

高強度フェライト／マルテンサイト鋼 (PNC-FMS鋼) の
スエリングおよび照射クリープ歪み特性の評価
(研究報告)

1999年2月

核燃料サイクル開発機構
大洗工学センター

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせ
してください。

〒319-1194 茨城県那珂郡東海村村松4番地49
核燃料サイクル開発機構
技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:
Technical Cooperation Section,
Technology Management Division,
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki 319-1194,
Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)
1999

高強度フェライト／マルテンサイト鋼（PNC-FMS鋼）の
スエリングおよび照射クリープ歪み特性の評価
（研究報告）

上平 明弘* 鶴飼 重治*
水野 朋保**

要旨

高強度フェライト／マルテンサイト鋼（PNC-FMS鋼：11Cr 0.5Mo 2W,Nb,V）は、サイクル機構が高速炉の次期炉心材料候補として開発した鋼種であり、1992年の材料強度基準（暫定案）の策定時にスエリングおよび照射クリープ歪み特性について評価し、現在に至っている。

本報告では、従来データに最新データを加えて、PNC-FMS鋼のスエリング・照射クリープ歪み特性を再評価・検討し、次に示す事項を明らかにした。

- a. 約525℃以下の低温側ではボイドスエリングと焼きしまりが生じており、525℃以上の高温側では焼きしまりのみが生じていると考えられる。
 - b. ボイドスエリングがピークとなる温度は約400～425℃である。
 - c. 明確なスエリング潜伏期間は見られず、スエリング潜伏期間がない場合のピークスエリング温度での定常スエリング速度は非常に小さなものである。
 - d. 内圧封入管の密度測定データからは、明確なスエリングの応力効果は見られない。
 - e. 約400℃でスエリングの寄与と考えられる照射クリープ歪み量の増加が見られる。
- 上記の評価結果から、スエリングおよび照射クリープ歪みの従来の基準式を見直した。

*) 大洗工学センター システム技術開発部 燃料材料技術開発Gr

***) 大洗工学センター システム技術開発部 炉心燃料工学Gr

Evaluation of Swelling and Irradiation Creep Properties of High Strength Ferritic/Martensitic Steel (PNC-FMS)

Akihiro UEHIRA* Shigeharu UKAI*
Tomoyasu MIZUNO**

Abstract

High Strength Ferritic/Martensitic Steel (PNC-FMS : 11Cr-0.5Mo-2W,Nb,V) was developed by JNC in 1992 as one of the candidate materials for the long-life core of large-scale fast breeder reactor and the material design base standard (tentative) was established. At that time, the swelling and irradiation creep properties were evaluated.

In this study, the swelling and irradiation creep properties of PNC-FMS were evaluated again, using recent data with previous data.

The results are summarized as follows.

- a. Both void swelling and densification must occur below about 525 °C, and only densification must occur above about 525 °C.
- b. Peak swelling temperature was about 400 ~ 425 °C.
- c. Swelling incubation period didn't appear obviously. In case that the incubation period didn't exist, the swelling steady state rate at peak swelling temperature was very small.
- d. Density change data of pressurized tubes didn't clearly show swelling induced by stress.
- e. Irradiation creep increased at about 400 °C, and this must show the enhancement of irradiation creep by swelling.

Based on above results, new swelling and irradiation creep correlations of PNC-FMS were established instead of the previous correlations.

*) Nuclear Fuel Research Group, System Engineering Technology Division, O-arai Engineering Center

***) Fuel and Core Engineering Group, System Engineering Technology Division, O-arai Engineering Center

目 次

1. はじめに	1
2. スエリング特性の検討	
2.1 各鋼種のスエリング特性	3
2.1.1 PNC-FMS鋼の化学成分と熱処理条件	3
2.1.2 EM10, HT9鋼の化学成分と熱処理条件	3
2.1.3 全鋼種のスエリングデータの比較	4
2.1.4 PNC-FMS鋼開発材のスエリング特性	6
2.1.5 EM10, HT9鋼のスエリング特性	7
2.2 スエリング式の作成	9
2.2.1 焼きしまり量の決定	10
2.2.2 ノミナル式の作成	10
2.2.3 上下限式の作成	11
2.2.4 検討式のデータに対する保守性の検証	12
3. 照射クリープ歪み特性の検討	
3.1 スエリングの応力依存性の検討	13
3.2 照射クリープ歪み式の作成	13
3.2.1 炉内クリープ相当歪みの算出	14
3.2.2 平均照射クリープ係数の温度依存性の評価	14
3.2.3 応力指数の決定	15
3.2.4 照射クリープ係数の決定	15
3.2.5 スエリング相互作用項の材料定数の決定	16
3.2.6 検討式のデータに対する保守性の検証	17
3.2.7 スエリング相互作用項の中で用いるスエリング式の ノミナル・上下限式の検討	17
3.3 炉内熱クリープ歪みの評価	19

3.4 [参考] 炉内熱クリーブ歪み式の検討	20
3.4.1 照射時間依存性および応力依存性の評価	21
3.4.2 温度依存性の評価	22
3.4.3 データに対する保守性の検証	23
4. まとめ	24
5. 謝辞	25
参考文献	26

表 目 次

表 1	PNC-FMS鋼開発材の化学成分 [wt.%] および最終熱処理条件	27
表 2	EM10, HT9鋼の化学成分 [wt.%] および最終熱処理条件	28
表 3	PNC-FMS鋼のスエリング式 (被覆管・ラッパ管共通)	29
表 4	PNC-FMS鋼の照射クリープ歪み式 (被覆管・ラッパ管共通)	30

目 次

図 1.1	全鋼種のスエリング量と照射温度の関係	31
図 1.2	全鋼種のスエリング量と照射量の関係	31
図 2.1	PNC-FMS/MOTAの外径変化率と照射温度の関係 (59FK鋼の場合)	32
図 2.2	PNC-FMS/MOTAの外径変化率と照射温度の関係 (61FS鋼の場合)	32
図 2.3	PNC-FMS/MOTAの外径変化率と照射温度の関係 (61FSF鋼の場合)	32
図 3.1	PNC-FMS/MOTAの外径変化率と中性子照射量の関係 (59FK鋼の場合)	33
図 3.2	PNC-FMS/MOTAの外径変化率と中性子照射量の関係 (61FS鋼の場合)	33
図 3.3	PNC-FMS/MOTAの外径変化率と中性子照射量の関係 (61FSF鋼の場合)	33
図 4	外径変化率とスエリング量の関係 (PNC-FMS/MOTA : Open Tube)	34
図 5	外径変化率のMMS測定値と海外測定値 (PNC-FMS/MOTA : Open Tube)	34
図 6.1	PNC-FMS/CMIRの外径変化率と照射温度の関係 (61FK鋼の場合)	35
図 6.2	PNC-FMS/CMIRの外径変化率と照射温度の関係 (61FS鋼の場合)	35
図 6.3	PNC-FMS/CMIRの外径変化率と照射温度の関係 (61FSF鋼の場合)	35
図 7.1	PNC-FMS/CMIRの外径変化率と中性子照射量の関係 (61FK鋼の場合)	36

図 7.2	PNC-FMS/CMIRの外径変化率と中性子照射量の関係 (61FS鋼の場合)	36
図 7.3	PNC-FMS/CMIRの外径変化率と中性子照射量の関係 (61FSF鋼の場合)	36
図 8.1	EM10鋼のスエリング量と照射温度の関係	37
図 8.2	EM10鋼のスエリング量と中性子照射量の関係	37
図 9.1	HT9鋼のスエリング量と照射温度の関係	38
図 9.2	HT9鋼のスエリング量と中性子照射量の関係	38
図 10	焼きしまり量「D'」の定式化	39
図 11.1	スエリングノミナル式の温度依存性	40
図 11.2	スエリングノミナル式の照射量依存性	40
図 12	検討式(ノミナル式)とACO3式(ノミナル式のみ)の温度依存性	41
図 13.1	検討式(ノミナル式)とACO3式(ノミナル式のみ)の照射量依存性 (照射温度：414℃の場合[検討式のピークスエリング温度])	41
図 13.2	検討式(ノミナル式)とACO3式(ノミナル式のみ)の照射量依存性 (照射温度：440℃の場合[ACO3式のピークスエリング温度])	41
図 14.1	スエリング上限式の作成	42
図 14.2	スエリング下限式の作成	42
図 15.1	スエリング上限式の温度依存性	43
図 15.2	スエリング上限式の照射量依存性	43
図 16.1	スエリング下限式の温度依存性	44
図 16.2	スエリング下限式の照射量依存性	44
図 17	検討式(上限式)と現基準式(上限式のみ)の温度依存性	45
図 18.1	検討式(上限式)と現基準式(上限式のみ)の照射量依存性 (照射温度：414℃の場合[検討式のピークスエリング温度])	45

図 18.2	検討式(上限式)と現基準式(上限式のみ)の照射量依存性 (照射温度：400℃の場合[現基準式のピークスエリング温度])	45
図 19.1	今回検討したスエリング式の温度依存性	46
図 19.2	今回検討したスエリング式の照射量依存性	46
図 20.1	検討式の保守性の検証(上限式の場合)	47
図 20.2	検討式の保守性の検証(下限式の場合)	47
図 20.3	検討式の保守性の検証(参考図：ノミナル式の場合)	47
図 21.1	PNC-FMS/MOTAにおけるスエリングの応力依存性 (目標照射温度：405℃)	48
図 21.2	PNC-FMS/MOTAにおけるスエリングの応力依存性 (目標照射温度：495℃)	48
図 21.3	PNC-FMS/MOTAにおけるスエリングの応力依存性 (目標照射温度：550℃)	49
図 21.4	PNC-FMS/MOTAにおけるスエリングの応力依存性 (目標照射温度：605℃)	49
図 21.5	PNC-FMS/MOTAにおけるスエリングの応力依存性 (目標照射温度：670℃)	49
図 22.1	平均照射クリープ係数の温度依存性	50
図 22.2	平均照射クリープ係数の温度依存性(Y軸スケール変更)	50
図 23.1	炉内クリープ歪み速度の応力依存性(目標照射温度：405℃)	51
図 23.2	炉内クリープ歪み速度の応力依存性(目標照射温度：495℃)	51
図 23.3	炉内クリープ歪み速度の応力依存性(目標照射温度：550℃)	51
図 24	照射クリープ係数「 B_0 」の決定	52

図 25.1	スエリング相互作用項の係数「D」の決定（上限式の場合）	53
図 25.2	スエリング相互作用項の係数「D」の決定（ノミナル式の場合）	53
図 25.3	スエリング相互作用項の係数「D」の決定（下限式の場合）	53
図 26	焼きしまり量「D'」のノミナル値の決定	54
図 27.1	照射クリープ歪み式[検討式]のデータに対する保守性の検証 （上限式の場合）	55
図 27.2	照射クリープ歪み式[検討式]のデータに対する保守性の検証 （下限式の場合）	55
図 27.3	照射クリープ歪み式[検討式]のデータに対する保守性の検証 （参考図：ノミナル式の場合）	55
図 28.1	ACO3照射変形解析にPNC-FMS検討式を用いた場合 （スエリング量+照射クリープ歪み量の比較）	56
図 28.2	ACO3照射変形解析にPNC-FMS検討式を用いた場合 （スエリング量の比較）	56
図 29	PNC-FMS検討式のスエリング式と照射クリープ歪み式の組合せ方による ACO3解析結果（スエリング量+照射クリープ歪み量の比較）	57
図 30.1	PNC-FMS検討式のスエリング式と照射クリープ歪み式の組合せ方による ACO3解析結果（スエリング量の比較）	58
図 30.2	PNC-FMS検討式のスエリング式と照射クリープ歪み式の組合せ方による ACO3解析結果（照射クリープ歪み量の比較）	58
図 31.1	PNC-FMS/MOTA炉内クリープデータ（照射クリープ+熱クリープ）と 炉外大気中熱クリープ歪み式の比較（605℃, 70MPaの場合）	59
図 31.2	PNC-FMS/MOTA炉内クリープデータ（照射クリープ+熱クリープ）と 炉外大気中熱クリープ歪み式の比較（605℃, 100MPaの場合）	59

図 31.3	PNC-FMS/MOTA炉内クリープデータ（照射クリープ+熱クリープ）と 炉外大気中熱クリープ歪み式の比較（670℃, 50MPaの場合）	60
図 31.4	PNC-FMS/MOTA炉内クリープデータ（照射クリープ+熱クリープ）と 炉外大気中熱クリープ歪み式の比較（670℃, 70MPaの場合）	60
図 31.5	PNC-FMS/MOTA炉内クリープデータ（照射クリープ+熱クリープ）と 炉外大気中熱クリープ歪み式の比較（670℃, 90MPaの場合）	60
図 32.1	PNC-FMS/MOTA炉内クリープデータにおける熱クリープの寄与 （605℃, 70MPaの場合）.....	61
図 32.2	PNC-FMS/MOTA炉内クリープデータにおける熱クリープの寄与 （605℃, 100MPaの場合）.....	61
図 32.3	PNC-FMS/MOTA炉内クリープデータにおける熱クリープの寄与 （670℃, 50MPaの場合）.....	62
図 32.4	PNC-FMS/MOTA炉内クリープデータにおける熱クリープの寄与 （670℃, 70MPaの場合）.....	62
図 32.5	PNC-FMS/MOTA炉内クリープデータにおける熱クリープの寄与 （670℃, 90MPaの場合）.....	62
図 33.1	PNC-FMS/MOTAデータに対して炉外大気中熱クリープ歪み式を用いた 場合の保守性（上限式の場合）.....	63
図 33.2	PNC-FMS/MOTAデータに対して炉外大気中熱クリープ歪み式を用いた 場合の保守性（下限式の場合）.....	63
図 33.3	PNC-FMS/MOTAデータに対して炉外大気中熱クリープ歪み式を用いた 場合の保守性（参考図：ノミナル式の場合）.....	63
図 34	炉内熱クリープ歪みの照射時間依存性.....	64
図 35	炉内熱クリープ歪みの応力依存性.....	64
図 36.1	材料定数「K」の温度依存性（ノミナル式の決定）	65
図 36.2	材料定数「K」の温度依存性（上限式の決定）.....	65

図 36.3	材料定数「K」の温度依存性（下限式の決定）	65
図 37.1	炉内熱クリープ歪み式の時間依存性（605℃, 70MPaの場合）	66
図 37.2	炉内熱クリープ歪み式の時間依存性（605℃, 100MPaの場合）	66
図 37.3	炉内熱クリープ歪み式の時間依存性（670℃, 50MPaの場合）	67
図 37.4	炉内熱クリープ歪み式の時間依存性（670℃, 70MPaの場合）	67
図 37.5	炉内熱クリープ歪み式の時間依存性（670℃, 90MPaの場合）	67
図 38.1	炉内熱クリープ歪み式と炉外大気中熱クリープ歪み式 （605℃, 70MPaの場合）	68
図 38.2	炉内熱クリープ歪み式と炉外大気中熱クリープ歪み式 （605℃, 100MPaの場合）	68
図 38.3	炉内熱クリープ歪み式と炉外大気中熱クリープ歪み式 （670℃, 50MPaの場合）	69
図 38.4	炉内熱クリープ歪み式と炉外大気中熱クリープ歪み式 （670℃, 70MPaの場合）	69
図 38.5	炉内熱クリープ歪み式と炉外大気中熱クリープ歪み式 （670℃, 90MPaの場合）	69
図 39.1	MOTAデータに対して炉内熱クリープ歪み式[検討式]を用いた場合の 保守性の検証（上限式の場合）	70
図 39.3	MOTAデータに対して炉内熱クリープ歪み式[検討式]を用いた場合の 保守性の検証（下限式の場合）	70
図 39.3	MOTAデータに対して炉内熱クリープ歪み式[検討式]を用いた場合の 保守性の検証（参考図：ノミナル式の場合）	70

1. はじめに

高強度フェライト／マルテンサイト鋼¹⁾ (PNC-FMS鋼：11Cr 0.5Mo 2W,Nb,V) は、サイクル機構が高速炉の次期炉心材料候補として開発した鋼種であり、特徴としては、フェライト／マルテンサイト鋼であるため、オーステナイト鋼に比べて耐スエリング性が非常に優れていることと、Mo, Wの固溶強化型元素およびNb, Vの析出強化型元素を添加することにより高温強度を向上させている点である。また化学成分は被覆管用・ラップ管用共通であるが、最終熱処理条件については、クリープ強度が重要となる被覆管では高温焼きならし(1100℃)高温焼き戻し(780℃)を、短時間強度が重要となるラップ管では低温焼きならし(1050℃)低温焼き戻し(700℃)を設定している。

PNC-FMS鋼の材料強度基準(暫定案)²⁾ が1992年に策定され、その中でスエリングおよび照射クリープ歪みについても検討され、それぞれの評価式が策定され(以降、「現基準式」と呼ぶ)、その後、再評価および見直しをなされずに、現在に至っている。

今年度、サイクル機構内で実証炉設計研究用物性式の検討会が行われており、その中でPNC-FMS鋼のスエリングおよび照射クリープ歪みについても議論され、現基準式について次のような課題が挙げられている。

- a. スエリング式は上限式のみであり、ノミナルおよび下限での設計評価が不可能である。とくにPNC-FMS鋼をラップ管に適用した場合のBDI評価には下限式が必要となる。
- b. 照射クリープ歪み式にはスエリング相互作用項が含まれていないため、スエリングの温度依存性が反映されていない。
- c. 照射クリープ歪み式は、Open Tubeの外径変化率をスエリング量として扱うことにより策定されており、スエリングに対する応力の影響が考慮されていない。
- d. 照射クリープ歪みの上下限を評価する際、スエリング式はノミナル式または

上下限式のいずれを用いるべきかを明確にする必要がある。

現基準式策定後に得られたデータについては、PNC-FMS鋼では顕著なスエリングが生じているような高照射量データが現状得られていないため、PNC-FMS鋼と類似鋼種であるEM10, HT9のスエリングデータを含めてスエリングの評価を行うことが考えられる。照射クリープ歪みについては、PNC-FMS鋼のFFTF/MOTAで照射された内圧封入管の密度測定が行われており、スエリングに対する応力効果を評価するためのデータが取得されている。

本報告では、上記データを用いてスエリングおよび照射クリープ歪み特性を評価・検討した。またその結果より、上記課題を含めて現基準式を見直し、新たな設計評価式を策定した。

なお本報告は、今年度サイクル機構内で行われた実証炉設計研究用物性式検討会で議論された結果をまとめたものである。

2. スエリング特性の検討

2.1 各鋼種のスエリング特性

2.1.1 PNC-FMS鋼の化学成分と熱処理条件

PNC-FMS鋼のスエリングデータとしては、PNC-FMS鋼の開発段階で製造された鋼種（以後、PNC-FMS開発材と呼ぶことにする）のFFTF/MOTA材料照射材および常陽/CMIR材料照射材のスエリングデータが取得されている。これらの鋼種の化学成分および最終熱処理条件を表1に示す。化学成分については、61FS鋼以外の鋼種では、一部の化学成分量が材料仕様範囲から外れている。このような成分量の違いがスエリングに及ぼす影響については、後述するように現在得られているデータのスエリング量の値が小さく、鋼種によるスエリング特性の違いは明確には見られない。また熱処理条件については、全ての鋼種は被覆管材料仕様とほぼ同じであり、ラップ管用熱処理が施された鋼種についてのスエリングデータは得られていないため、熱処理条件の違いがスエリングに及ぼす影響についても現状では明らかでない。

本報告では、「2.2」で示すように、PNC-FMS開発材の全ての鋼種のデータを用いて被覆管・ラップ管用共通のスエリング式を作成したが、今後、化学成分や熱処理条件を変化させた鋼種を用いてスエリングが顕著に表れているような高照射量データを取得し、化学成分や熱処理条件がスエリングに及ぼす影響を評価することが重要である。

2.1.2 EM10, HT9鋼の化学成分と熱処理条件

PNC-FMS鋼の類似鋼種としては、EM10, HT9鋼が考えられ、これらの鋼種の中性子照射下でのスエリングデータが公開文献で発表されている³⁻⁸⁾。それらの鋼種の化学成分および最終熱処理条件を表2に示す。EM10鋼は9Cr1Moベース鋼、HT9鋼は12Cr1MoVベース鋼であり、ともに100%マルテンサイト鋼である。EM10, HT9鋼の化学成分とPNC-FMS鋼の材料仕様との違いについては、まず固溶強化型元素であるMo, W量が異なっており、EM10, HT9では(Mo: 1%)、(W: <0.5%)であるのに対し、PNC-FMS鋼では(Mo: 0.5%)、(W: 2%)である。また、析出強化型元素であるNb, Vについては、EM10鋼では添加されておらず、HT9鋼ではVが約0.3%添加されているの

に対し、PNC-FMS鋼では(Nb：0.05%)、(V：0.2%)である。これらの添加元素はそれぞれ析出物を形成し、また析出物はスエリング挙動に対して影響を及ぼす可能性があるため、添加元素量の違いによってスエリング挙動が異なる可能性がある。しかし、現状では、析出物がスエリング挙動に及ぼす影響について明らかではないため、EM10, HT9鋼とPNC-FMS鋼の化学成分の違いに基づくスエリング挙動の相違を評価するのは困難である。また組織についても、EM10, HT9鋼は100%マルテンサイト鋼であるのに対し、PNC-FMS鋼は若干のフェライト相を含むフェライト/マルテンサイト鋼である。このような組織の違いによりスエリング挙動が異なることを示す文献⁹⁾もあるが、現状では組織の違いがスエリング挙動に及ぼす影響は明らかでない。

以上のように、EM10, HT9鋼とPNC-FMS鋼では添加元素量や組織が若干異なっているため、スエリング挙動が異なる可能性が考えられるが、現状では添加元素や組織がスエリング挙動に及ぼす影響は明らかでないため、本報告では、EM10, HT9鋼のスエリングデータもデータベースに含めてPNC-FMS鋼のスエリング特性を評価・検討することとした。

なおHT9鋼については、HT9鋼を構成部材とするACO3燃料集合体がピーク照射量 $39[\times 10^{26} \text{ n/m}^2, E>0.1 \text{ MeV}]$ の高照射量まで照射されており、その照射変形解析が実施されている¹⁰⁾。上記照射変形解析においてスエリング式が作成されており（以降、ACO3式と呼ぶ）、本報告では、ACO3式も参考にしてPNC-FMS鋼のスエリング特性を検討することとした。

2.1.3 全鋼種のスエリングデータの比較

PNC-FMS開発材のMOTA, CMIR材とEM10, HT9鋼の試験データおよびACO3式について、スエリング量と照射温度との関係を図 1.1 に、スエリング量と中性子照射量との関係を図 1.2 に示す。なお、試験データのスエリング量については、PNC-FMS鋼のMOTAおよびCMIR照射材データはすべてOpen Tubeの外径変化率を3倍したものである。一方EM10鋼およびHT9鋼のデータは外径変化率を3倍したものと密度測定値より算出したものの両者を含んでおり、詳細については「2.1.5」で述べることとする。また測定誤差の参考値としてHT9鋼(EBR II 照射材)の $\pm 0.16\%$ を図中に示した。

照射温度との関係を示した図 1.1 において、データおよびACO3式のスエリングは約525℃以下で顕著に見られ、また525℃以上では多くのデータが負の値となっている。負の値になっているデータの一部は測定誤差の範囲を超えており、負の値になっているのは焼きしまりによる可能性が考えられる。そこで、本報告では、525℃以下ではポイドスエリングと焼きしまりの両方を考慮し、525℃以上では焼きしまりのみを考慮して、スエリング式を作成することとした。

また図 1.1 において、525℃以上の高温側でスエリング量が正の値となっているデータA～Eが存在しているが、焼きしまりは材料組織の変化によって体積が縮小する現象であり、焼きしまり量は負の範囲になるため、以下のようにデータA～Eの信頼性を評価し、その取り扱いについて検討した。

PNC-FMS/MOTAデータであるデータA, Bについては、それぞれ同一試験片でデータA, Bより高照射量側のデータのスエリング量（外径変化率の3倍）は負の値となっている。よって、正の値となっているデータA, Bの信頼性は低いと考えられるため、参考値扱いとし、評価式作成のためのデータとしては用いないこととした。

