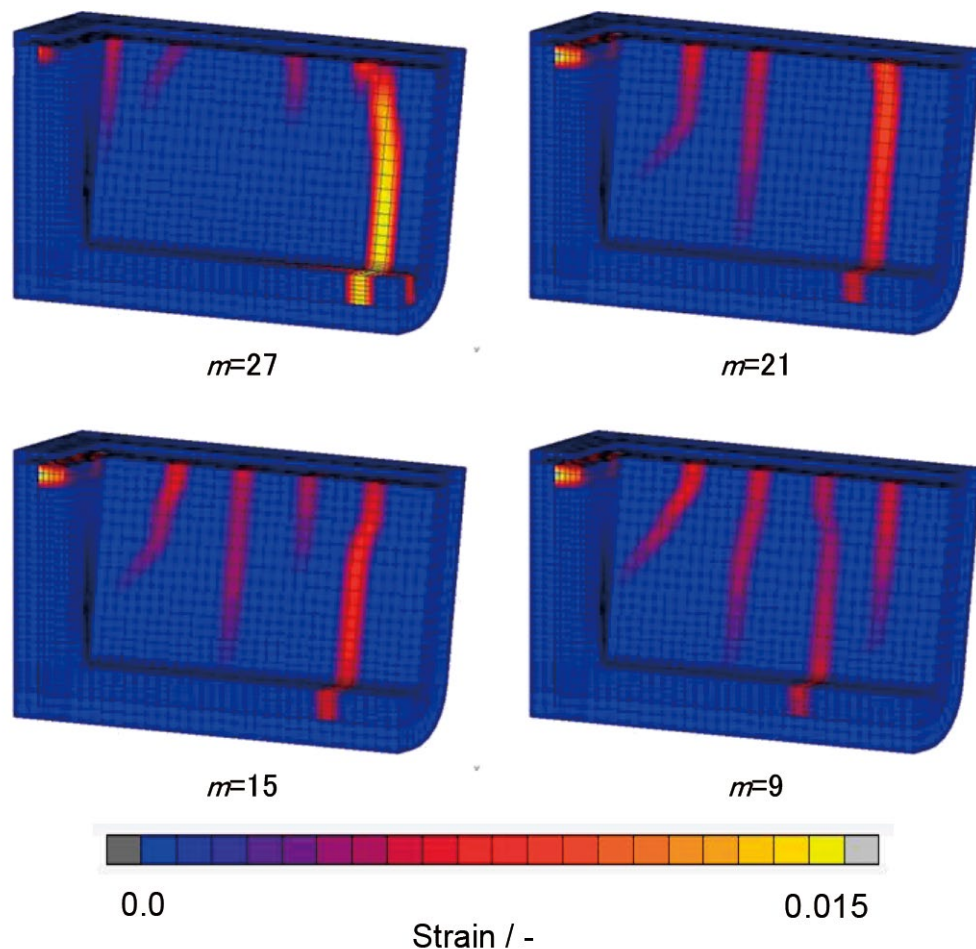


Fig. 8 Cracking strain after curing and drying shrinkage calculated by FEM.

5 結言

3種類のアルミナ-シリカ質流し込み材について、小型試料を用いた3点曲げ試験で耐火物の強度のばらつきについて調査し、曲げ強さの平均値とワイブル係数を決定した。また、大型試料を用いた4点曲げ試験を実施した。小型試料を用いた3点曲げ試験結果からワイブルのモデルを用いて大型試料を用いた4点曲げ試験の曲げ強さを推定し、実験値と比較したところ、乖離がやや大きく、3材質とも実験値のほうが低位であった。乖離が生じる原因として、曲げ強さの計算式が含む誤差を考え、3点曲げ試験及び4点曲げ試験における試料に発生する引張応力をFEM解析により求めた。3点曲げ試験の曲げ強さはFEM解析により求めた応力と比較して7%過大な値であったが、4点曲げ試

5 Conclusion

Variations in strength of three types of alumina-silica castable refractories were investigated in three-point bending tests using small specimens to determine the average bending strength and Weibull modulus. Four-point bending tests were also conducted using large specimens. From the results of the 3-point bending test using small specimens, Weibull's model was used to estimate the bending strength of the 4-point bending test using large specimens, and the results were compared with the experimental values. The experimental strength of large 4-point bending was lower than the estimated values based on the small 3-point bending tests. The tensile stresses in the specimens in the 3-point and 4-point bending tests were calculated by FEM analysis, and the flexural strength in the 3-point bending test was 7% higher than the stress calculated by FEM analysis, while the flexural strength in the

験の曲げ強さは6%過小な値であり、誤差が逆方向に生じていた。4点曲げ試験の曲げ強さについて誤差を修正した上で推定値と実験値を対比したところ、乖離は大幅に減少した。