PNC-FMS/CMIRデータであるデータCは、CMIR4で取得された高照射量側のデータであり、データA, Bのような関係はみられないが、データCのスエリング量（外径変化率の3倍）は測定誤差範囲内の小さな値であり、参考値扱いとした。

データD, EはそれぞれEM10, HT9のデータ（ともに材料照射材の密度測定によって得られたデータ）であり、その信頼性は不明であるが、「2.2」で述べるように、焼きしまりの項を定式化する際にはPNC-FMS鋼のデータのみを用いることとするため、データD, Eは参考値扱いとした。

中性子照射量とスエリング量の関係を示した図 1.2 において、HT9鋼の一部のデータでは、照射量が $20 [\times 10^{26} \text{ n/m}^2, E>0.1 \text{ MeV}]$ 以上でスエリングが顕著に見られ、スエリング潜伏期から定常スエリング状態に移行している可能性が考えられる。しかし、PNC-FMS開発材を含む他の鋼種では明確なスエリング潜伏期間は見られず、現段階では、フェライト鋼においてオーステナイト鋼で見られるようなスエリング潜伏期間が存在するかどうかは明確ではない。本報告では、スエリング潜伏期間はないものとして、スエリング式を作成することにするが、今後スエリングが明確に生じる

ような高照射量データを取得し、フェライト鋼におけるスエリング潜伏期間の存在の有無を明確にし、スエリング式におけるスエリング潜伏期間の取り扱いについて検討することが重要である。

また図 1.2 のデータF, Gについては照射量が非常に小さいにも関わらず、スエリングが生じている。データの出典文献³⁾に明確には記載されていないもののデータF, Gと同一試験片であると考えられる高照射量側データのスエリング量は、データF, Gのスエリング量より小さな値となっている。よって、データF, Gは信頼性が低いと判断し、参考値扱いとした。

2.1.4 PNC-FMS鋼開発材のスエリング特性

PNC-FMS/MOTA材の外径変化率と照射温度の関係を図 2.1～2.3 に示す。とくに、図 2.1 の59FK鋼では約500～600℃で外径の縮小が顕著に見られる。59FKと他の鋼種(61FS, 61FSF)との化学成分の違いについては、Mo, W, Nが大きく異なっており、とくに59FKのMo量が多いことから、59FK鋼ではMoを含む析出物が多く析出することにより多くの焼きしまりが生じている可能性が考えられる。今後TEM観察により析出挙動を評価し、化学成分が焼きしまりに及ぼす影響を明確にすることが重要である。また、測定誤差については、レーザー外径測定値の精度を $\pm 3\mu\text{m}$ とした場合、外径6.5mmの管の測定誤差は $\pm 0.05\%$ であるため、外径変化率の3倍に対する測定誤差を $\pm 0.15\%$ として図示している。

PNC-FMS/MOTA材の外径変化率と中性子照射量の関係を図 3.1～3.3 に示す。いずれの鋼種でも外径変化率は非常に小さく、明確なスエリング潜伏期間は見られない。

なお、図 2.1～2.3および図 3.1～3.3 の外径変化率は、サイクル機構との契約により海外で測定されたものであるが、MOTA試験片の一部についてはサイクル機構にて外径測定および密度測定が行われている。密度測定値から求めたスエリング量と(外径変化率の3倍)とを比較すると図 4 のようになり、両者の違いは誤差範囲内にはほぼ収まっている。よって、(外径変化率の3倍)をスエリング量として取り扱っても精度の面で大きな問題はないと考えられ、また外径測定データの数も密度測定データより

多いため、PNC-FMS/MOTAについては、(外径変化率の3倍)をスエリング量としてスエリング式を作成することとし、密度測定データは全く用いないこととした。

また外径測定機関の相違については、MMSで測定された外径変化率と海外で測定された外径変化率を比較した図5において、両者の違いは誤差範囲内ではほぼ収まっている。よって、データ数の多い海外測定値を用いてスエリング式を作成することとした。

PNC-FMS/CMIR材の外径変化率と照射温度の関係を図6.1～6.3に示す。いずれの鋼種でもほとんどのデータは負の値を示しており、焼きしまりが生じている可能性がある。また明確な温度依存性は見られない。外径変化率と中性子照射量の関係を表した図7.1～7.3においても、明確な照射量依存性は見られない。

2.1.5 EM10, HT9鋼のスエリング特性

EM10鋼のスエリング量と照射温度の関係を図8.1に、スエリング量と中性子照射量の関係を図8.2に示す。いずれも明確な温度依存性、照射量依存性は見られない。なお、EM10(1)データは照射されたラッパ管の密度測定によって得られたものである。EM10(2)データの照射形態(材料照射、燃料照射)およびスエリング量の測定方法(外径、密度)については文献未記載のため不明である。EM10(3)データは板状試験片の密度測定によって得られたものである。

HT9鋼のスエリング量と照射温度の関係を図9.1に示す。約380～430℃でスエリング量が大きくなっており、この温度域にピークスエリング温度が存在していると考えられる。なお、HT9(1),(3),(4)データはOpen Tubeの外径測定によって、HT9(2),(5)～(7)データはOpen Tubeまたは棒状試験片の密度測定によって得られたものである。

またスエリング量と中性子照射量の関係を図9.2に示す。とくにHT9(1)鋼の403, 406℃データについては約 $10 [\times 10^{26} \text{n/m}^2, E>0.1 \text{MeV}]$ 以上で定常スエリング状態に移行している可能性が見られ、HT9(3), (4)鋼の384, 386℃データについては約 $20 [\times 10^{26} \text{n/m}^2, E>0.1 \text{MeV}]$ 以上で定常スエリング状態に移行している可能性が見られる。もしHT9(1), (3), (4)鋼にスエリング潜伏期間が存在しているとすれば、HT9(1)鋼のスエリング潜伏期間はHT9(3), (4)鋼に比べて短かいことになる。HT9(1)鋼とHT9(3), (4)鋼

の成分の違いについては、HT9(1)鋼では(P：0.016%)、(N：0.027%)であるのに対し、HT9(3)、(4)では(P：0.008%)、(N：0.006%)と大きく異なっている。このようなP量とN量の違いによってHT9(1)鋼とHT9(3)、(4)鋼とでスエリング潜伏期間が異なっている可能性がある。また、もしHT9(1)、(3)、(4)鋼が定常スエリング状態に移行している場合、定常スエリング速度についてはHT9(1)、(4)鋼はほとんど同じであるが、HT9(3)鋼はHT9(1)、(4)鋼に比べて小さい。HT9(3)鋼とHT9(4)鋼の化学成分量には大きな違いはなく、熱処理条件も同じであり、現在得られている情報からは、これらの鋼種の定常スエリング速度の違いのメカニズムは不明である。

このようにHT9鋼の一部のデータからはスエリング潜伏期間が存在する可能性が考えられるが、これらの鋼種の違いによるスエリング潜伏期間や定常スエリング速度などのスエリング挙動の違いのメカニズムは明確ではない。一方、PNC-FMS開発材およびEM10鋼のデータについては明確なスエリングが生じておらず、これらの鋼種ではスエリング潜伏期間が存在するかどうかは不明である。本報告では、スエリング潜伏期間を考慮せず、スエリング式を作成することとするが、今後PNC-FMS鋼でスエリングが明確に生じているような高照射量データを取得して、スエリング潜伏期間の有無などのスエリング挙動の評価・検討を行うことが重要である。

また図9.2において、HT9(7)鋼のスエリング量はHT9(6)鋼よりかなり大きくなっている。HT9(6)、(7)鋼は同一ヒートであり、それらの成分量はほとんど同じであると考えられるが、HT9(7)鋼の焼き戻し温度は760℃であり、HT9(6)鋼の700℃に比べて高く、転位組織などの組織形態や析出物の析出挙動などが異なっていると考えられ、これによってスエリング挙動の違いが生じている可能性が考えられる。HT9(6)、(7)鋼のデータ数は各1点であり、非常に少ないが、これらのデータからは、焼き戻し温度が低い方が耐スエリング性が良好であると考えられる。

PNC-FMS鋼については被覆管とラップ管で熱処理条件が異なるため、スエリング挙動も被覆管とラップ管で異なる可能性がある。EM10鋼はラップ管用、HT9鋼は被覆管とラップ管用として熱処理が行われているが、焼き戻し温度に着目すると、現在得られているスエリングデータはHT9(6)鋼の1点を除き、全てPNC-FMS鋼の被覆管用熱処理条件に近い場合、熱処理条件がスエリングに及ぼす影響を評価することはできない。上述のHT9(6)、(7)鋼データからは焼き戻し温度が低い方が耐スエリング

性が良好であると考えられ、PNC-FMS鋼のラップ管は被覆管に比べて低温焼き戻し材であるため、耐スエリング性が被覆管より良好である可能性がある。本報告では、焼き戻し温度がPNC-FMS鋼の被覆管用熱処理条件に近いデータを用いて作成したスエリング式を被覆管・ラップ管共通の式とするが、今後、ラップ管用熱処理材のスエリングデータを取得し、スエリング挙動を評価することが重要である。

2.2 スエリング式の作成

本報告では、「2.1.3」で述べたように、525℃以下ではボイドスエリングと焼きしまりが生じており、525℃以上では焼きしまりのみが生じていると考え、525℃以上のデータを用いて焼きしまりを定式化し、525℃以下のデータを用いてボイドスエリングを以下のように定式化した。

定式化に用いるデータとしては、焼きしまりについては、PNC-FMS鋼の高温側データで焼きしまりが生じていると考えられるデータが多数あるため、PNC-FMS鋼データのみを用いることとした。一方、ボイドスエリングについては、PNC-FMS鋼データではボイドスエリングが顕著に現れているようなデータは得られていないため、EM10、HT9鋼データも含めることとした。

スエリング式の形については、焼きしまりを考慮し、スエリング潜伏期間は考慮しない次の形を用いた。

$$\Delta V/V = S_0 + D' \quad \dots \dots (1)$$

$$= R \cdot \phi_t + D'$$

$\Delta V/V$: スエリング量 [vol.%]

S_0 : ボイドスエリング量 [vol.%]

D' : 焼きしまり量 [vol.%]

R : 定常スエリング速度 [vol.% · (10²⁶ n/m², E>0.1MeV)⁻¹]

ϕ_t : 中性子照射量 [10²⁶ n/m², E>0.1MeV]

また、 R の温度依存性は、ACO3式と同様に、次式で表すこととした。

$$R = R_0 \times \exp\{A(T - T_p)^2\} \quad \dots \dots (2)$$

R_0 : ピークスエリング温度での定常スエリング速度

$$[\text{vol.}\% \cdot (10^{26} \text{ n/m}^2, E > 0.1 \text{ MeV})^{-1}]$$

A : スエリング速度の温度依存性に関する定数 [$^{\circ}\text{C}^{-2}$]

T : 照射温度 [$^{\circ}\text{C}$]

T_p : ピークスエリング温度 [$^{\circ}\text{C}$]

2.2.1 焼きしまり量の決定

「2.1.3」で述べたように、525 $^{\circ}\text{C}$ 以上では焼きしまりのみが生じていると考えられるため、525 $^{\circ}\text{C}$ 以上のデータを用いて、焼きしまり量「 D' 」を以下のように決定した。PNC-FMS鋼の525 $^{\circ}\text{C}$ 以上のデータ ($\Delta V/V \leq 0$) をプロットした図 10 において、焼きしまりの温度依存性は明確には見られないため、本報告では、焼きしまり量を定数として表すこととする。そこで、データの平均値を求め、これをスエリング式のノミナル式における焼きしまり量「 D' 」の値とした。上下限式における「 D' 」の値としては、全てのデータを包絡するようにデータの最大値および最小値とした。

$$\text{ノミナル式} : D' = -0.17 \quad \dots \dots (3)$$

$$\text{上限式} : D' = 0.00 \quad \dots \dots (4)$$

$$\text{下限式} : D' = -0.48 \quad \dots \dots (5)$$

2.2.2 ノミナル式の作成

(1),(2)式で表されるスエリング式において、「 D' 」は「2.2.1」で求めたノミナル値を用い、「 R_0 」、「 A 」、「 T_p 」をパラメータとして、全てのデータに対して最小自乗法による回帰計算を行い、「 R_0 」、「 A 」、「 T_p 」のノミナル値を決定し、スエリング式のノミナル式を求めた。なお、「 A 」と「 T_p 」はノミナル式および上下限式に共通のものとする。

$$A = -1.74 \times 10^{-4} \quad \dots \dots (6)$$

$$T_p = 414 \quad \dots \dots (7)$$

$$\text{ノミナル式} : R_0 = 2.44 \times 10^{-2} \quad \dots \dots (8)$$

求めたノミナル式（以降、検討式(ノミナル式)と呼ぶ）の温度依存性を図 11.1 に、照射量依存性を図 11.2 に示す。図 11.1 よりボイドスエリングがピークとなる温度範囲は約400～425℃であると考えられる。

検討式(ノミナル式)とACO3式(ノミナル式のみ)について、温度依存性の比較を図 12 に、照射量依存性の比較を図 13.1, 13.2 に示す。とくに、温度依存性を比較した図 12 において、ピークスエリング温度については、検討式(ノミナル式)：414℃、ACO3式：440℃であり、ACO3式の方が高温側になっている。式作成のためのデータベースが両式では異なっており、各データベースでのピークスエリング温度がこのように異なっている原因は現状では明らかではない。また、ピークスエリング温度付近でのスエリング量（焼きしまり量を含む）は両式ではほぼ同じであるが、高温側で明らかなように焼きしまり量はACO3式の方が大きくなっているため、ボイドスエリング量はACO3式の方が大きくなっている。

2.2.3 上下限式の作成

ボイドスエリングが生じていると考えられる525℃以下のデータについて、「 R_0 」をパラメータとして、「 R_0 」のある値における各データのスエリング量の計算値と実測値を比較し、525℃以下の全データを包絡するように、上限式および下限式用の「 R_0 」を決定した。その結果を図 14.1, 14.2 に示す。なおスエリング式における「 D' 」については、上限式の「 R_0 」を求める場合には上限式の「 D' 」の値を、下限式の「 R_0 」を求める場合には下限式の「 D' 」の値を用いた。

$$\text{上限式：} R_0 = 5.13 \times 10^{-2} \quad \dots \dots (9)$$

$$\text{下限式：} R_0 = 1.40 \times 10^{-2} \quad \dots \dots (10)$$

上限式の温度依存性および照射量依存性を図 15.1, 15.2 に、下限式の温度依存性および照射量依存性を図 16.1, 16.2 に示す。

またPNC-FMS鋼の材料強度基準（暫定案）のスエリング式（現基準式）については、焼きしまりを考慮せず、PNC-FMS/MOTA材およびHT9鋼などのデータを包絡す

る上限式のみが策定されている。検討式(上限式)と現基準式(上限式のみ)について、温度依存性の比較を図 17 に、照射量依存性の比較を図 18.1, 18.2 に示す。図 17 のように、ピークスエリング温度については、検討式(上限式): 414℃、現基準式: 400℃であり、大きく異なるものではない。焼きしまりについては両式とも「0」として評価しており、ボイドスエリング量は検討式(上限式)の方が全体的に大きくなっている。これは図 18.1, 18.2 のように、検討式(上限式)の定常スエリング速度が現基準式より大きいためである。

2.2.4 検討式のデータに対する保守性の検証

以上のように作成したスエリング式を表 3 に示す。適用範囲は、データの試験条件の範囲に基づいて決定した。また参考として、ノミナル・上下限式の温度依存性および照射量依存性を図 19.1, 19.2 に示す。

検討式の上下限式のデータに対する保守性を検証した結果を図 20.1~20.3 に示す。上下限式は全てのデータに対して保守側となっている。

3. 照射クリープ歪み特性の検討

3.1 スエリングの応力依存性の検討

PNC-FMS開発材(61FSF鋼)／MOTA材料照射材の内圧封入管およびOpen Tubeについて外径変化率が測定されている。またこれらの試験片の一部については密度測定が行われている。目標照射温度別に外径変化率および密度測定値から算出した1/3(スエリング量)と中性子照射量の関係を図 21.1～21.5 に示す。とくにスエリングが顕著に生じると考えられる温度範囲に含まれる405℃の図 21.1 において、内圧封入管とOpen Tubeの1/3(スエリング量)にはほとんど差がなく、応力依存性は明確には見られない。

現在得られているデータからはスエリングの応力依存性の有無を明確に判断することはできず、今後MOTA試験片のボイド析出状況などを観察することが重要であると考えられる。本報告では、PNC-FMS開発材のスエリング量が非常に小さく、スエリングの応力依存性は無視できるものと考え、スエリングの応力依存性を考慮せず、データ数が豊富なOpen Tubeの外径変化率を1/3(スエリング量)として取り扱うこととする。

3.2 照射クリープ歪み式の作成

照射クリープ歪み式は一般に次式のように表される¹¹⁾。

$$\varepsilon_{\text{irr-eq}} = B_0 \cdot \phi_t \cdot \sigma_{\text{eq}}^n + D \cdot \varepsilon_s \cdot \sigma_{\text{eq}} \quad \dots \dots (11)$$

$\varepsilon_{\text{irr-eq}}$: 照射クリープ歪み (相当歪み) [-]

B_0 : 照射クリープ係数 [(MPa)⁻ⁿ · (10²⁶ n/m², E>0.1MeV)⁻¹]

ϕ_t : 中性子照射量 [10²⁶ n/m², E>0.1MeV]

σ_{eq} : 相当応力 [MPa]

n : 応力指数 [-]

D : スエリング相互作用項の材料定数 [(MPa)⁻¹]

ε_s : スエリング歪み [-]

本報告では、PNC-FMS／MOTA内圧封入管のクリープ歪みデータを用いて、以下の

ように、(11)式の各係数の値を求め、照射クリープ歪み式を作成した。

3.2.1 炉内クリープ相当歪みの算出

MOTA内圧封入管の外径変化率「 $\Delta D/D_{\text{stress}}$ 」にはスエリングによる外径変化率も含まれているため、次式のようにMOTA/Open Tubeの外径変化率「 $\Delta D/D_{\text{open}}$ 」を除くことにより炉内クリープ歪み「 $\epsilon_{\text{in-pile-H}}$ 」を算出した。ここで、炉内クリープ歪みは照射クリープ歪みと熱クリープ歪みの和を意味している。

$$\epsilon_{\text{in-pile-H}} = \Delta D/D_{\text{stress}} - \Delta D/D_{\text{open}} \quad \dots \dots \dots (12)$$

算出した炉内クリープ歪みは周歪みであるため、周歪み「 ϵ_{H} 」を次式によりMises型の相当歪み「 ϵ_{eq} 」に換算した。

$$\epsilon_{\text{eq}} = 2/\sqrt{3} \cdot \epsilon_{\text{H}} \quad \dots \dots \dots (13)$$

また周応力「 σ_{H} 」を次式によりMises型の相当応力「 σ_{eq} 」に換算した。

$$\sigma_{\text{eq}} = \sqrt{3}/2 \cdot \sigma_{\text{H}} \quad \dots \dots \dots (14)$$

3.2.2 平均照射クリープ係数の温度依存性の評価

炉内クリープ相当歪みから次の式を用いて求めた \bar{B} の温度依存性を図 22.1, 22.2 に示す。

$$\epsilon_{\text{in-pile-eq}} = \bar{B} \cdot \phi_t \cdot \sigma_{\text{eq}} \quad \dots \dots \dots (15)$$

とくに図 22.2 において、 \bar{B} は490~550℃程度で最低となり400℃付近および600℃以上の高温側で大きくなっている。400℃付近の \bar{B} の増加については、スエリングのピーク温度が400℃付近であることと対応しており、スエリングにより誘起される照射クリープ歪みの増加の可能性を示している。また600℃以上での \bar{B} の増加については、熱クリープによるものと考えられる。本報告では、以下に示すように、スエリング

または熱クリープの影響が考えられる温度範囲を考慮して適宜データの選別を行い、(11)式の照射クリープ歪み式の各係数を決定した。

3.2.3 応力指数の決定

MOTAデータの中で熱クリープが無視できると考えられる400, 495, 550°Cデータについて、照射温度別に炉内クリープ歪み速度「 $\varepsilon_{in-pile-eq} / \phi_t$ 」を応力で整理した結果を図23.1~23.3に示す。図中の直線は、原点を通る直線の形で、データに対してフィッティングしたノミナル直線である。データの不確かさはあるものの、データ範囲の100MPa以下の応力レベルでは炉内クリープ歪み速度は応力とほぼ比例関係を有していると考えられるため、本報告では応力指数「n」を次のように決定した。

$$n=1 \quad \dots \dots \dots (16)$$

3.2.4 照射クリープ係数の決定

MOTAデータの中でスエリングおよび熱クリープの影響が非常に小さいと考えられる495, 550°Cのデータを用いて、図24に示すように「 B_0 」の平均値と上下限値を算出した。スエリングおよび熱クリープの影響が無視できる場合、「 B_0 」は平均照射クリープ係数「 \bar{B} 」と同じであるから、各データについて「3.2.2」で算出した「 \bar{B} 」の値をそのまま「 B_0 」の値として用いた。本報告では、照射クリープ歪み式のノミナル式用の「 B_0 」として平均値を、上限式および下限式用の「 B_0 」としてそれぞれデータの上限值および下限値を用いることとした。

$$\text{ノミナル式} : B_0 = 2.51 \times 10^{-6} \quad \dots \dots \dots (17)$$

$$\text{上限式} : B_0 = 3.20 \times 10^{-6} \quad \dots \dots \dots (18)$$

$$\text{下限式} : B_0 = 1.78 \times 10^{-6} \quad \dots \dots \dots (19)$$

このノミナル式の値は、他のフェライト鋼の

$$\text{EM10, EM12鋼}^{3)} : B_0 = 2.2 \times 10^{-6} [(\text{MPa})^{-1} \cdot (10^{26} \text{ n/m}^2, E > 0.1 \text{ MeV})^{-1}]$$

$$9\text{Cr-1Mo鋼}^{1,2)} : B_0 = 2.5 \times 10^{-6} [(\text{MPa})^{-1} \cdot (10^{26} \text{ n/m}^2, E > 0.1 \text{ MeV})^{-1}]$$

ACO3集合体の照射変形解析^{1,0)}での

$$B_0 = 2.8 \times 10^{-6} [(\text{MPa})^{-1} \cdot (10^{26} \text{ n/m}^2, E > 0.1 \text{ MeV})^{-1}]$$

とほぼ同等であり、妥当なものであると考えられる。

3.2.5 スエリング相互作用項の材料定数の決定

(11)式と(15)式の右辺は熱クリープの寄与がない場合は同じであることから次式が得られる。

$$D = (\bar{B} - B_0) \phi_i / \epsilon_s \quad \dots \dots \dots (20)$$

MOTAデータの中で、スエリングの寄与があり、熱クリープの寄与がないと考えられる405℃のデータについて(20)式より「D」を算出し、それらの平均値と上下限值(データ包絡値)を図 25.1～25.3 のように求めることにより、照射クリープ歪み式のノミナル・上下限式における「D」の値を次のように決定した。

$$\text{ノミナル式} : D = 5.50 \times 10^{-2} \quad \dots \dots \dots (21)$$

$$\text{上限式} : D = 6.07 \times 10^{-2} \quad \dots \dots \dots (22)$$

$$\text{下限式} : D = 3.54 \times 10^{-2} \quad \dots \dots \dots (23)$$

ここで、「 \bar{B} 」は(15)式より求めた各データの値を用い、「 B_0 」については(17)～(19)式で表されるノミナル・上下限値を「D」のノミナル式・上下限式を求める場合にそれぞれ対応させて用いた。また ϵ_s は、各データについて、次式のようにOpen Tubeの外径変化率「 $\Delta D/D_{\text{open}}$ 」に対して焼きしまり量「 $D''/3$ 」を考慮して求めた。

$$\epsilon_s = \Delta D/D_{\text{open}} + D''/3 \quad \dots \dots \dots (24)$$

なお、焼きしまり量については、すでに「2.2.1」においてPNC-FMS鋼のMOTAとCMIRデータを用いて求めているが、用いたデータには照射クリープ歪みの評価対象データの鋼種である61FSF鋼以外の鋼種のデータが含まれている。そこで、ここでは61FSF鋼のデータのみを用いて、図 26 のように、焼きしまりのみが生じていると考えられるOpen Tubeの約550℃以上データの平均値を算出し、

$$D''/3 = -0.05$$

として、式(24)の中で用いることとした。

ノミナル式のスエリング相互作用項の定数「D」の値は、ACO3集合体の照射変形解析¹⁰⁾で得られた

$$D = 4.8 \times 10^{-2} [(\text{MPa})^{-1} (- : \text{歪み})^{-1}]$$

とは、ほぼ同等な値となっているのに対し、9Cr-1Mo鋼¹²⁾の

$$D = 2.1 \sim 3.0 \times 10^{-2} [(\text{MPa})^{-1} (- : \text{歪み})^{-1}]$$

に比べて大きな値となっている。

3.2.6 検討式のデータに対する保守性の検証

以上のように作成した照射クリープ歪み式(以降、検討式と呼ぶ)の保守性を、熱クリープの影響を受けていないと考えられる550℃以下のデータに対して検証した結果を図 27.1~27.3 に示す。上限式および下限式は、全てのデータに対して保守側となっている。なお495, 550℃データについては、検討式の作成の際にスエリングの寄与を無視できるものとしたことから、照射クリープ歪み式の照射量依存項のみを用いて計算値を求めている。またスエリング相互作用項のスエリング歪みは各データについて(25)式から求めた値を用いた。

3.2.7 スエリング相互作用項の中で用いるスエリング式の

ノミナル・上下限式の検討

以上のように検討したスエリング式と照射クリープ歪み式を用いてACO3集合体の照射変形解析を行い、ACO3の実測値や以前行われた解析値(以降、ACO3解析値と呼ぶ)と比較した結果を図 28.1, 28.2 に示す。今回の解析では、スエリング式と照射クリープ歪み式以外の解析条件についてACO3解析の場合と同じものを用いた。またスエリング式と照射クリープ歪み式はともにノミナル式を用い、照射クリープ歪み式のスエリング相互作用項で用いるスエリング式もノミナル式を用いた。外対面距離の増加量を評価した図 28.1 において、変形量の最大値に着目すると、検討式による解析値は、ACO3実測値(平均)やACO3解析値とほぼ同じである。プロフィールは異なっているが、これはピークスエリング温度の違いによると考えられ、対角寸法の増加率(スエリング寄与分)を評価した図 28.2 においても、同様の傾向が見られ

る。

このように、今回検討したスエリング式と照射クリープ歪み式のノミナル式をACO3の解析に適用した場合、対面距離増加量の最大値をほぼ適切に表現できると考えられる。そこで、スエリング式と照射クリープ歪み式のノミナルおよび上下限式のいくつかの組合せの場合について、ACO3の解析を行い、各組合せでの対面距離増加量の最大値を比較することにより、組合せ方について以下のように検討した。各組合せでのACO3の解析結果を図29に示す。組合せ方については、例えば、図29の[2]の場合、スエリング量の算出に用いるスエリング式はノミナル式、照射クリープ歪み式は上限式、スエリング相互作用項の中で用いるスエリング式はノミナル式を用いている。図28.1のACO3実測値の最大増加量は(2-5面)の約1.7[mm]であり、図29の[2]の場合とほぼ同じである。

上限式の組合せについては、図29の[4]と[5]を比べると、[4]の方がかなり大きくなっており、[5]の「照射クリープ歪み式(上限式) ←スエリング相互作用項のスエリング式(ノミナル式)」の組合せより[4]の「照射クリープ歪み式(ノミナル式) ←スエリング相互作用項のスエリング式(上限式)」のもつ裕度の方が大きくなっており、照射クリープ量に対して、照射クリープ歪み式(B_0 , D)の影響よりスエリング相互作用項のスエリングの影響の方が大きくなっている。またスエリング式と照射クリープ歪み式の両者に上限式を用いた[6]での評価値は、スエリング式を上限式、照射クリープ歪み式をノミナル式とした[4]に比べて大きいですが、その差は[4]と[5]の場合より小さくなっている。

下限式の組合せについては、図29の[7]と[8]を比べると、[7]の方が若干小さくなっており、[8]の「照射クリープ歪み式(下限式) ←スエリング相互作用項のスエリング式(ノミナル式)」の組合せより[7]の「照射クリープ歪み式(ノミナル式) ←スエリング相互作用項のスエリング式(下限式)」のもつ裕度の方が大きくなっており、下限値の評価においても照射クリープ量に対して、照射クリープ歪み式(B_0 , D)の影響よりスエリング相互作用項のスエリングの影響の方が大きくなっている。

このように上下限の評価については、スエリング式の上下限式のもつ裕度が照射クリープ歪み式の上下限式よりも大きくなっており、とくに上限の評価で顕著となっている。

また参考として、対面距離増加量のスエリング寄与分および照射クリープ寄与分を図 30.1, 30.2 に示す。

現状では、合理的な裕度をもつような組合せ方を設定するための評価材料に乏しいことから、本報告では、裕度が最大となるような組合せ方（上限の評価ではすべて上限式、下限の評価ではすべて下限式）を用いることとし、今後の設計評価結果に応じて裕度の合理化を検討することとする。

以上のように作成した照射クリープ歪み式は表 4 のように表される。適用範囲は、設計上の使用条件および他鋼種の事例を考慮して決定した。

また、検討式の作成に用いたMOTA内圧封入管データの鋼種(61FSF)は被覆管用熱処理材であり、ラップ管用熱処理材のデータは現在得られていない。本報告では、今回検討した照射クリープ歪み式を被覆管・ラップ管共通の式とするが、今後、ラップ管用熱処理材データを取得し、検討式を再評価する必要があると考えられる。

3.3 炉内熱クリープ歪みの評価

熱クリープ歪みについては、従来、炉外大気中熱クリープ歪み式を用いて設計評価されているが、炉外大気中と炉内では熱クリープ歪みの挙動が異なっている可能性が考えられる。そこで、PNC-FMS/MOTA内圧封入管の高温(605, 670℃)での炉内クリープ歪みデータを用いて、以下のようにPNC-FMS鋼における炉内熱クリープ歪みについて検討した。

MOTAデータと材料強度基準(暫定案)の炉外大気中熱クリープ歪み式の比較を温度、応力別に図 31.1～31.5 に示す。図 31.3 の(670℃, 50MPa)の場合を除き、明らかに3次クリープ域に入っているデータは見られない。なお参考として破断データもプロットしているが、破断時間は未確定である。

図 31.1～31.5 のMOTAデータの炉内クリープ歪みには照射クリープ歪みも含まれているため、「3.2」で作成した照射クリープ歪み式（ノミナル式）よりMOTAデータの照射クリープ歪みを算出し、次のようにMOTAデータ（未破断データのみ）の炉内

熱クリープ歪みを推定した結果を図 32.1～32.5 に示す。

$$(\text{炉内熱クリープ歪み}) = (\text{炉内クリープ歪み[実測値]}) - (\text{照射クリープ歪み[計算値]})$$

MOTAデータの炉内熱クリープ歪みと炉外大気中熱クリープ歪み式とを比較すると、図 32.5 の(670℃, 90MPa)の場合を除き、両者は大きく異なるものではない。なお照射クリープ歪みの算出では、データが高温側であるため、スエリングの寄与はないものとし、照射クリープ歪み式の照射量依存項（第1項）のみを用いた。

PNC-FMS/MOTAデータと計算値（照射クリープ歪み+炉外大気中熱クリープ歪み）との比較を図 33.1～33.3 に示す。照射クリープ歪みの算出では、「3.2」で作成した照射クリープ歪み式の照射量依存項（第1項）を用いた。炉外大気中熱クリープ歪みの算出では、PNC-FMS鋼の材料強度基準(暫定案)の炉外大気中熱クリープ歪み式を用いた。計算値の上限値の算出では、照射クリープ歪み式と炉外大気中熱クリープ歪み式のそれぞれの上限式を用い、下限値の算出では各クリープ歪み式の下限式を用いた。図 33.1, 33.2 の上下限式の場合、それぞれ1点(670℃データ)を除き、全てのデータに対して保守側となっている。

以上のように、PNC-FMS/MOTAデータについては、炉内と炉外大気中で熱クリープ歪みが大きく異なるものではないこと、およびほとんどのMOTAデータに対して炉外大気中熱クリープ歪み式により保守側に評価できることから、現段階では、炉内熱クリープ歪みの設計評価式として、従来通り、炉外大気中熱クリープ歪み式を用いることとする。

3.4 [参考] 炉内熱クリープ歪み式の検討

本報告では、参考として、「3.2」の照射クリープ歪み式の作成で用いたMOTAデータを用いて、次式で表される炉内熱クリープ歪み式の各係数の値を求め、炉内熱クリープ歪み式の作成を試みた。

$$\epsilon = K \cdot t^m \cdot \sigma_{eq}^n \quad \dots \dots (25)$$

ϵ : 炉内熱クリープ相当ひずみ [-]

K : 照射温度に関する材料定数 $[(\text{hr})^{-m} \cdot (\text{MPa})^{-n}]$

t : 照射時間 [hr]

m : 照射時間に関する指数 [-]

σ_{eq} : 相当応力 [MPa]

n : 応力に関する指数 [-]

3.4.1 照射時間依存性および応力依存性の評価

熱クリープが顕著に生じていると考えられる600℃以上では、スエリングが生じていないと考えられるため、炉内クリープ歪みは照射クリープ歪み式の照射量依存項（(11)式の第1項）と熱クリープ歪み（(25)式）の和として表され、熱クリープ歪みは次のように表すことができる。

$$(K \cdot t^m \cdot \sigma_{\text{eq}}^n) = \epsilon_{\text{in-pile-eq}} - (B_0 \cdot \phi_t \cdot \sigma_{\text{eq}}) \quad \dots \dots (26)$$

(26)式の両辺の常用対数をとると、次のように変形できる。

$$\log_{10}\{ \epsilon_{\text{in-pile-eq}} - (B_0 \cdot \phi_t \cdot \sigma_{\text{eq}}) \} = \log_{10}(K) + m \log_{10}(t) + n \log_{10}(\sigma_{\text{eq}}) \quad \dots \dots (27)$$

605, 670℃データについて、(27)式の左辺の値を算出し、照射時間との関係を図34に示す。なお、「 B_0 」の値としては、ノミナル式用の値を用いた。図34において、同一温度・応力のデータの回帰直線を求めることにより、直線の傾き、すなわち「 m 」の値を求めた。データ数の関係から605℃データのみから、70, 100MPaでの「 m 」の値が得られ、それらの平均値を熱クリープ歪み式における「 m 」の値とした。

$$m = 0.53 \quad \dots \dots (28)$$

次に、応力に関する指数「 n 」を以下のようにして求めた。(26)式は次のように変形できる。

$$\log_{10}\{ \epsilon_{\text{in-pile-eq}} - (B_0 \cdot \phi_t \cdot \sigma_{\text{eq}}) \} / (t^m) = \log_{10}(K) + n \log_{10}(\sigma_{\text{eq}}) \quad \dots \dots (29)$$

605, 670°Cデータについて、(29)式の左辺の値を算出し、応力との関係を図 35 に示す。なお、「m」の値としては上で求めた「0.53」を用い、「B₀」の値としてはノミナル式用の値を用いた。図 35 において、同一温度のデータの回帰直線を求めることにより、直線の傾き、すなわち「n」の値を求めた。それらの平均値は「1.04」となり、MOTAデータについては熱クリープ歪みの明確な応力依存性は見られない。

$$n=1 \quad \dots \dots \dots (30)$$

3.4.2 温度依存性の評価

照射温度に関係する材料定数「K」は(26)式を変形し、次のように表すことができる。

$$K = \{ \epsilon_{in-pile-eq} - (B_0 \cdot \phi_t \cdot \sigma_{eq}) \} / (t^m \cdot \sigma_{eq}^n) \quad \dots \dots \dots (31)$$

605, 670°Cデータについて、(31)式より「K」の値を算出し、照射温度との関係を図 36.1～36.3 に示す。なお、「m」, 「n」の値としては、ノミナル式および上下限式用の「K」を求めるいずれの場合でも、上で求めた「0.53」, 「1」を用いた。一方、「B₀」の値としては、ノミナル式用の「K」を求める場合にはノミナル式用の「B₀」の値を用い、上下限式用の「K」を求める場合には上下限式用の「B₀」の値をそれぞれ対応させて用いた。ノミナル式用の「K」については、図 36.1 のようにデータの回帰直線を求めることにより、「K」を温度の関数として求めた。

$$\text{ノミナル式：} K = \exp\{13.92 - 25458 / (T + 273.15)\} \quad \dots \dots \dots (32)$$

上下限式用の「K」については、図 36.2, 36.3 のようにデータを包絡する直線を求めることにより、決定した。なお、直線の傾きはノミナル式の傾きをそのまま用いた。

$$\text{上限式：} K = \exp\{14.04 - 25458 / (T + 273.15)\} \quad \dots \dots \dots (33)$$

$$\text{下限式：} K = \exp\{13.80 - 25458 / (T + 273.15)\} \quad \dots \dots \dots (34)$$

以上のように作成した炉内熱クリープ歪み式（以降、検討式と呼ぶ）の時間依存性を図 37.1～37.5 に示す。検討式は、時間に関係する指数「 m 」の値が1より小さいため、3次クリープ域を表現することができないものとなっている。

また炉内熱クリープ歪み式（検討式）と炉外大気中熱クリープ歪み式（材料強度基準(暫定案)）との比較を図 38.1～38.5 に示す。両者は大きく異なるものではなく、また上下限式の幅は炉外大気中熱クリープ歪み式の方が大きくなっている。

3.4.3 データに対する保守性の検証

検討式のデータに対する保守性を検証するために、試験データ（600, 670℃）と計算値（照射クリープ歪み+炉内熱クリープ歪み）との比較を図 39.1～39.3 に示す。照射クリープ歪みの算出については、データの温度範囲がスエリングが生じていないと考えられる高温側であることより、「3.2」で作成した照射クリープ歪み式の照射量依存項（第1項）のみを用いた。上限値の算出では、各評価式の上限式を用い、下限値の算出では各評価式の下限式を用いた。図 39.1, 39.2 のように上下限式は全てのデータに対して保守側となっている。

4. まとめ

PNC-FMS鋼のスエリング特性および照射クリープ歪み特性について、PNC-FMS鋼、EM10、HT9鋼のスエリングデータおよびPNC-FMS/MOTAクリープ歪みデータなどを用いて評価・検討した結果、次に示す事項が明らかとなった。

- a. 525℃以下の低温側ではボイドスエリングと焼きしまりが生じており、525℃以上の高温側では焼きしまりのみが生じていると考えられる。
- b. ボイドスエリングがピークとなる温度は約400～425℃である。
- c. 明確なスエリング潜伏期間は見られず、スエリング潜伏期間がない場合のピーク温度での定常スエリング速度は約 2.4×10^{-2} [(Vol.%) (10^{26} n/m², $E > 0.1$ MeV)⁻¹] であり、非常に小さなものである。
- d. PNC-FMS/MOTA内圧封入管の密度測定データからは、明確なスエリングの応力効果は見られない。
- e. 約400℃でスエリングの寄与と考えられる照射クリープ歪み量の増加が見られる。
- f. 熱クリープ歪みは、炉内と炉外大気中で大きく異なるものではない。

また上記のような評価・検討結果に基づいて、スエリングおよび照射クリープ歪みの現基準式を見直し、新たな設計評価式を策定した。

5. 謝辞

本研究を遂行するにあたり、数値計算および作図などを実施していただいた原子力システム(株)の安貞憲氏に感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 鹿倉 栄 他：高速炉炉心材料としての高強度フェライト／マルテンサイト鋼の開発，日本原子力学会誌，vol.33，No.12，pp.1157-1170 (1991)
- 2) 野村 茂雄 他：高速炉炉心構成要素用高強度フェライト／マルテンサイト鋼 (PNC-FMS) 材料強度基準(暫定案)，PNC ZN9410 92-110 (1992)
- 3) J.L.Selan et al.：Behavior under neutron irradiation of the 15-15Ti and EM10 steels used as standard materials of the Phenix fuel subassembly，ASTM STP 1125，pp.1209-1233 (1992)
- 4) D.Gilbon et al.：Behavior and microstructure of ferritic steels irradiated in the Phenix reactor，ASTM STP 1046，pp.5-34 (1989)
- 5) M.B.Toloczko et al.：Irradiation creep and swelling of the US fusion heats of HT9 and 9Cr-1Mo to 208 dpa at $\sim 400^{\circ}\text{C}$ ，Journal of Nuclear Materials 212-215，pp.604-607 (1994)
- 6) M.B.Toloczko et al.：Irradiation creep and void swelling of two LMR heats of HT9 at $\sim 400^{\circ}\text{C}$ and 165 dpa，Journal of Nuclear Materials 233-237，pp.289-292 (1996)
- 7) F.A.Ganer et al.：Neutron-induced swelling of commercial alloys at very high exposures，DOE/ER-0313/5，pp.179-187 (1988)
- 8) D.S.Gelles：Microstructural development in reduced activation ferritic alloys irradiated to 200 dpa at 420°C ，Journal of Nuclear Materials 212-215，pp.714-719 (1994)
- 9) P.Dubuisson et al.：Microstructural evolution of ferritic-martensitic steels irradiated in the fast bleeder reactor Phenix，Journal of Nuclear Materials 205，pp.178-189 (1993)
- 10) 岡田 浩一 他：フェライト鋼集合体ラップ管の高照射量下における変形解析，日本原子力学会 1996年秋の大会 予稿集，第III分冊，p507 (1996)
- 11) R. J. Puigh et al.：Irradiation creep of ferritic alloys，DOE/ER-0313/6，pp.201-224 (1989)
- 12) F.A.Garner：Irradiation performance of cladding and structural steels in liquid metal reactors，Materials Science and Technology，vol.10 A，pp.420-543 (1994)

表1 PNC-FMS鋼開発材の化学成分(wt.%)および最終熱処理条件

鋼種	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	W	N	Nb	V	
材料仕様	目標値	0.12	0.05	0.60	—	—	0.40	11.0	0.50	2.00	0.050	0.050	0.20
	範囲	0.09~0.15	≤0.10	0.40~0.80	≤0.030	≤0.030	0.20~0.60	10.0~12.0	0.30~0.70	1.70~2.30	0.030~0.070	0.020~0.080	0.15~0.25
59FK	0.074*	0.11*	0.61	0.011	0.006	0.64*	10.78	1.84*	—*	0.009*	0.073	0.18	
61FK	0.043*	0.05	0.62	0.009	0.002	0.46	11.11	1.91*	—*	0.056	0.050	0.24	
61FS	0.10	0.07	0.54	0.002	0.002	0.32	11.05	0.45	1.89	0.044	0.055	0.21	
61FSF	0.12	0.06	0.69	0.002	0.002	0.82*	11.00	0.09*	2.11	0.043	0.056	0.20	

鋼種	最終熱処理条件	
	焼きならし処理	焼き戻し処理
被覆管材料仕様	1100℃/10min	780℃/1hr
ラッパ管材料仕様	1050℃/10min	700℃/1hr
59FK	1085℃/8min	780℃/4min
61FK	1100℃/8min	780℃/8min
61FS	1100℃/10min	780℃/1hr
61FSF	1060℃/10min	750℃/10hr

(*1) 材料仕様は材料強度基準（暫定案）において策定されたもの。

(*2) 上記鋼種は、PNC-FMS鋼の開発段階で製作されたものであり、61FS鋼以外の鋼種については、一部の化学成分量が仕様範囲から外れている（「*」を付けたもの）。

(*3) 上記鋼種の熱処理条件は全て被覆管材料仕様とほぼ同じであり、とくに61FS鋼は全く同じである。

表 2 EM10、HT9鋼の化学成分(wt.%)および最終熱処理条件

鋼種	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	W	N	Nb	V
EM10(1),(2)	0.105	0.37	0.48	0.016	—	0.18	8.76	1.05	—	0.024	<0.05	0.03
EM10(3)	0.105	0.37	0.48	0.016	0.003	—	8.76	1.05	—	—	—	—
HT9(1),(2)	0.20	0.17	0.57	0.016	0.003	0.51	12.1	1.04	0.45	0.027	—	0.28
HT9(3)	0.17	0.28	0.54	0.008	0.003	0.57	11.8	0.94	0.52	0.006	—	0.24
HT9(4)	0.21	0.21	0.50	0.008	0.003	0.51	11.8	1.03	0.52	0.006	—	0.33
HT9(5)	0.20	0.41	0.50	—	—	0.47	12.0	1.03	0.5	—	—	0.32

鋼種	最終熱処理条件	
	焼きならし処理	焼き戻し処理
EM10(1),(2)	文献未記載	760°C/0.5hr
EM10(3)	980°C/0.5hr	750°C/0.5hr
HT9(3),(4)	1038°C/5min	760°C/0.5hr
HT9(5)	1050°C/0.5hr	780°C/2.5hr
HT9(6)	文献未記載	700°C
HT9(7)	文献未記載	760°C

(*1) HT9(1),(2)の熱処理条件は文献未記載

(*2) HT9(6),(7)は同一ヒートであり、成分は同じであるが、成分量は文献未記載

表3 PNC-FMS鋼のスエリング式 (被覆管・ラッパ管共通)

$$\Delta V/V = S_0 + D'$$

$$S_0 = R \phi_t$$

$$= [R_0 \exp\{A(T - T_p)^2\}] \phi_t$$

[ノミナル・上下限式共通]

$$A = -1.74 \times 10^{-4}$$

$$T_p = 414$$

[ノミナル式]

$$R_0 = 2.44 \times 10^{-2}$$

$$D' = -0.17$$

[上限式]

$$R_0 = 5.13 \times 10^{-2}$$

$$D' = 0.00$$

[下限式]

$$R_0 = 1.40 \times 10^{-2}$$

$$D' = -0.48$$

$\Delta V/V$: スエリング量 [vol.%]

S_0 : ボイドスエリング量 [vol.%]

D' : 焼きしまり量 [vol.%]

R : 定常スエリング速度 [(vol.%) (10^{26} n/m², E>0.1MeV)⁻¹]

ϕ_t : 中性子照射量 [10^{26} n/m², E>0.1MeV]

R_0 : ピークスエリング温度での定常スエリング速度
[(vol.%) (10^{26} n/m², E>0.1MeV)⁻¹]

A : 定常スエリング速度の温度依存性に関する定数 [°C⁻²]

T : 照射温度 [°C]

T_p : ピークスエリング温度 [°C]

適用範囲

照射温度 : 400~700 [°C]

中性子照射量 : ~40 [$\times 10^{26}$ n/m², E>0.1MeV]

表4 PNC-FMS鋼の照射クリープ歪み式 (被覆管・ラッパ管共通)

$$\varepsilon = B_0 \phi_t \sigma^n + D \varepsilon_s \sigma$$

[ノミナル・上下限式共通]

$$n = 1$$

[ノミナル式]

$$B_0 = 2.51 \times 10^{-6}$$

$$D = 5.50 \times 10^{-2}$$

(*) スエリング歪みは、スエリング式のノミナル式を用いる

[上限式]

$$B_0 = 3.20 \times 10^{-6}$$

$$D = 6.07 \times 10^{-2}$$

(*) スエリング歪みは、スエリング式の上限式を用いる

[下限式]

$$B_0 = 1.78 \times 10^{-6}$$

$$D = 3.54 \times 10^{-2}$$

(*) スエリング歪みは、スエリング式の下限式を用いる

 ε : 照射クリープ相当歪み [-] B_0 : 照射クリープ係数 $[(10^{26} \text{ n/m}^2, E > 0.1 \text{ MeV})^{-1} (\text{MPa})^{-n}]$ ϕ_t : 中性子照射量 $[10^{26} \text{ n/m}^2, E > 0.1 \text{ MeV}]$ σ : 相当応力 [MPa] n : 応力に関する指数 [-] D : スエリング相互作用項の係数 $[(\text{MPa})^{-1}]$ ε_s : スエリング歪み [-] ($\varepsilon_s [-] = (1/300)S_0 [\text{Vol.}\%]$) S_0 : ボイドスエリング量 [Vol.%]

適用範囲

照射温度 : 400~700 [°C]

中性子照射量 : ~40 $[\times 10^{26} \text{ n/m}^2, E > 0.1 \text{ MeV}]$

周応力 : ~150 [MPa]