タンディッシュ母材として使用したときに流し込み材のワイブル係数が実炉における亀裂程度に与える影響を調べるために、ワイブル係数の影響を強度の体積依存性として考慮した有限要素解析を実施した。養生・乾燥収縮を与えると、タンディッシュの長手方向に垂直な方向に伸びる亀裂が発生した。ワイブル係数 m を変化させて亀裂程度に及ぼす影響を調べたところ、ワイブル係数が大きい、すなわち均質であるほど亀裂程度が大きく、亀裂本数が少ない結果となった。現段階では、単純化された条件のため今後さらなる検討が必要であるが、耐用面から適切なワイブル係数の範囲を提案できる可能性がある。

文 献

- 1) W. Weibull, A Statistical Theory of the Strength of Materials, Ingeniors Ventenskaps Akademien Handlinger, 151: 5-45 (1939).
- 2) 窯業協会編集委員会講座小委員会編：セラミックスの機械的性質, pp.21-24, 窯業協会 (1979).
- 3) 西田俊彦, 安田栄一：セラミックスの力学的特性評価, pp.41-61, 日刊工業新聞社 (1986).
- 4) 西田晴夫, 花岡正彦, 中岸稔：耐火物, **39** [12] 699 (1987).
- 5) 高橋伸幸, 深見直孝, 石川誠：耐火物, **51** [11] 601 (1999).
- 6) Rahul Jain, Effective Area and Effective Volume Calculations for Ceramic Test Specimens, pp.33-46, CLEVELAND STATE UNIVERSITY, 2008, Doctorial Thesis.
- 7) 天明敏行, 池水貴史, 林 俊斉, 谷倉 泉, 尾原祐三：材料, **64** [10] 815-821 (2015).

4-point bending test was 6% lower than the stress calculated by FEM analysis. After correcting for the error in the flexural strength of the 4-point bending test, the discrepancy between the estimated and experimental values was significantly reduced.

To investigate the effect of the Weibull modulus of the castable refractories on the cracking degree in the actual furnace when used as a lining material of tundish, a finite element analysis was performed considering the effect of the Weibull modulus as a volumetric strength dependence. Cracks extending perpendicular to the longitudinal direction of the tundish were observed after curing and drying shrinkage. The effect of changing the Weibull modulus m on the degree of cracking was investigated, and the larger the Weibull modulus, i.e., the more homogeneous the material, the larger the degree of cracking and the fewer the number of cracks. Although further study is needed at this stage because of the simplified conditions, it may be possible to propose an appropriate range of Weibull modulus from the viewpoint of serviceability.

References

- 1) W. Weibull, A Statistical Theory of the Strength of Materials, Ingeniors Ventenskaps Akademien Handlinger, 151: 5-45 (1939).
- 2) Edited by Yogyokyokai Kozashoiinkai: Seramikkusu No Kikaiteki Seishitsu, pp.21-24, Yogyokyokai (1979).
- 3) Toshihiko Nishida, Eiichi Yasuda: Seramikkusu No Rikigakuteki Tokuseihyoka, pp.41-61, Nikkan Kogyo Shimbun, LTD. (1986).
- 4) Haruo Nishida, Masahiko Hanaoka, Minoru Nakagishi: Taikabutsu, **39** [12] 699 (1987).
- 5) Nobuyuki Takahashi, Naotaka Fukami, Makoto Ishikawa: Taikabutsu, **51** [11] 601 (1999).
- 6) Rahul Jain: Effective Area and Effective Volume Calculations for Ceramic Test Specimens, pp.33-46, CLEVELAND STATE UNIVERSITY, 2008, Doctorial Thesis.
- 7) Toshiyuki Temmyo, Takefumi Ikemizu, Toshinari Hayashi, Izumi Tanikura and Yuzo Obara: Journal of the Society of materials Science, Japan, **64** [10] 815-821 (2015).
- 8) Masuji Uemura: Journal of the Japan Society for Composite Materials, **7** [2] 74-81 (1981).
- 9) Enif Guitiérres, Saul Garcia-Hernandez and José de Jesús Barreto: ISIJ International, **56** [8] 1394-1403 (2016).

- 8) 植村益次:日本複合材料学会誌, **7** [2] 74-81 (1981).
- 9) Enif Guitiérrez, Saul Garcia-Hernandez and José de Jesús Barreto:ISIJ International, **56** [8] 1394-1403 (2016).
- 10) 神尾英俊, 中村 仁, 菅原光男, 加山恒夫:セラミックス, **45** [1] 45-52 (2010).

- 10) Hidetoshi Kamio, Hitoshi Nakamura, Mitsuo Sugawara, Tsuneo Kayama : Journal of the Ceramic Society of Japan, **45** [1] 45-52 (2010).

This paper is reprinted with some additions and reconstructions to the following paper:

Hidetoshi Kamio et al.: Proceedings of the 9th Symposium on Refractories for Iron and Steel, Technical Association of Refractories, Japan (2021) pp.200-208.

本論文は以下の報文に加筆・再構成して転載したものである。

神尾英俊 他：第9回鉄鋼用耐火物研究会講演会報告集, 耐火物技術協会 (2021) pp.200-208.