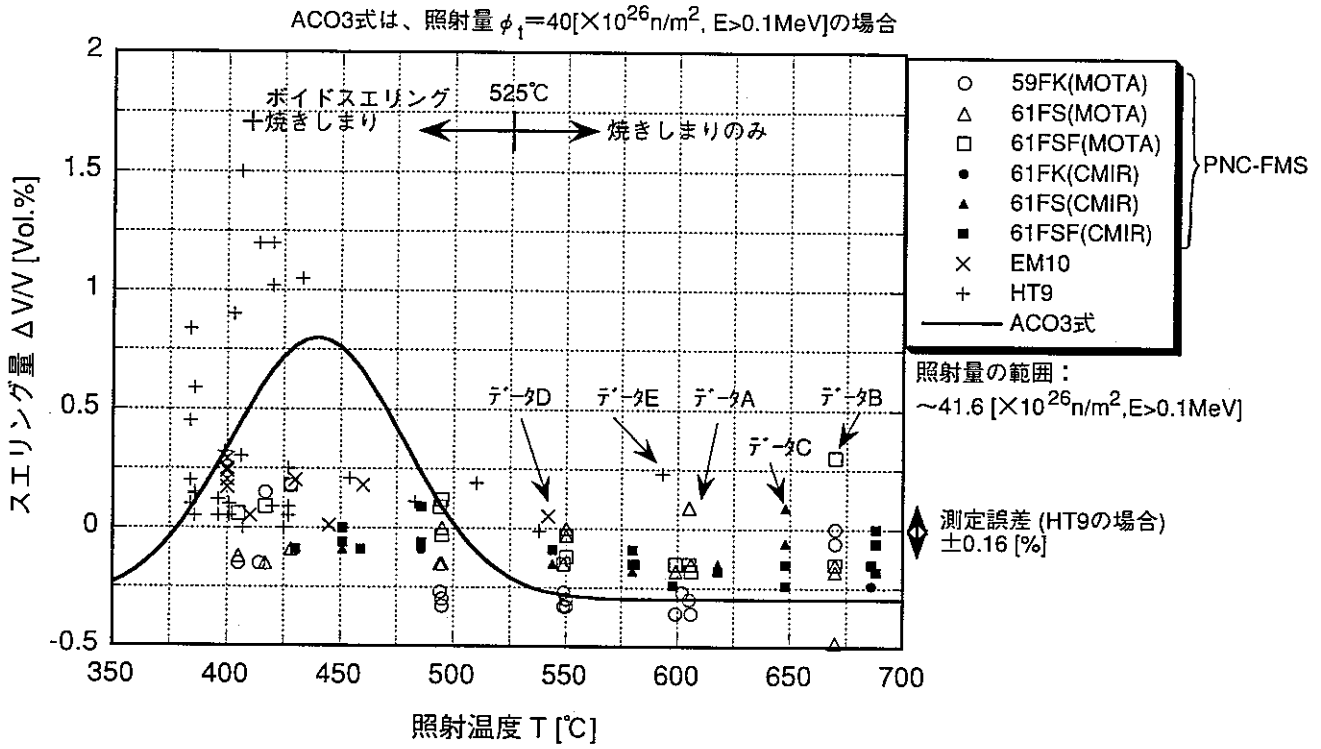


図 1.1 全鋼種のスエリング量と照射温度の関係

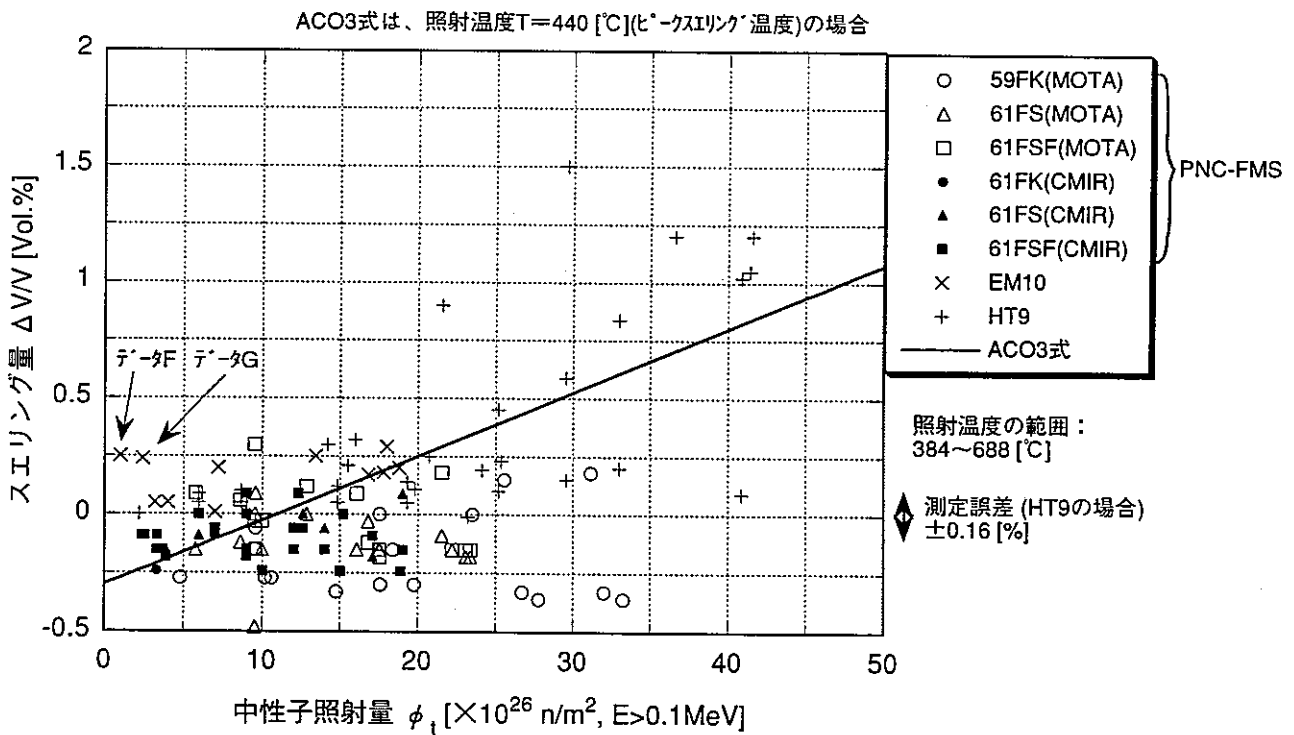


図 1.2 全鋼種のスエリング量と照射量の関係

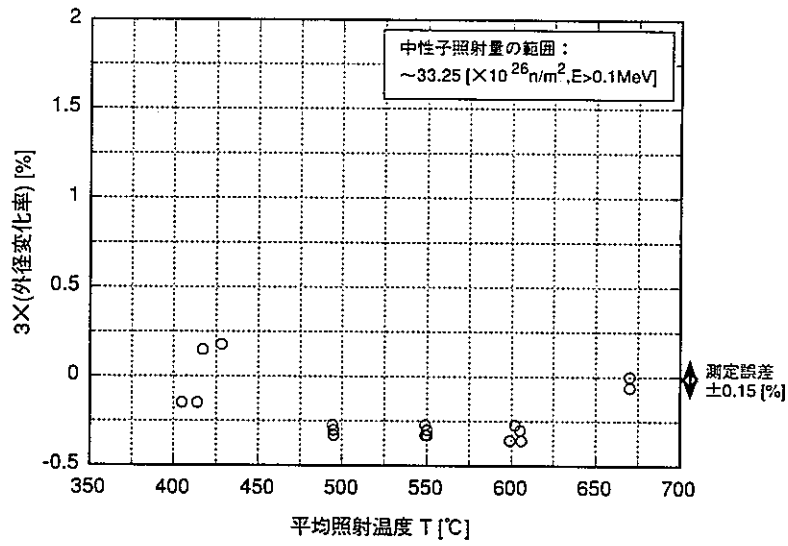


図 2.1 PNC-FMS/MOTAの外径変化率と照射温度の関係 (59FK鋼の場合)

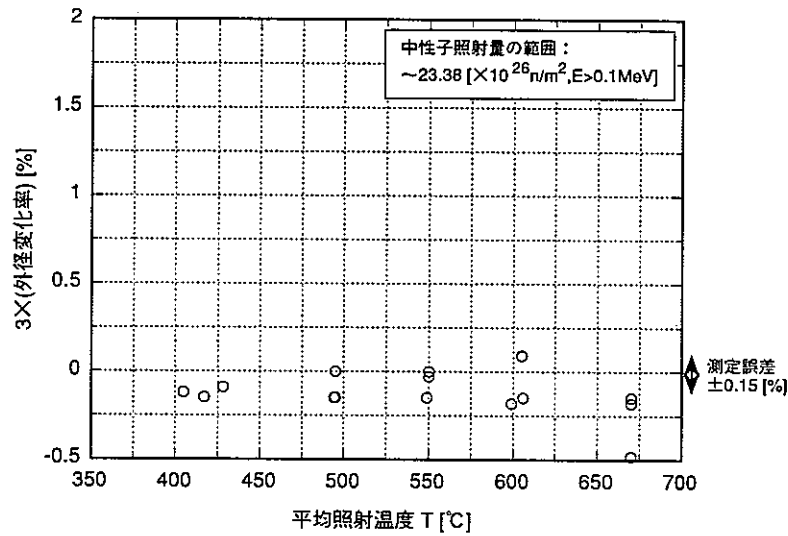


図 2.2 PNC-FMS/MOTAの外径変化率と照射温度の関係 (61FS鋼の場合)

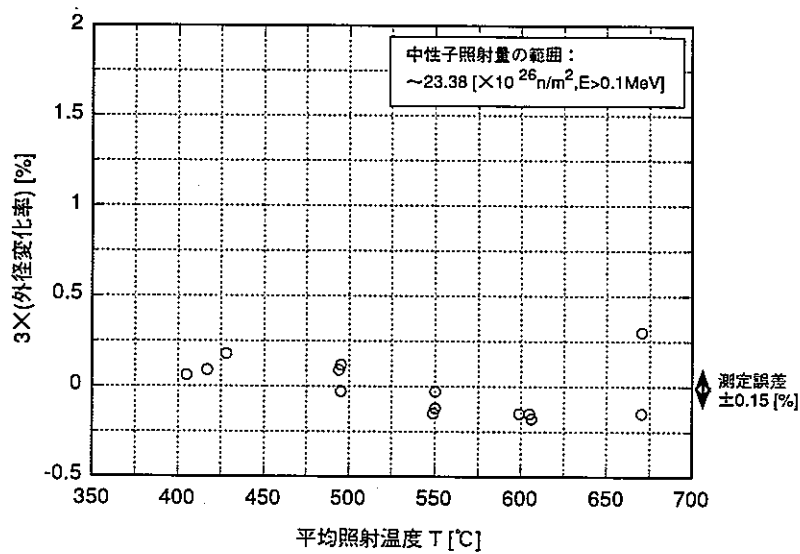


図 2.3 PNC-FMS/MOTAの外径変化率と照射温度の関係 (61FSF鋼の場合)

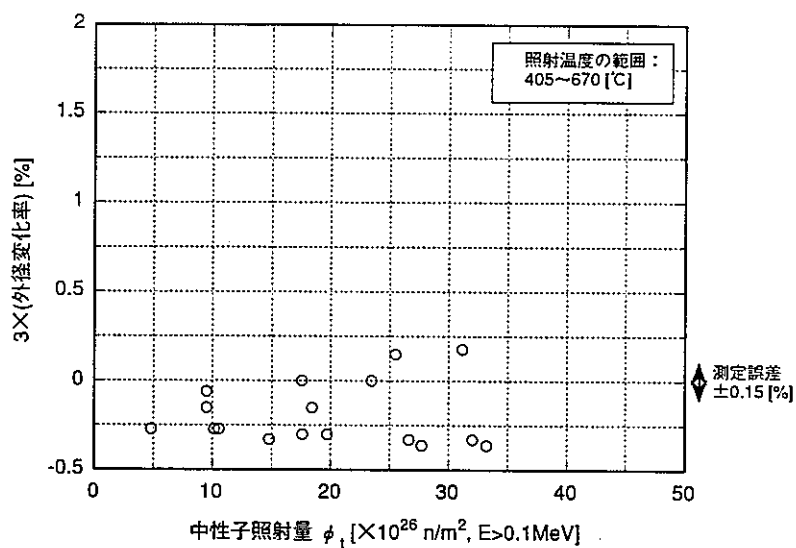


図 3.1 PNC-FMS/MOTAの外径変化率と中性子照射量の関係 (59FK鋼の場合)

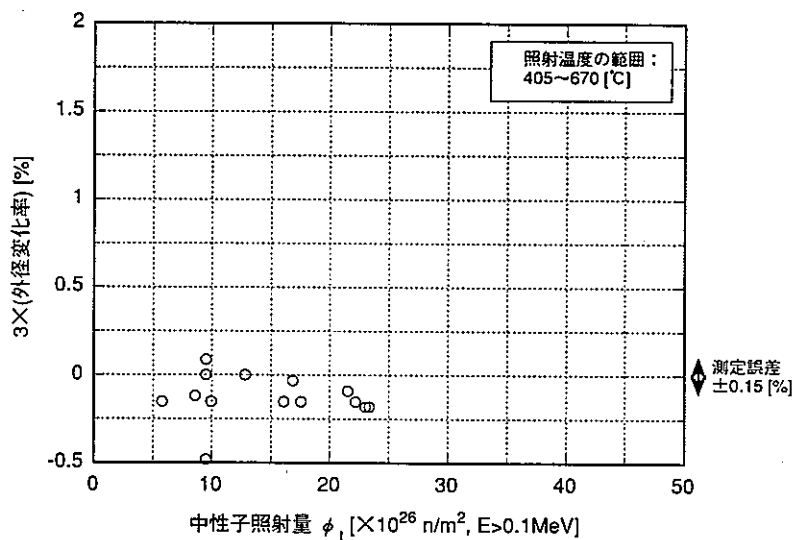


図 3.2 PNC-FMS/MOTAの外径変化率と中性子照射量の関係 (61FS鋼の場合)

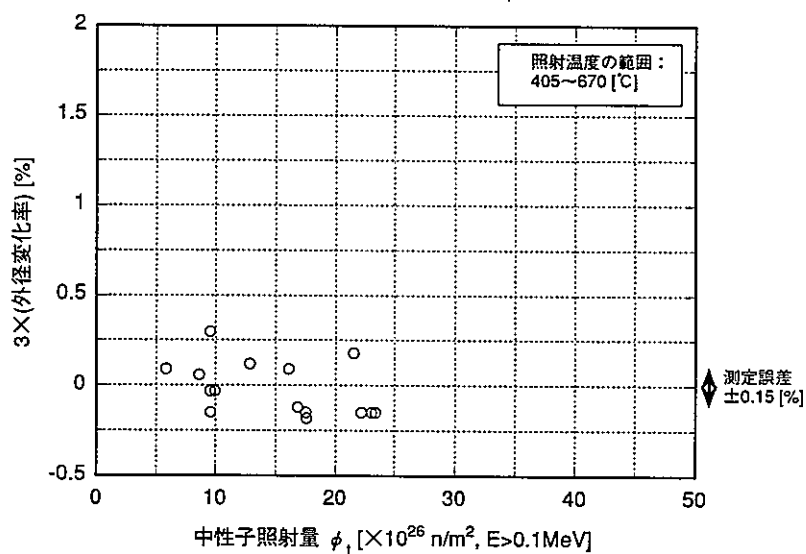


図 3.3 PNC-FMS/MOTAの外径変化率と中性子照射量の関係 (61FSF鋼の場合)

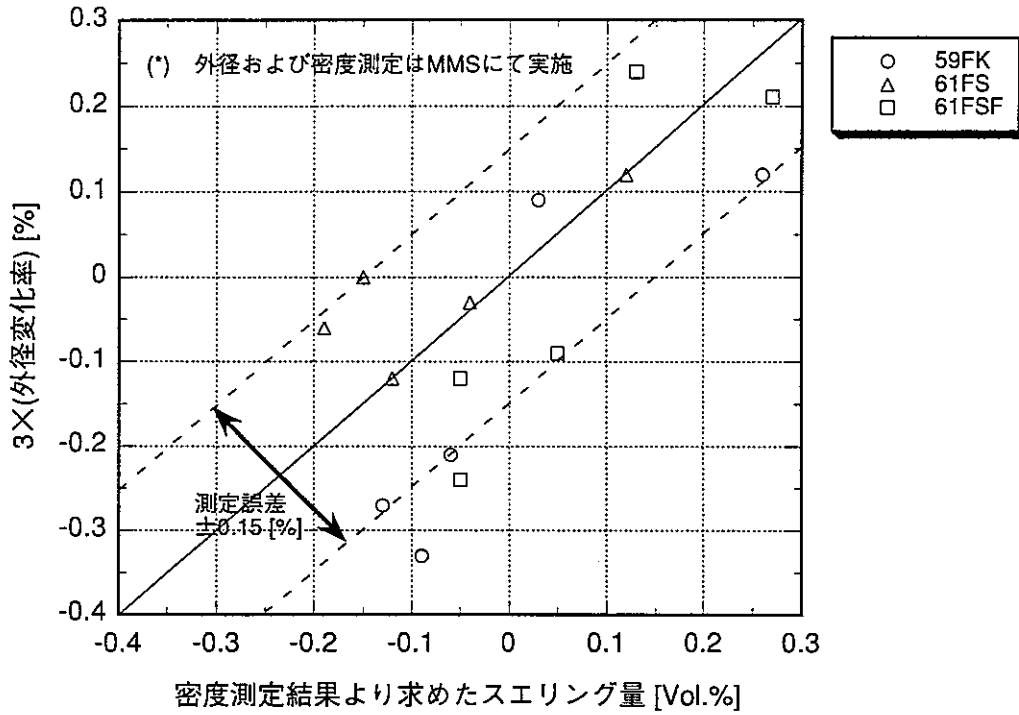


図4 外径変化率とスエリング量の関係
(PNC-FMS/MOTA : Open Tube)

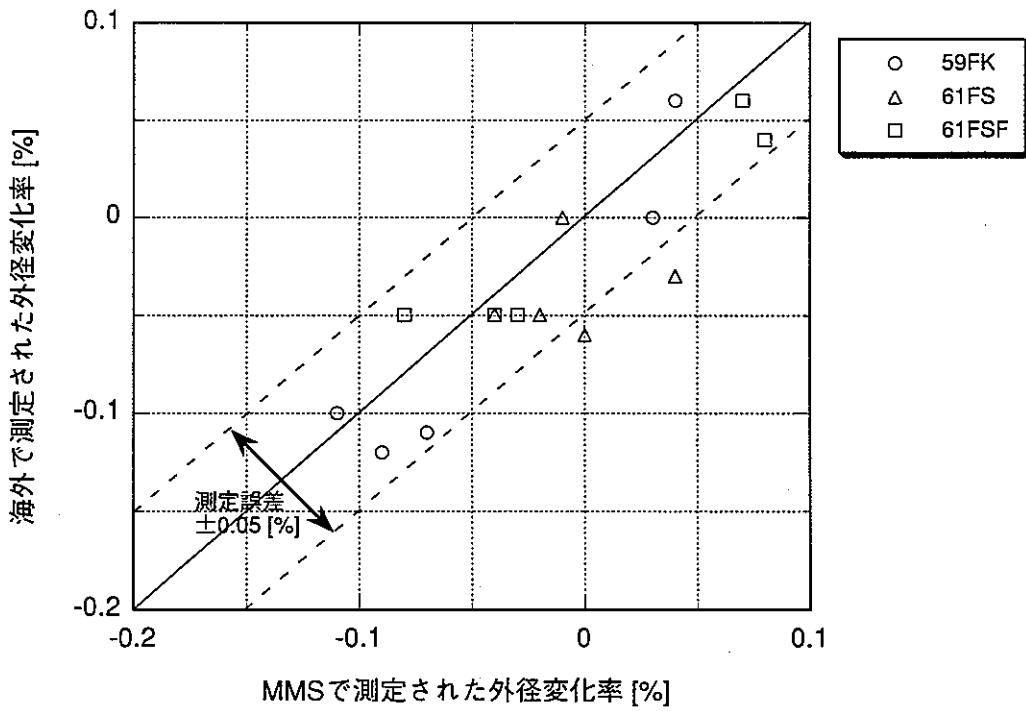


図5 外径変化率のMMS測定値と海外測定値
(PNC-FMS/MOTA : Open Tube)

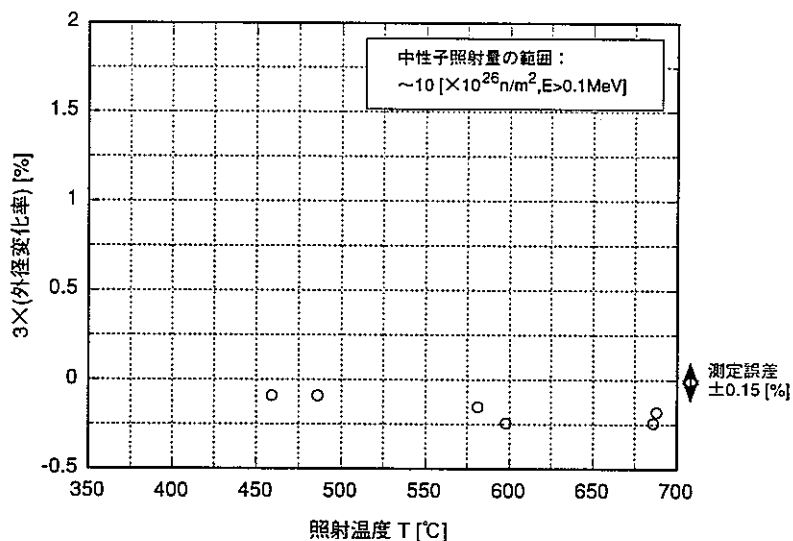


図 6.1 PNC-FMS/CMIRの外径変化率と照射温度の関係 (61FK鋼の場合)

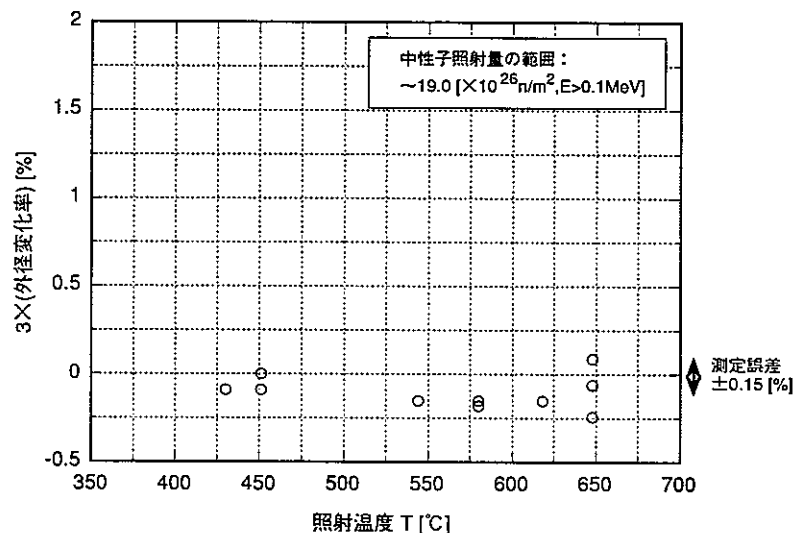


図 6.2 PNC-FMS/CMIRの外径変化率と照射温度の関係 (61FS鋼の場合)

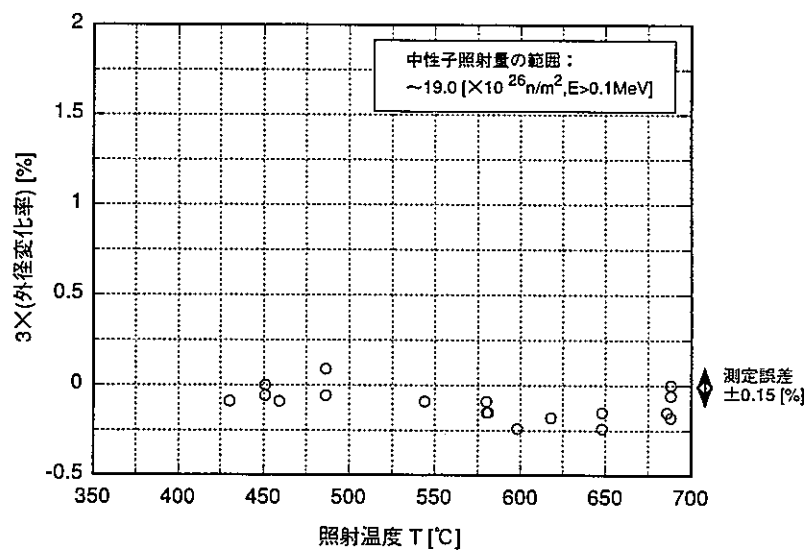


図 6.3 PNC-FMS/CMIRの外径変化率と照射温度の関係 (61FSF鋼の場合)

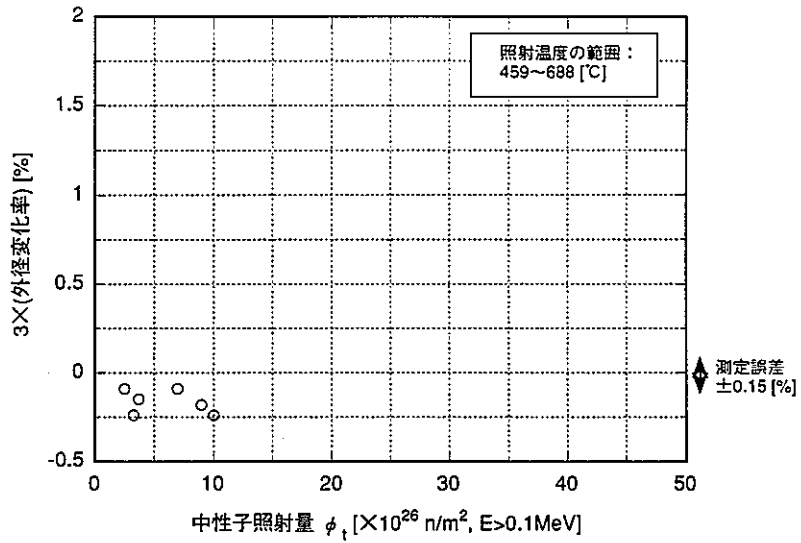


図 7.1 PNC-FMS/CMIRの外径変化率と中性子照射量の関係 (61FK鋼の場合)

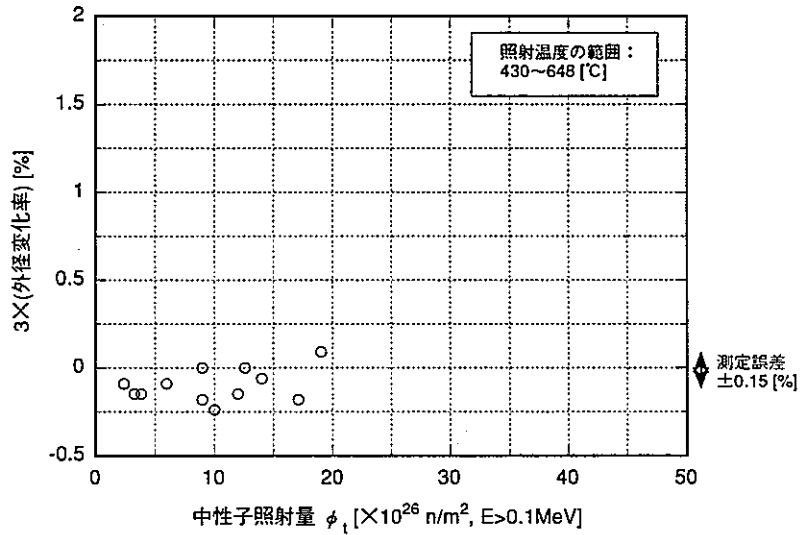


図 7.2 PNC-FMS/CMIRの外径変化率と中性子照射量の関係 (61FS鋼の場合)

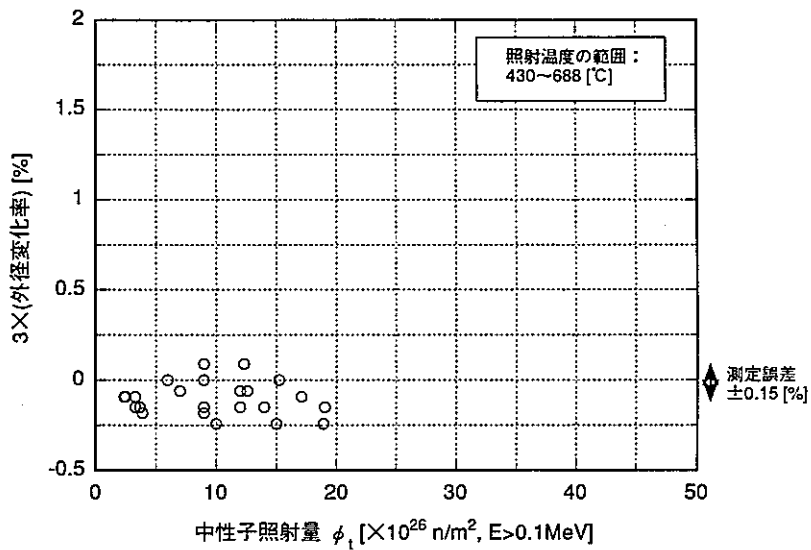


図 7.3 PNC-FMS/CMIRの外径変化率と中性子照射量の関係 (61FSF鋼の場合)

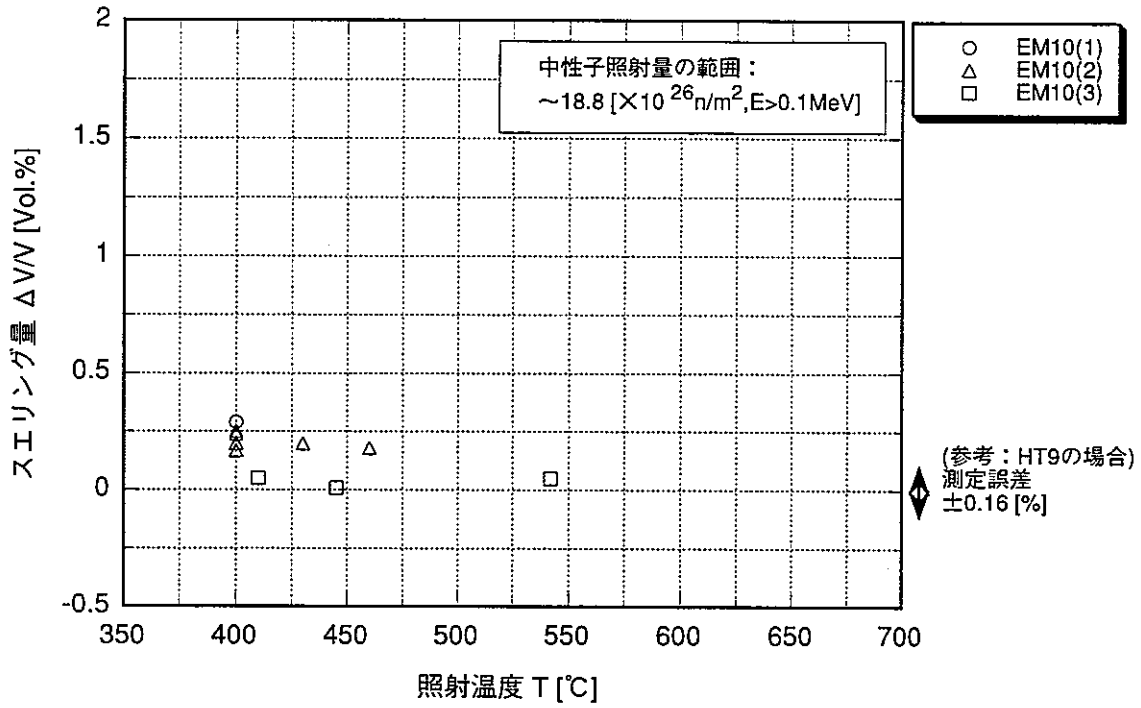


図 8.1 EM10鋼のスエリング量と照射温度の関係

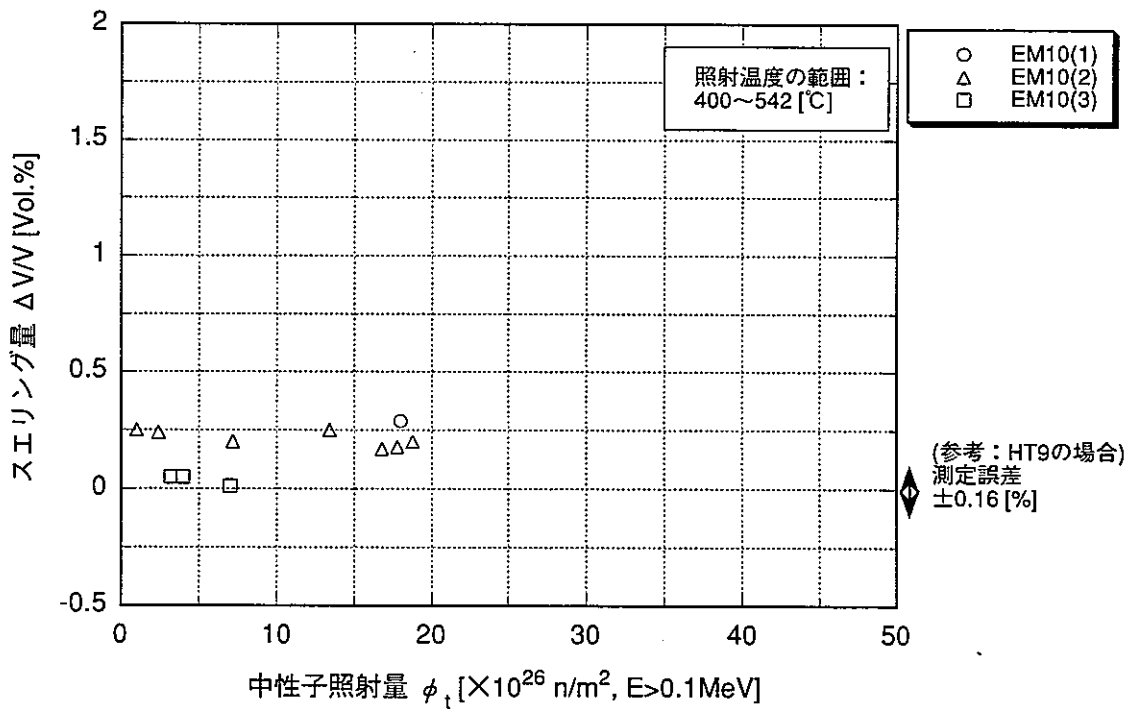


図 8.2 EM10鋼のスエリング量と中性子照射量の関係

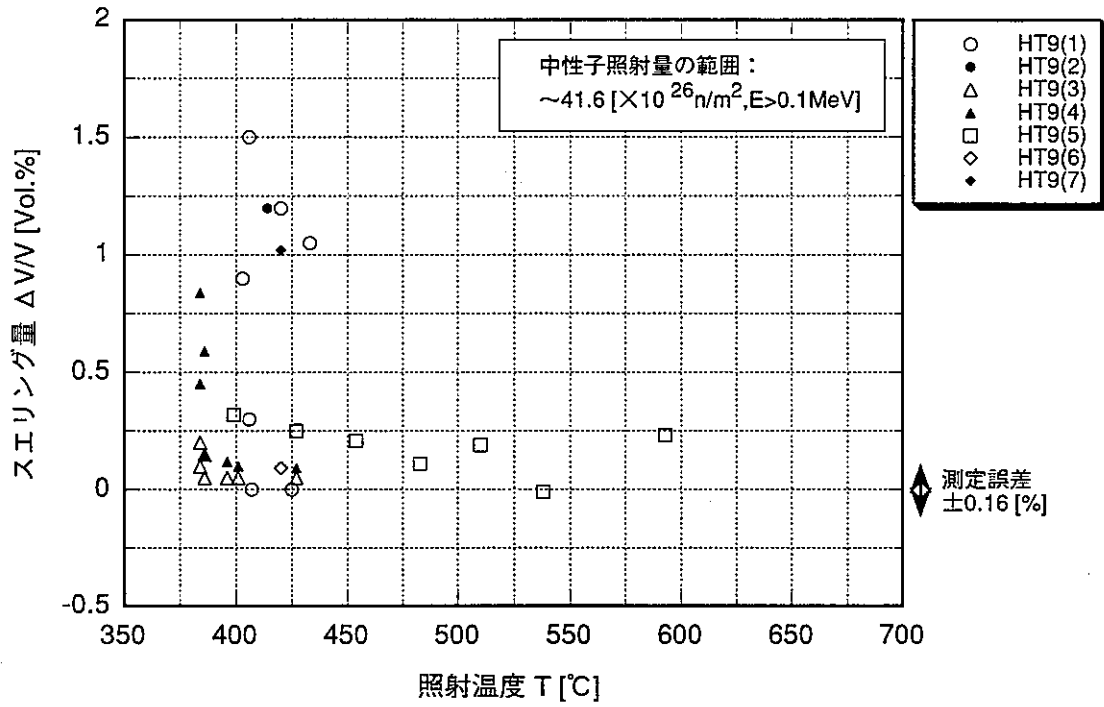


図 9.1 HT9鋼のスエリング量と照射温度の関係

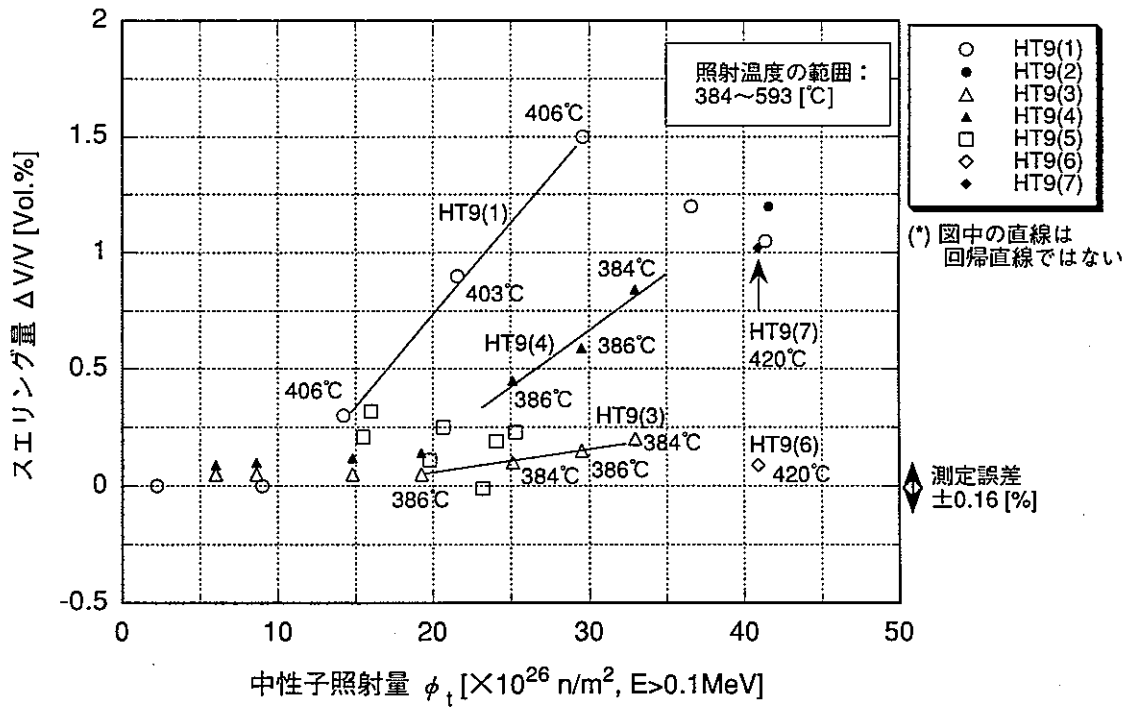


図 9.2 HT9鋼のスエリング量と中性子照射量の関係

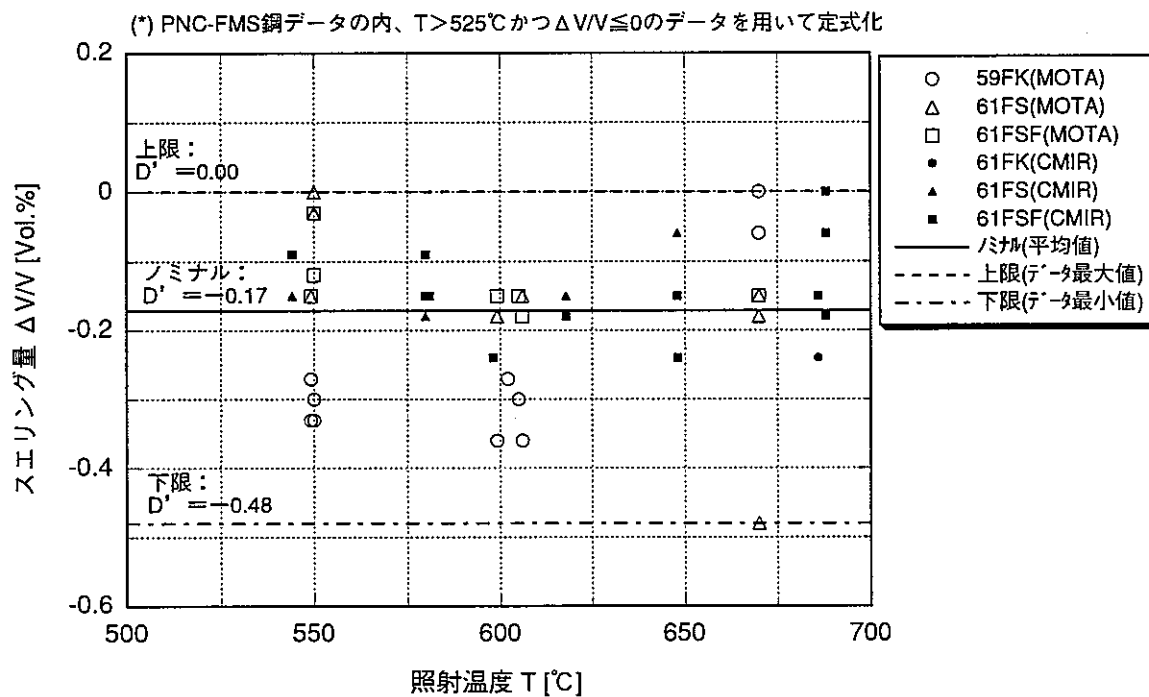


図 10 焼きしまり量「 D' 」の定式化

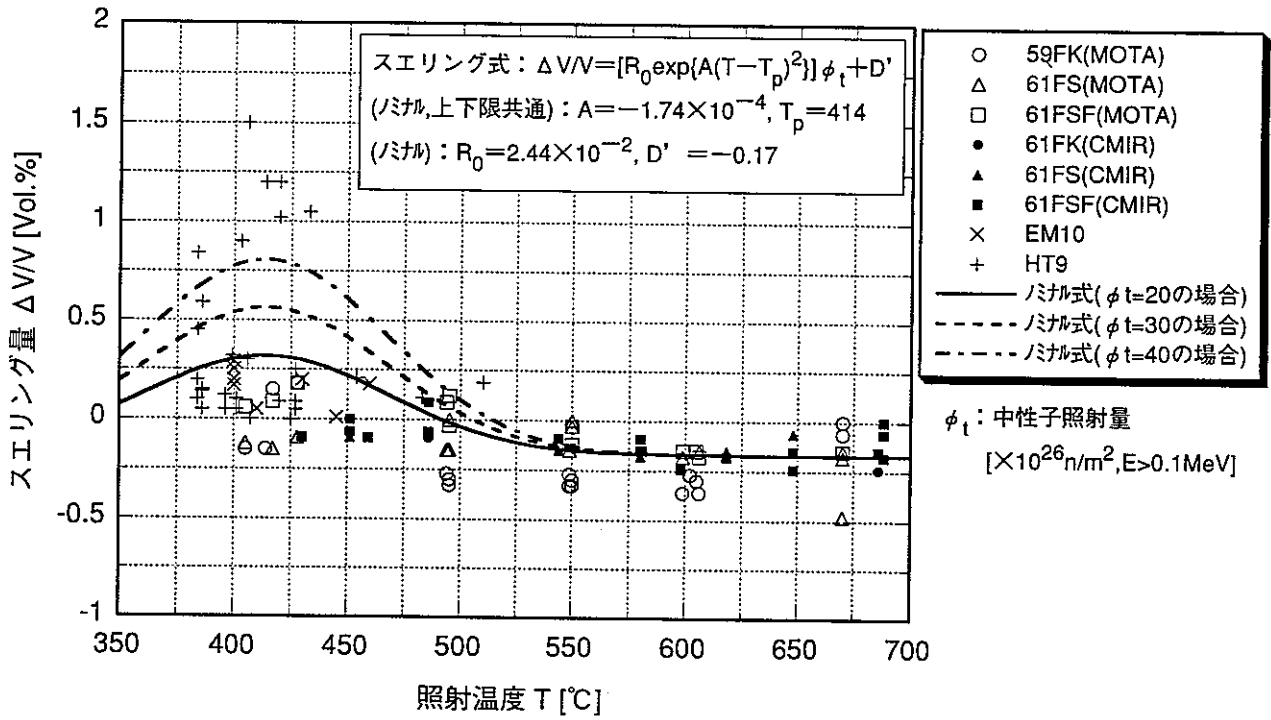


図 11.1 スエリング ノミナル式の温度依存性

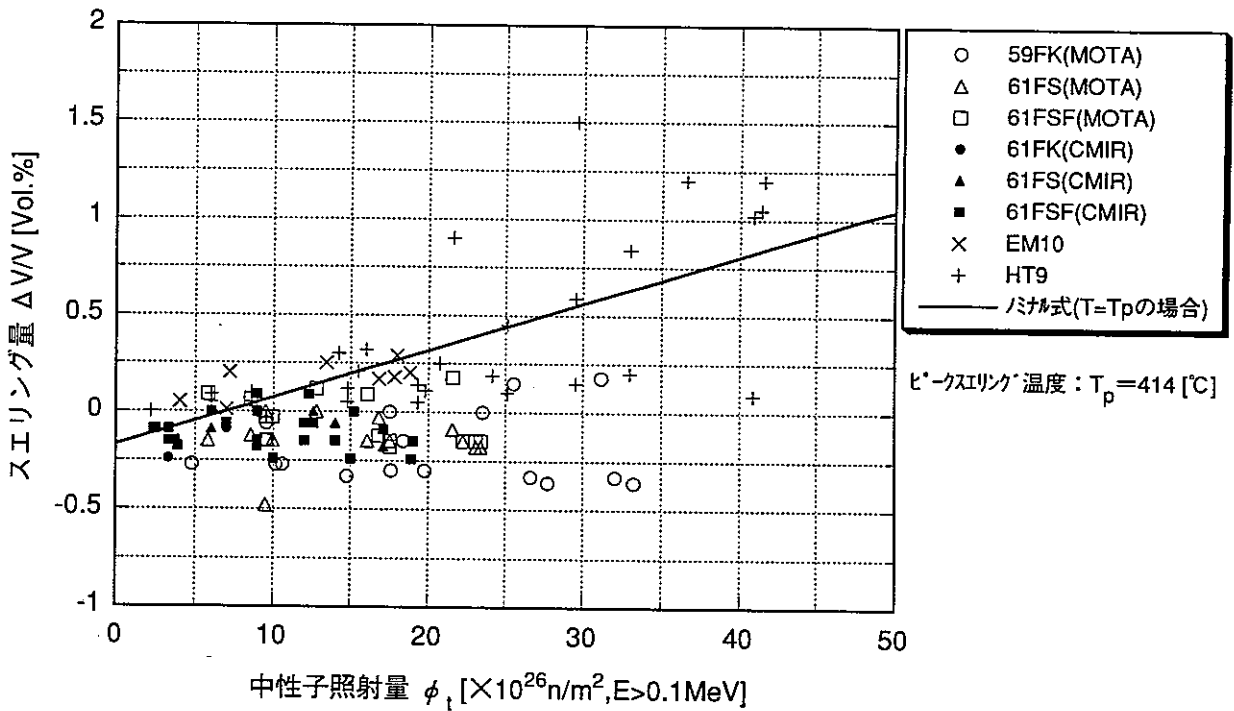


図 11.2 スエリング ノミナル式の照射量依存性

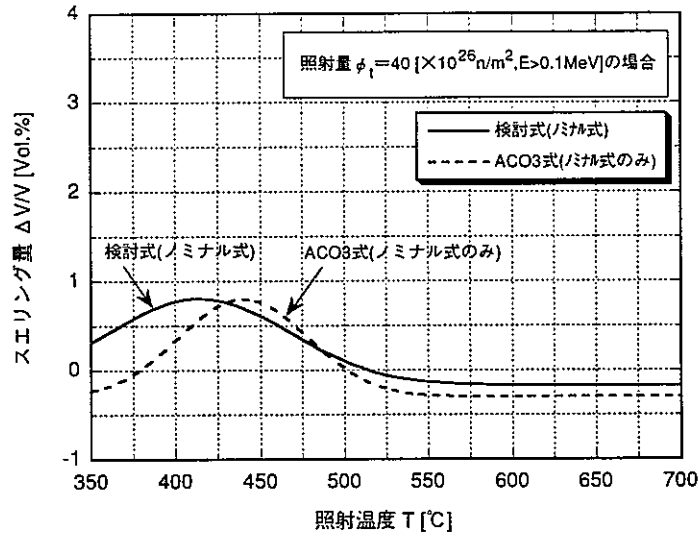


図 12 検討式(ノミナル式)とACO3式(ノミナル式のみ)の温度依存性

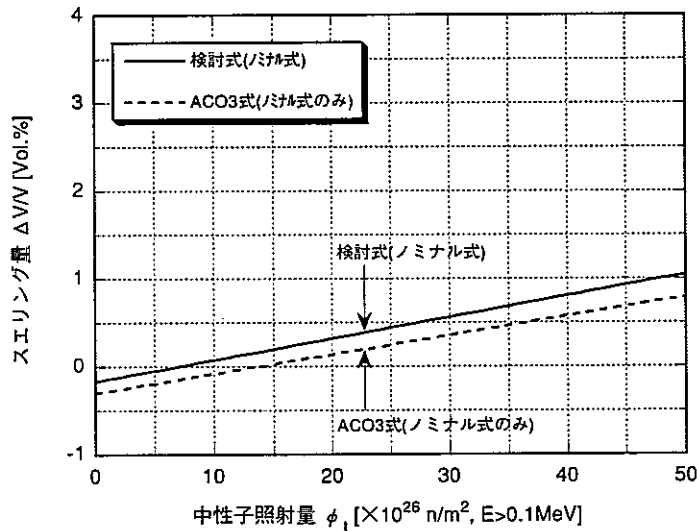


図 13.1 検討式(ノミナル式)とACO3式(ノミナル式のみ)の照射量依存性 (照射温度: 414°C の場合 [検討式のヒークスエリング温度])

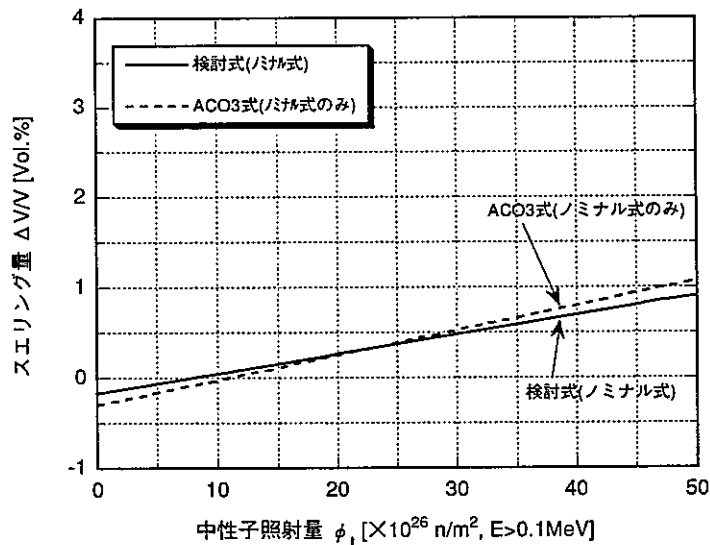


図 13.2 検討式(ノミナル式)とACO3式(ノミナル式のみ)の照射量依存性 (照射温度: 440°C の場合 [ACO3式のヒークスエリング温度])

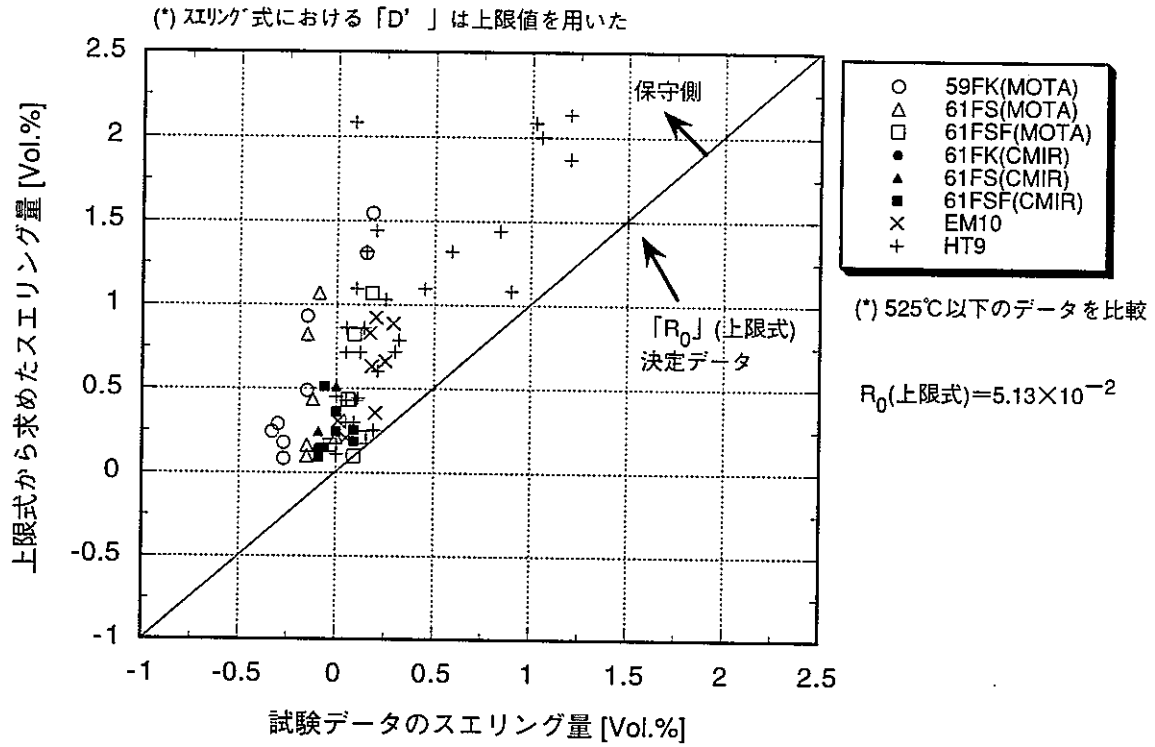


図 14.1 スエリング上限式の作成

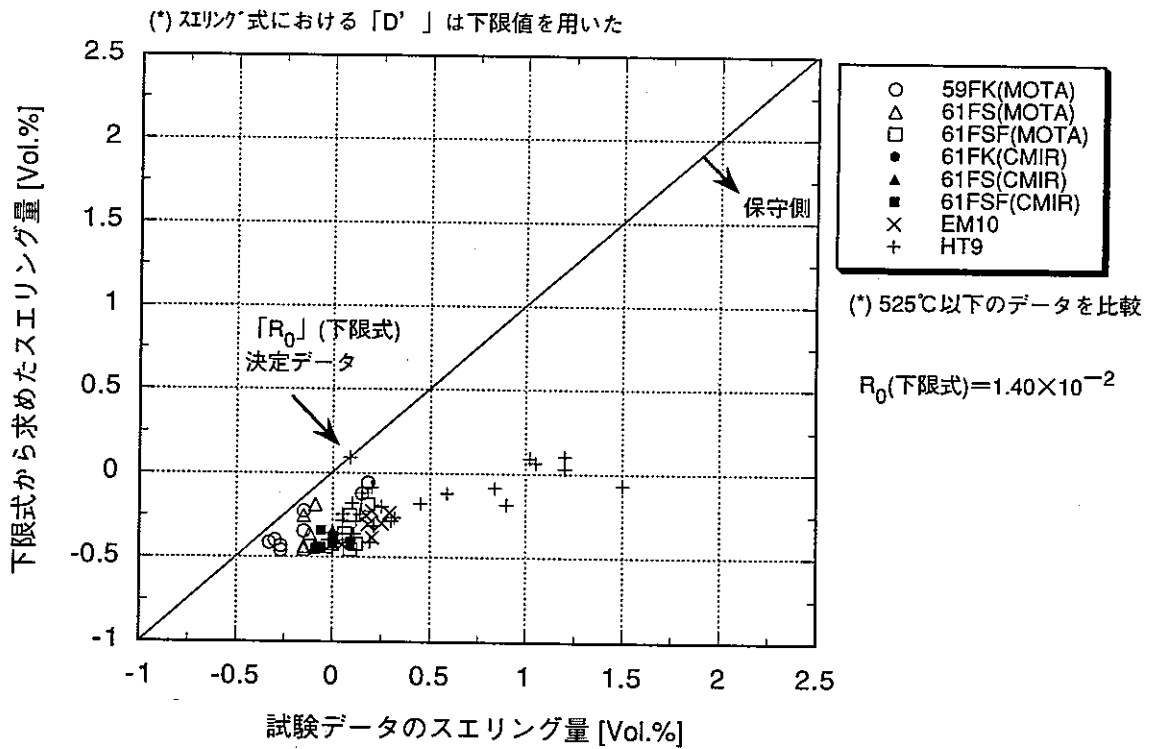


図 14.2 スエリング下限式の作成

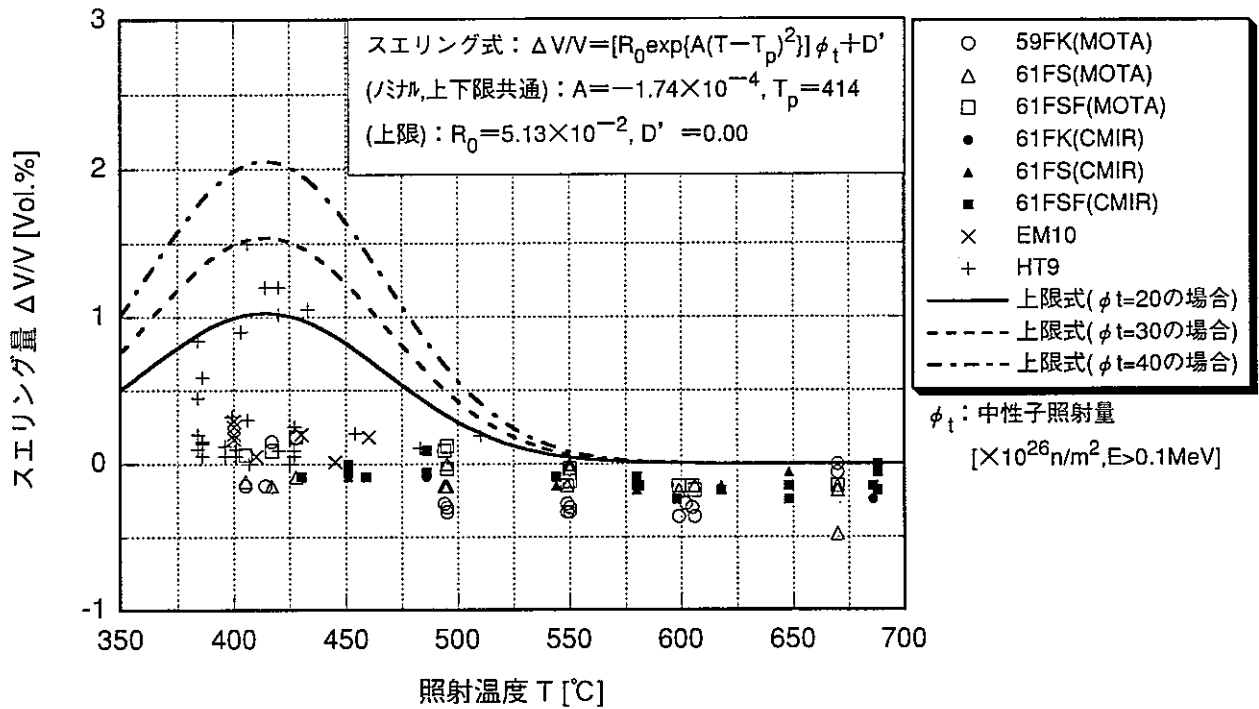


図 15.1 スエリング上限式の温度依存性

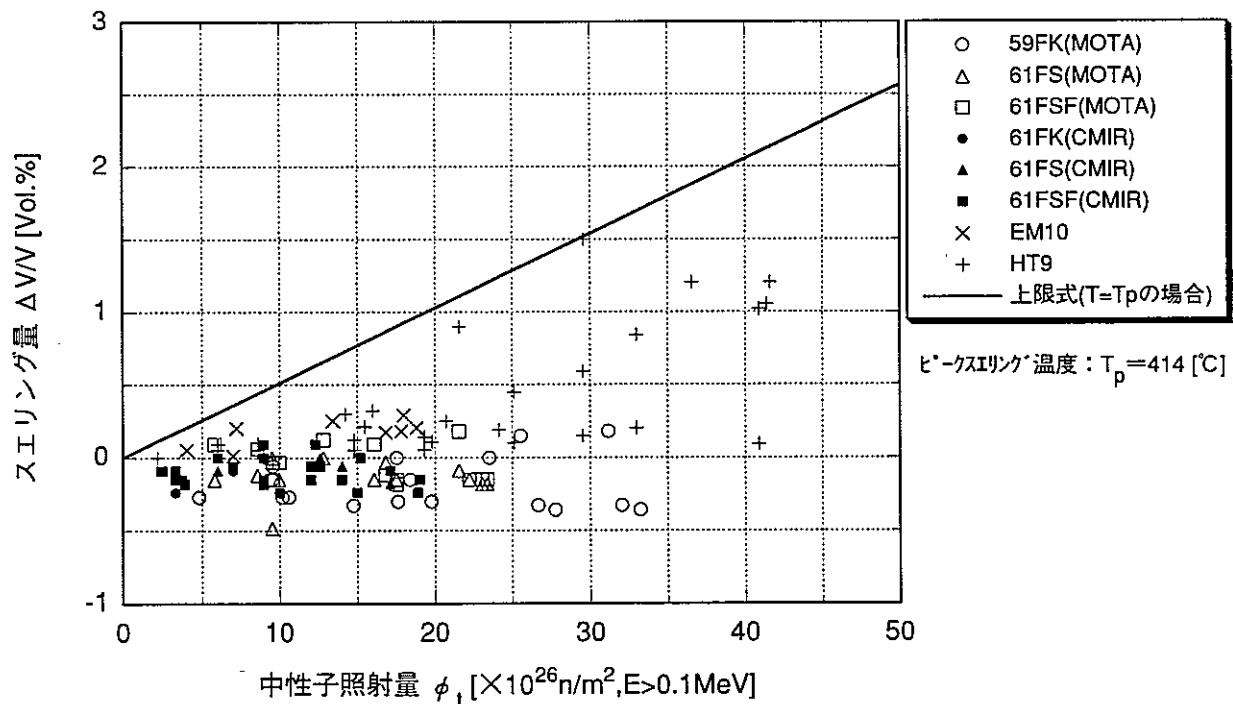


図 15.2 スエリング上限式の照射量依存性

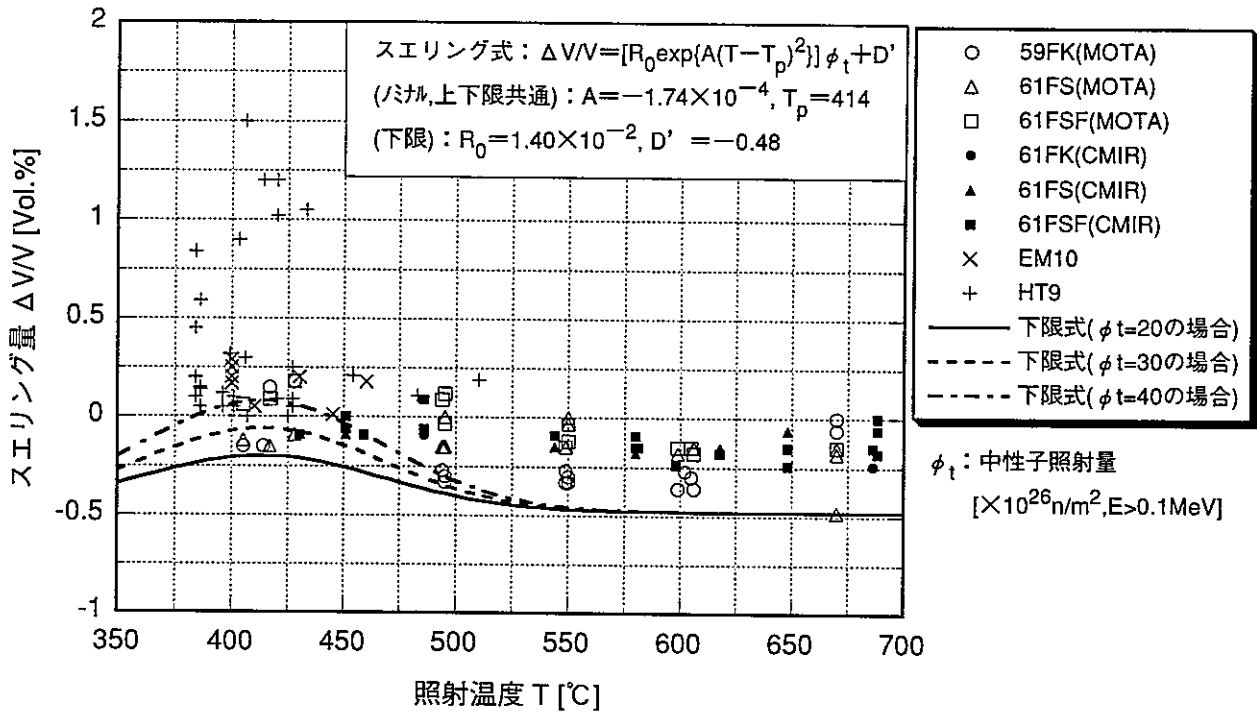


図 16.1 スエリング下限式の温度依存性

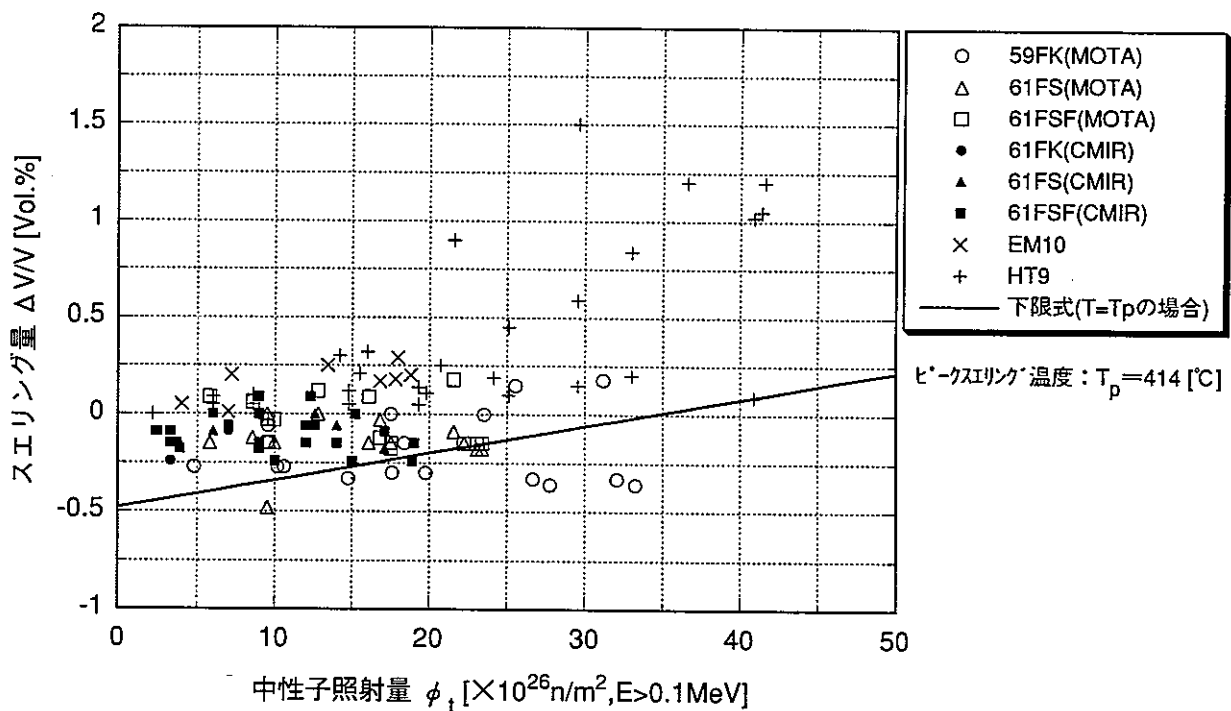


図 16.2 スエリング下限式の照射量依存性

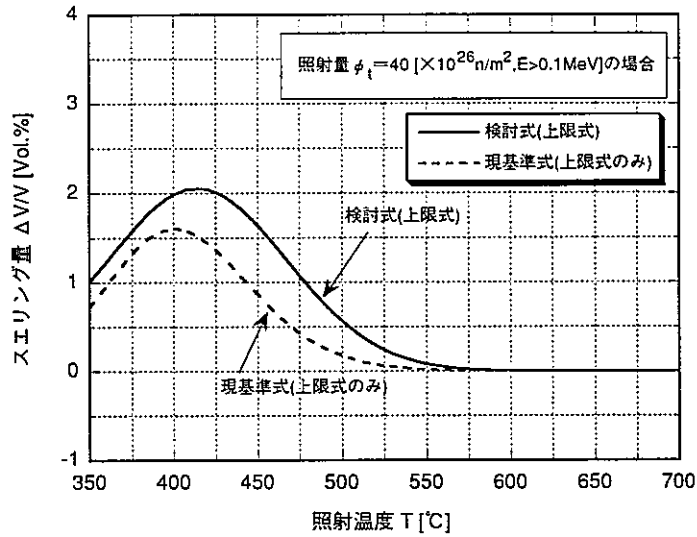


図 17 検討式(上限式)と現基準式(上限式のみ)の温度依存性

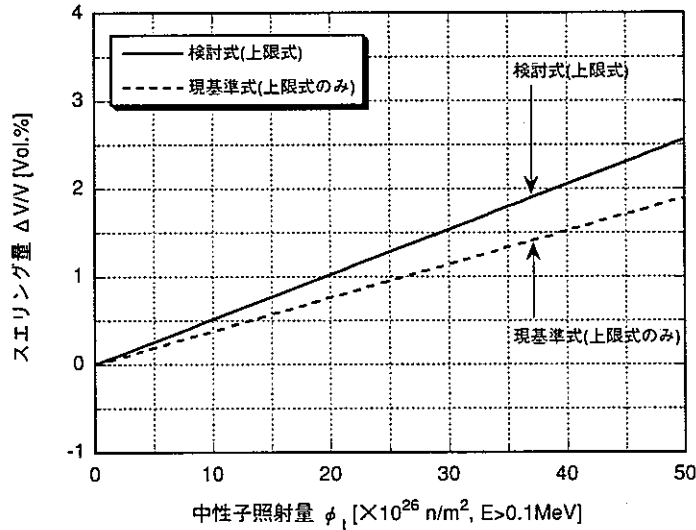


図 18.1 検討式(上限式)と現基準式(上限式のみ)の照射量依存性 (照射温度: 414°C の場合 [検討式のピークスエリング温度])

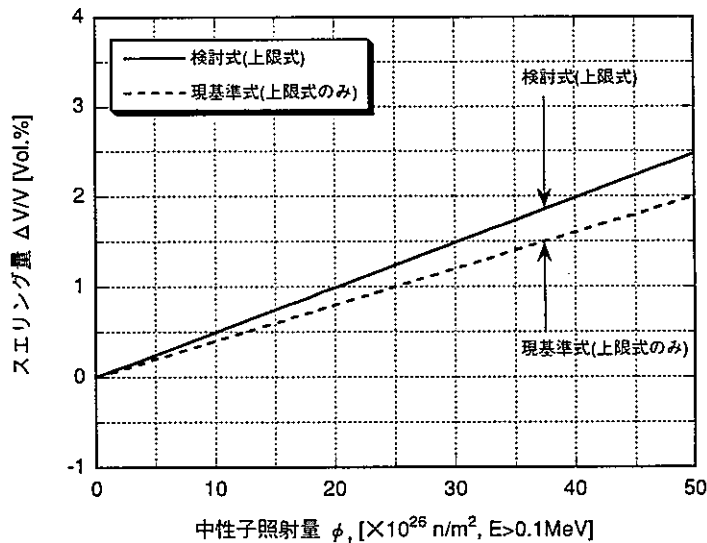


図 18.2 検討式(上限式)と現基準式(上限式のみ)の照射量依存性 (照射温度: 400°C の場合 [現基準式のピークスエリング温度])

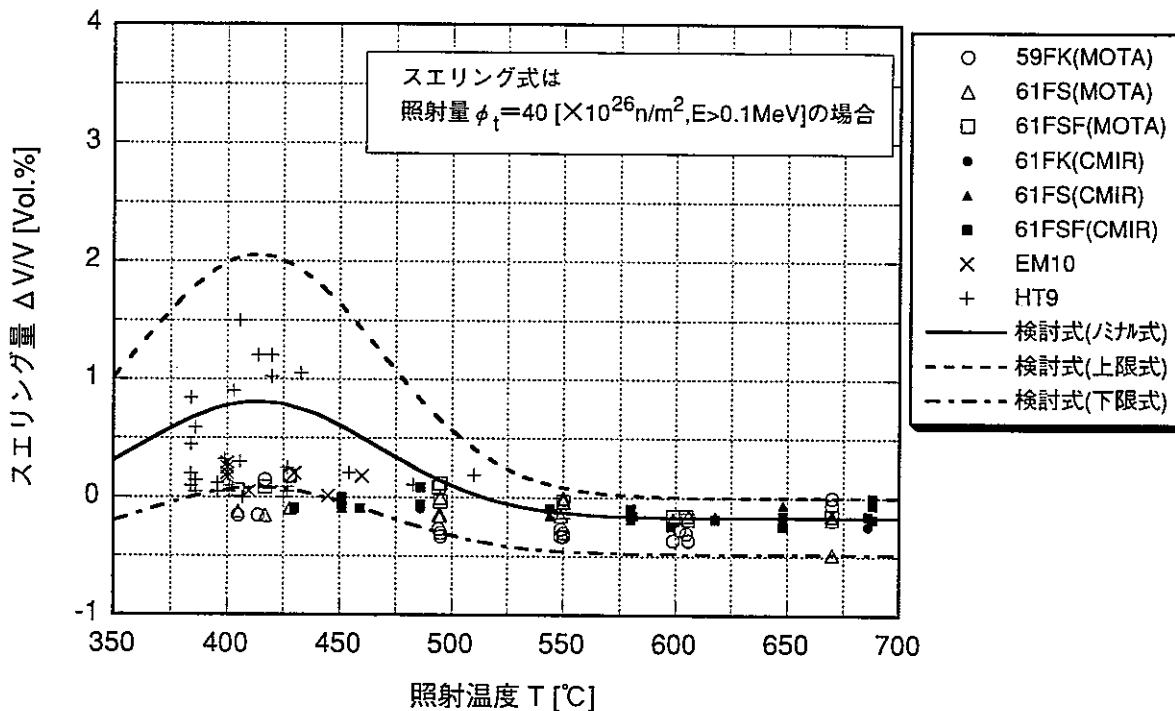


図 19.1 今回検討したスエリング式の温度依存性

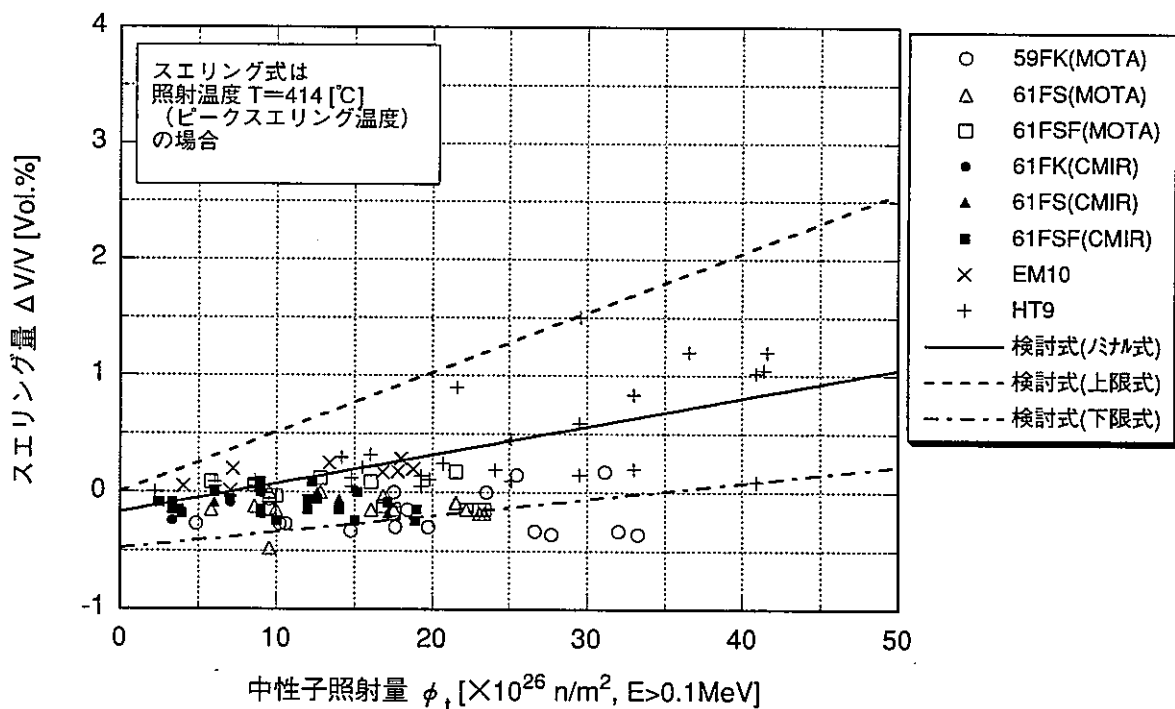


図 19.2 今回検討したスエリング式の照射量依存性

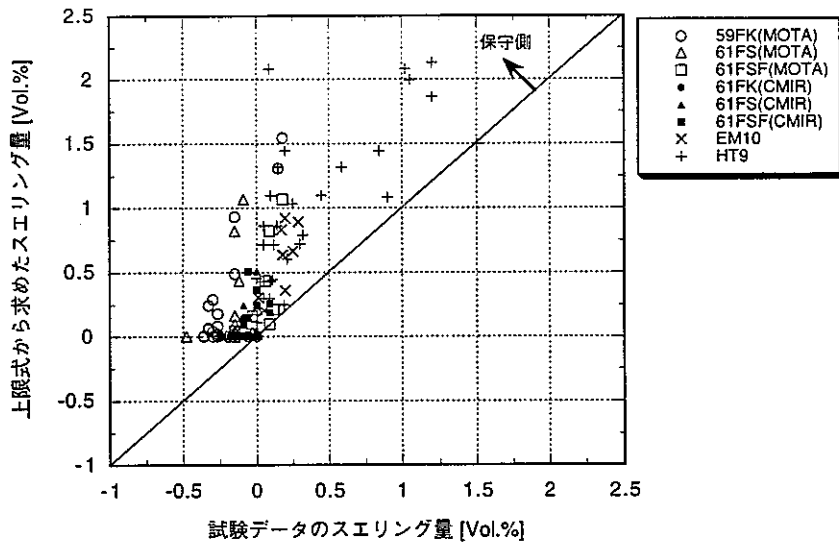


図 20.1 検討式の保守性の検証（上限式の場合）

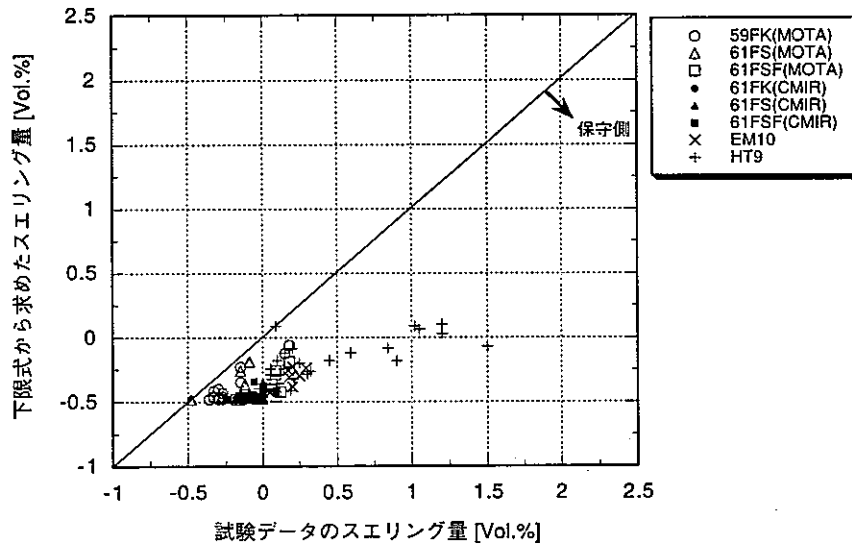


図 20.2 検討式の保守性の検証（下限式の場合）

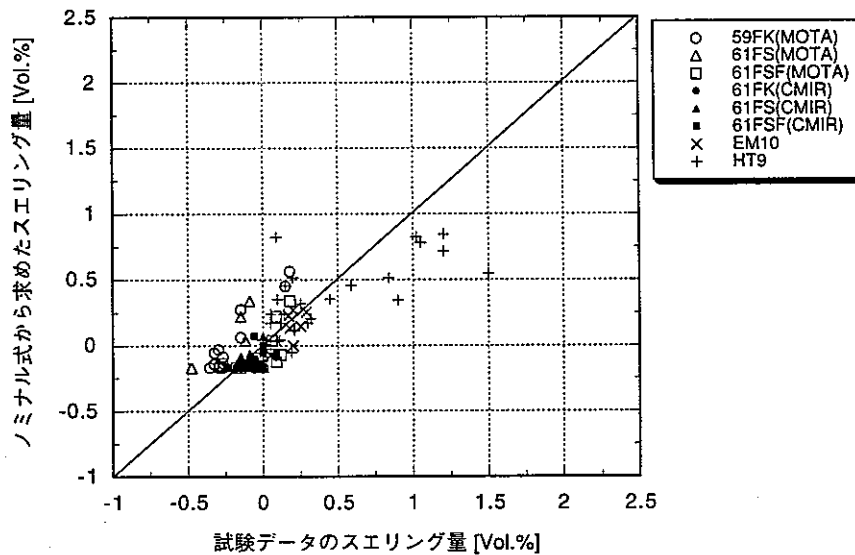


図 20.3 検討式の保守性の検証（参考図：ノミナル式の場合）

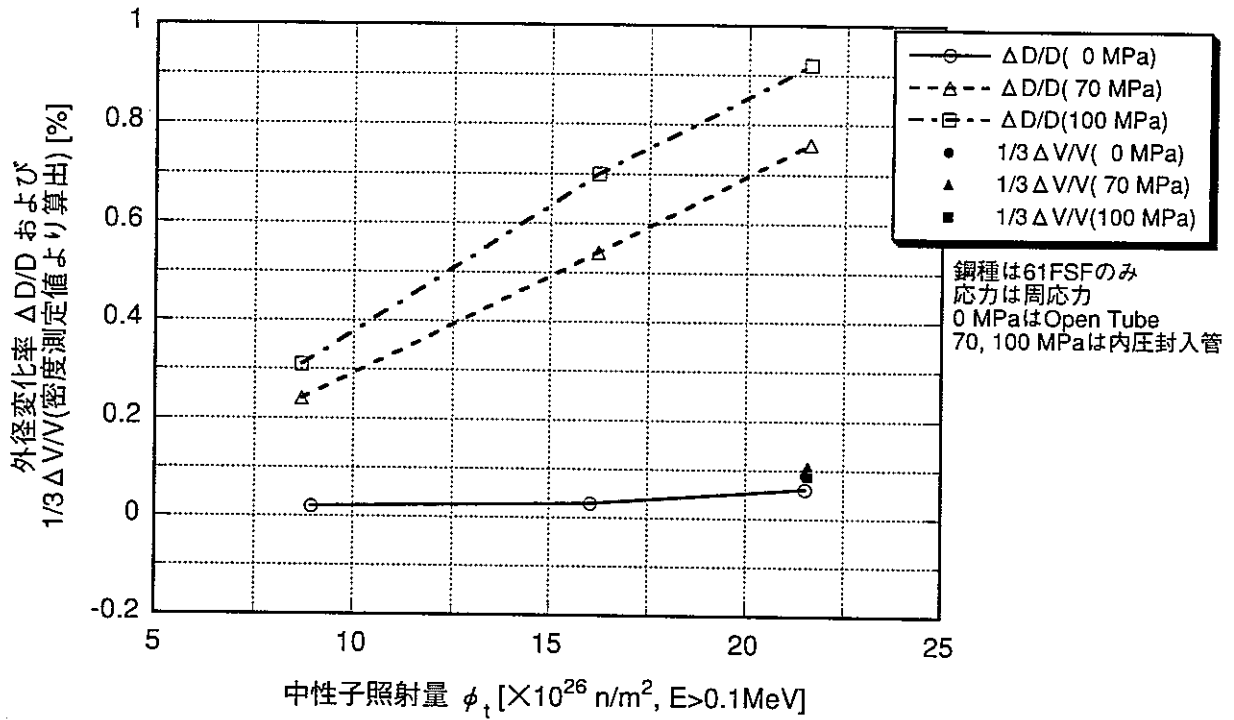


図 21.1 PNC-FMS/MOTAにおけるスエリングの応力依存性 (目標照射温度：405 °C)

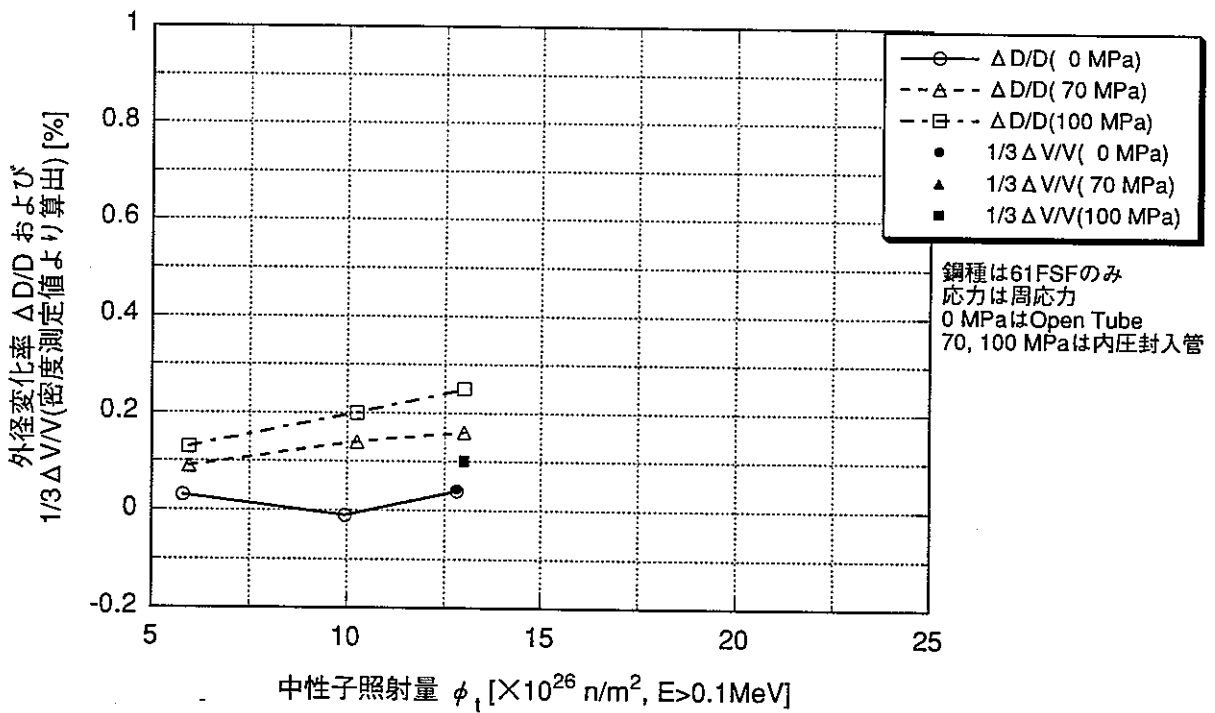


図 21.2 PNC-FMS/MOTAにおけるスエリングの応力依存性 (目標照射温度：495 °C)

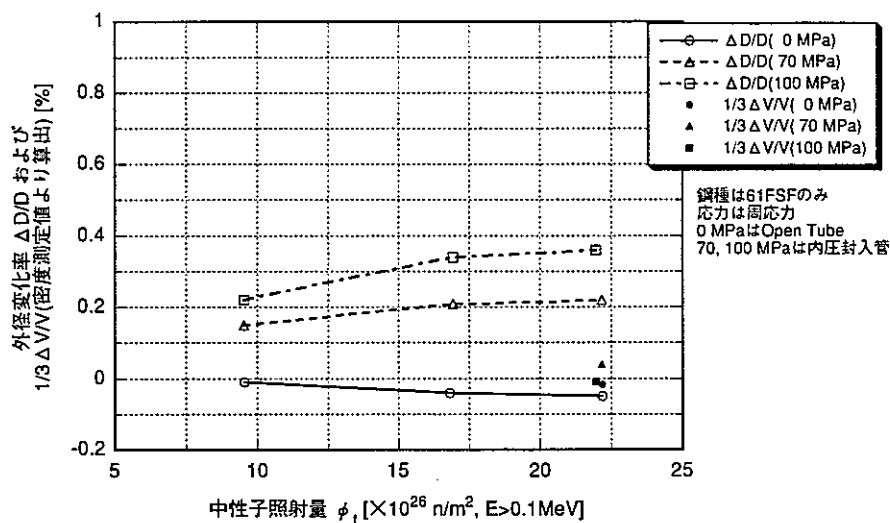


図 21.3 PNC-FMS/MOTAにおけるスエリングの応力依存性
(目標照射温度：550 °C)

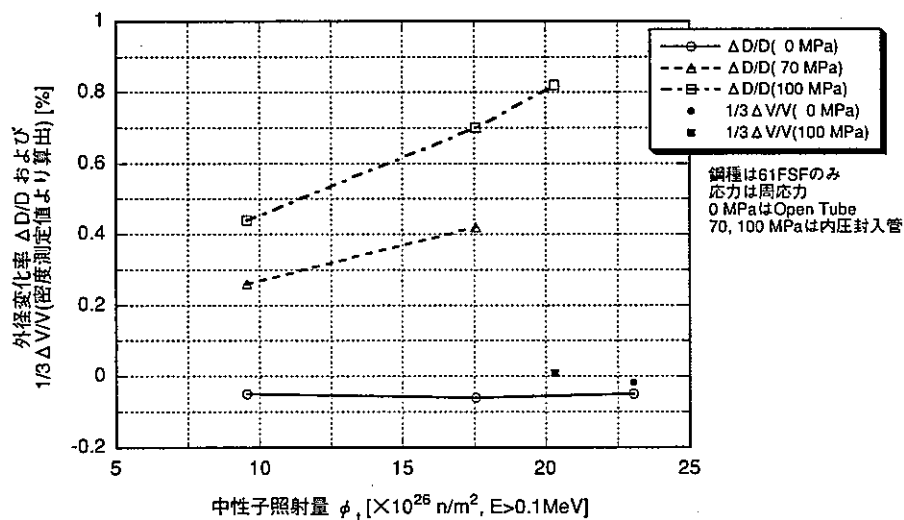


図 21.4 PNC-FMS/MOTAにおけるスエリングの応力依存性
(目標照射温度：605 °C)

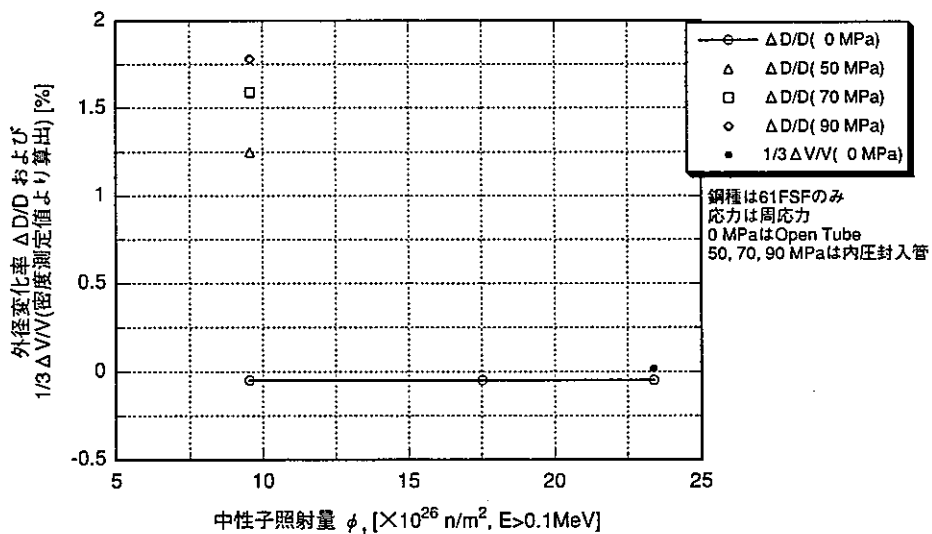


図 21.5 PNC-FMS/MOTAにおけるスエリングの応力依存性
(目標照射温度：670 °C)

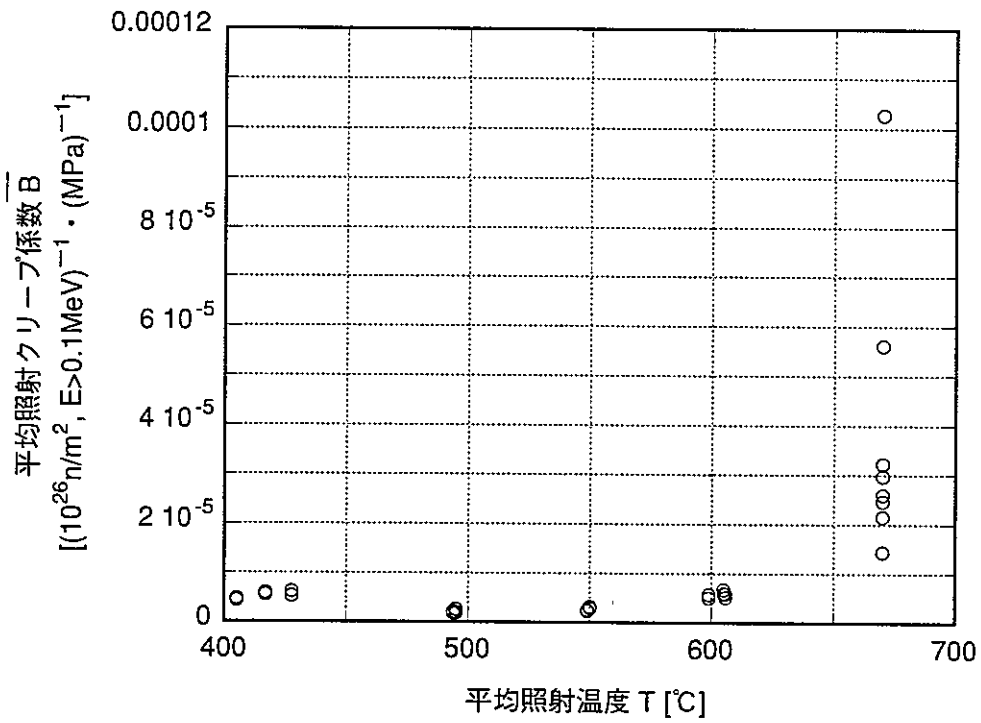


図 22.1 平均照射クリープ係数の温度依存性

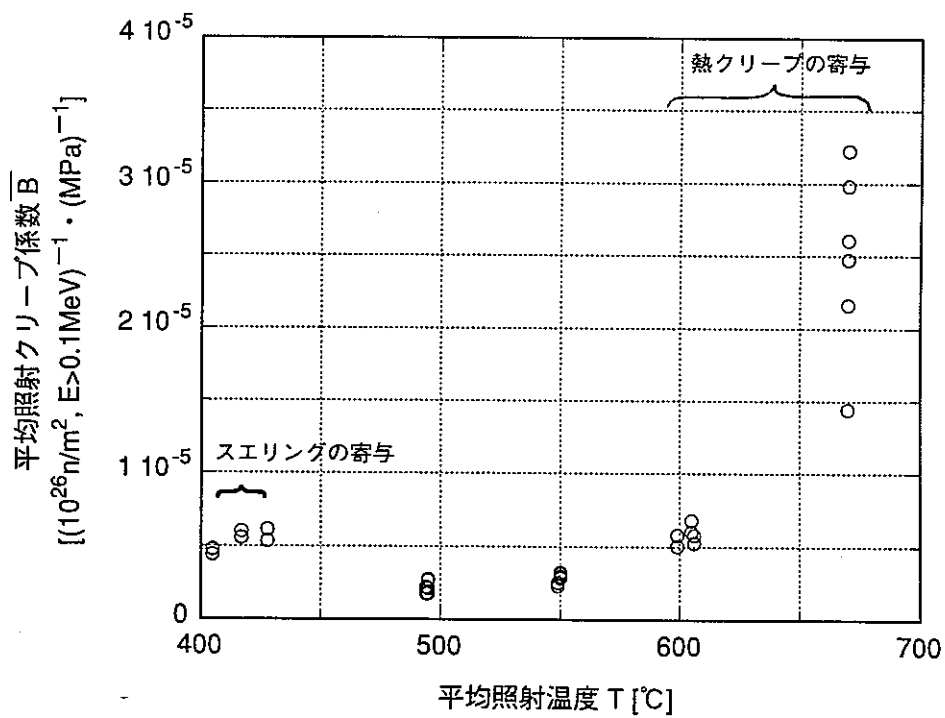


図 22.2 平均照射クリープ係数の温度依存性 (Y軸スケール変更)

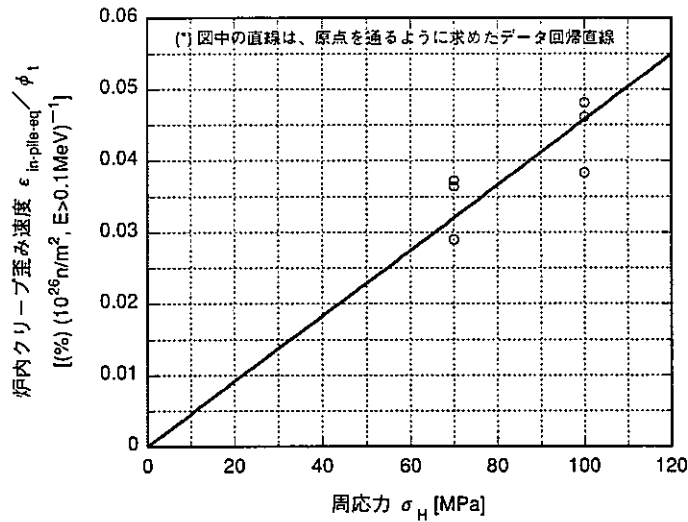


図 23.1 炉内クリープ歪み速度の応力依存性 (目標照射温度：405°C)

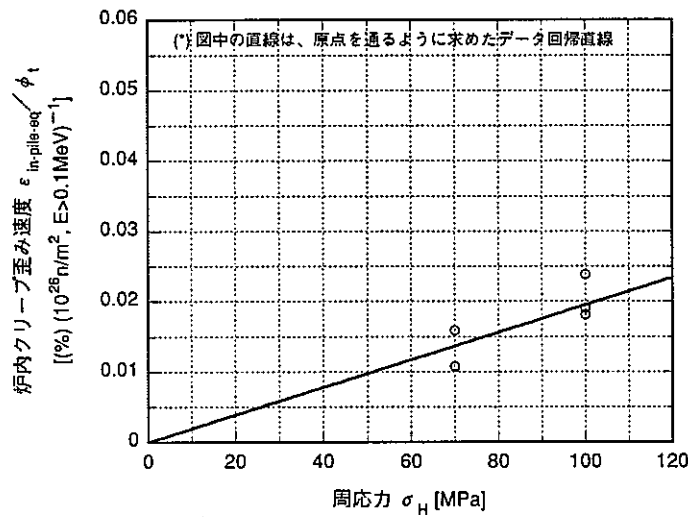


図 23.2 炉内クリープ歪み速度の応力依存性 (目標照射温度：495°C)

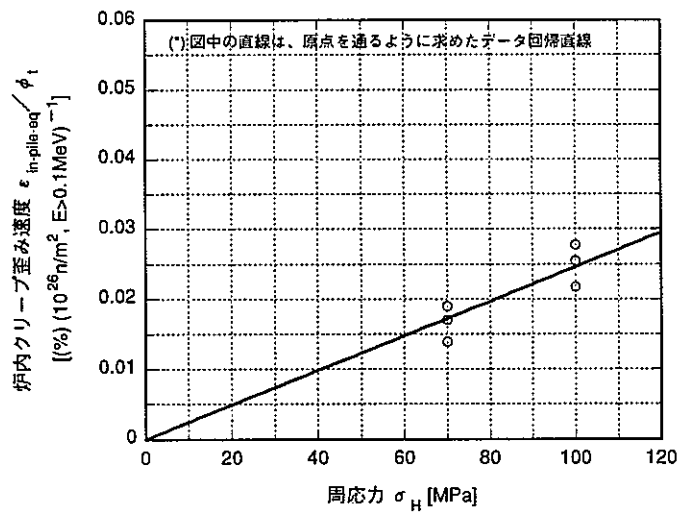


図 23.3 炉内クリープ歪み速度の応力依存性 (目標照射温度：550°C)

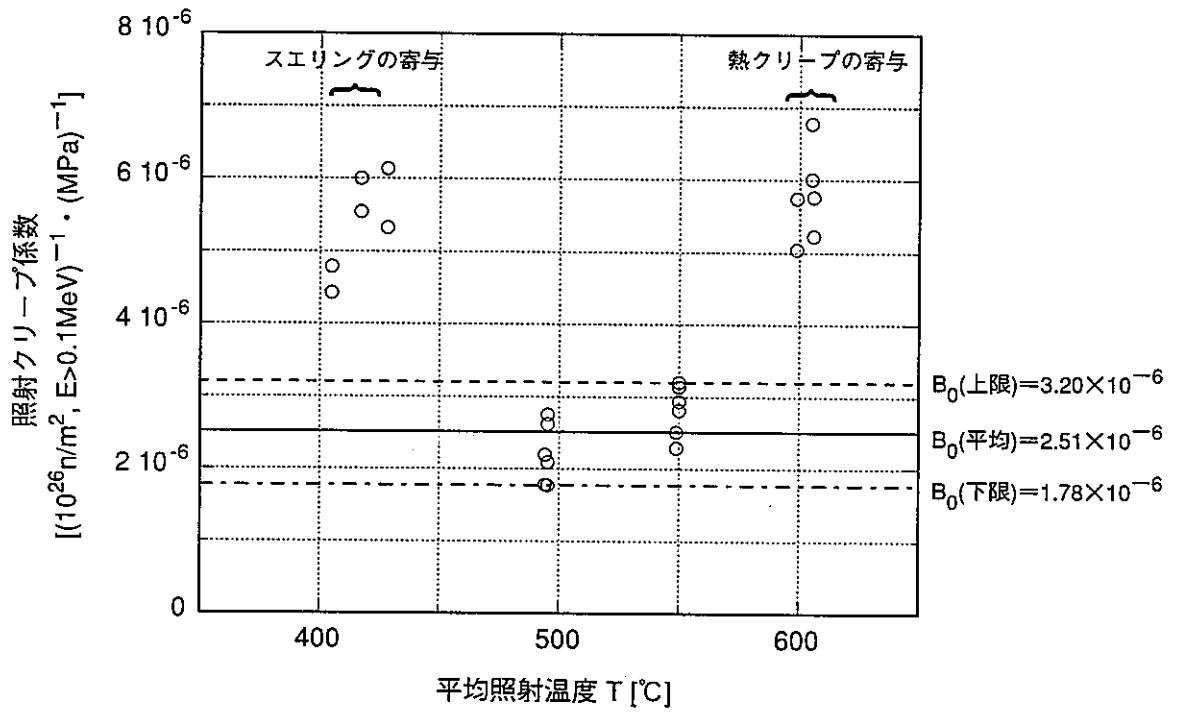


図 24 照射クリープ係数「 B_0 」の決定

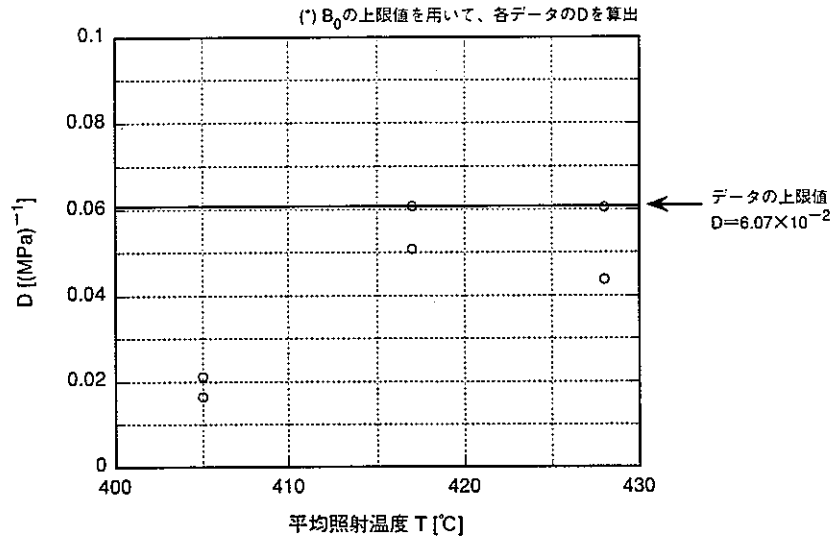


図 25.1 スエリング相互作用項の係数「D」の決定 (上限式の場合)

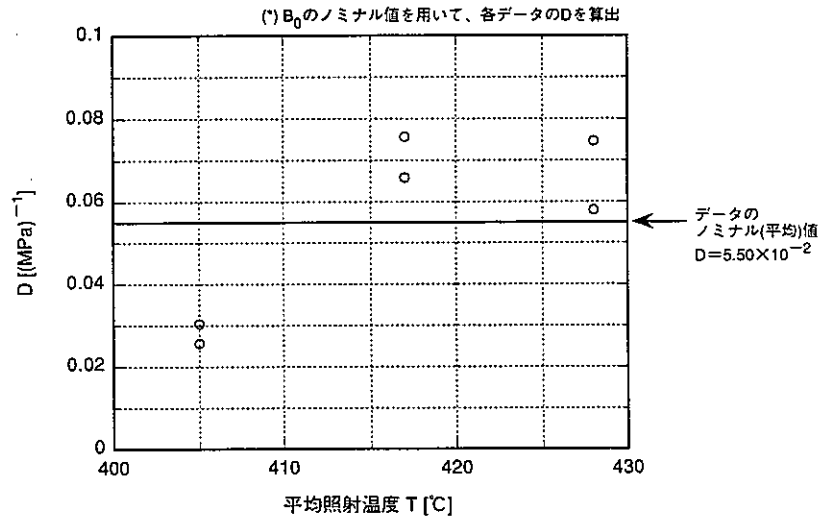


図 25.2 スエリング相互作用項の係数「D」の決定 (ノミナル式の場合)

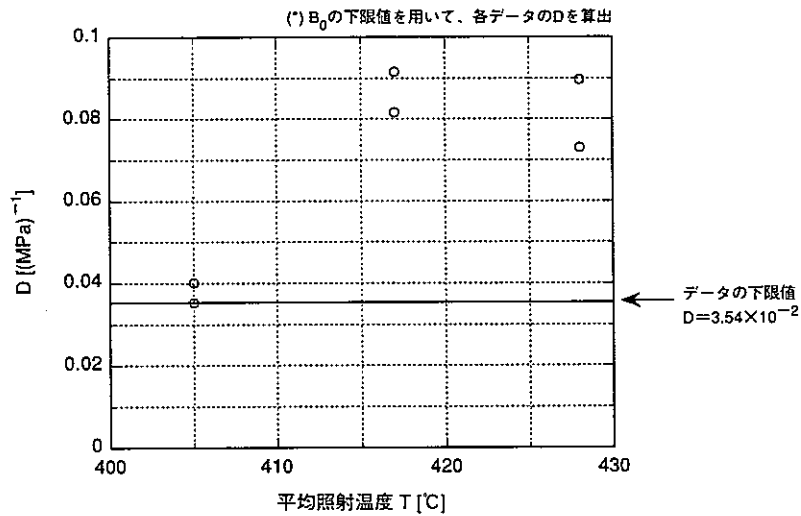


図 25.3 スエリング相互作用項の係数「D」の決定 (下限式の場合)

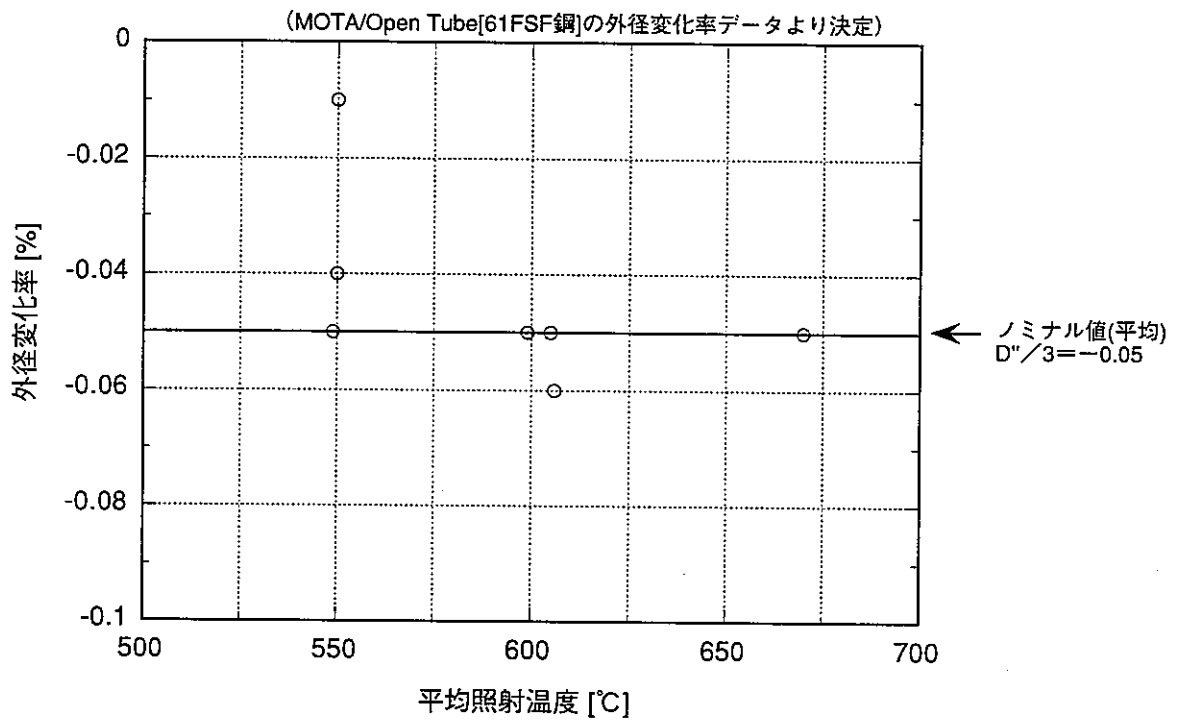


図 26 焼きしまり量「 $D''/3$ 」のノミナル値の決定

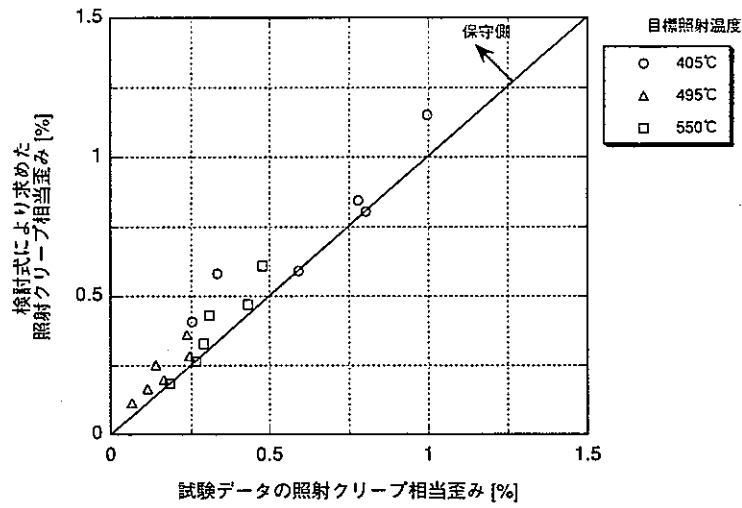


図 27.1 照射クリープ歪み式[検討式]のデータに対する保守性の検証（上限式の場合）

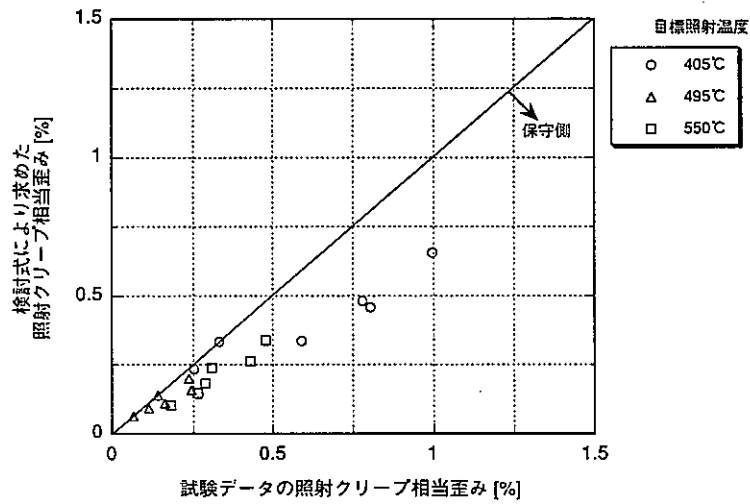


図 27.2 照射クリープ歪み式[検討式]のデータに対する保守性の検証（下限式の場合）

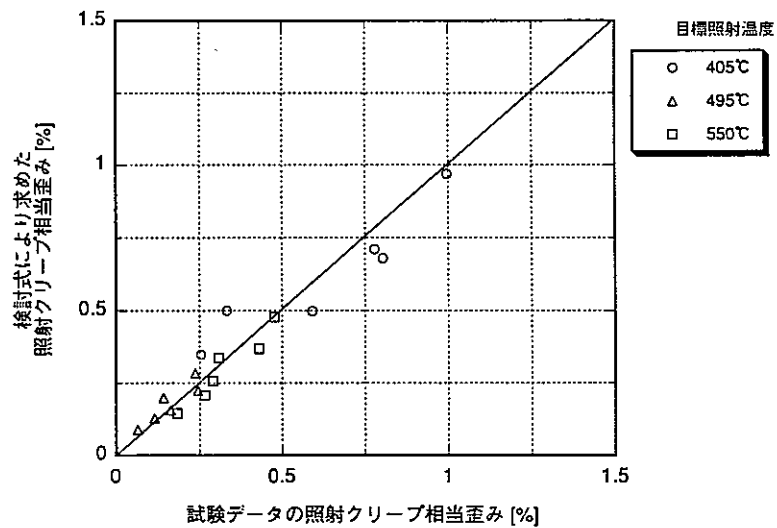


図 27.3 照射クリープ歪み式[検討式]のデータに対する保守性の検証（参考図：ノミナル式の場合）

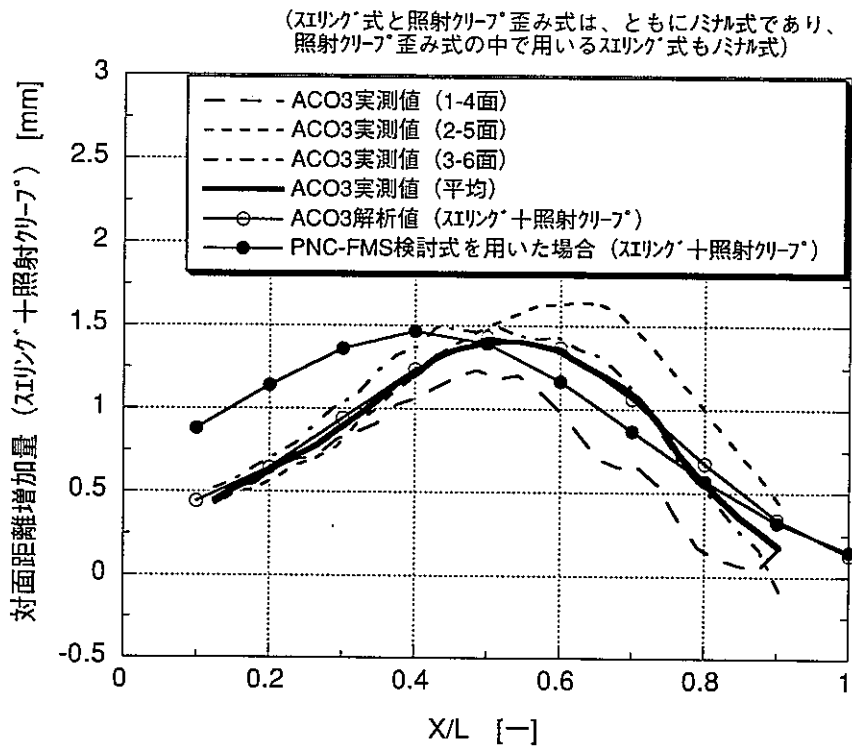


図 28.1 ACO3照射変形解析にPNC-FMS検討式を用いた場合 (スエリング量+照射クリープ歪み量の比較)

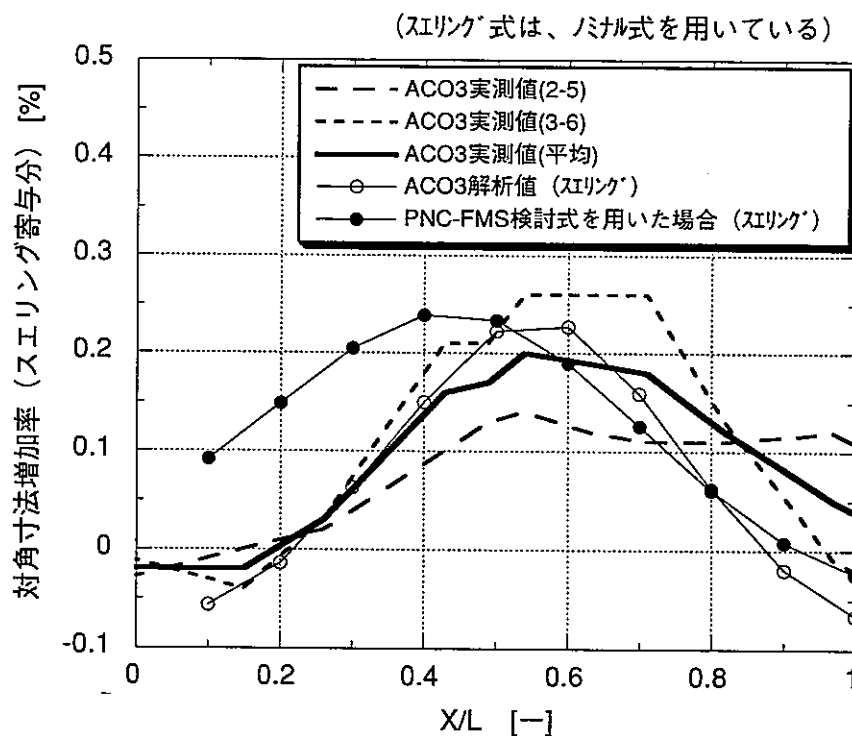


図 28.2 ACO3照射変形解析にPNC-FMS検討式を用いた場合 (スエリング量の比較)

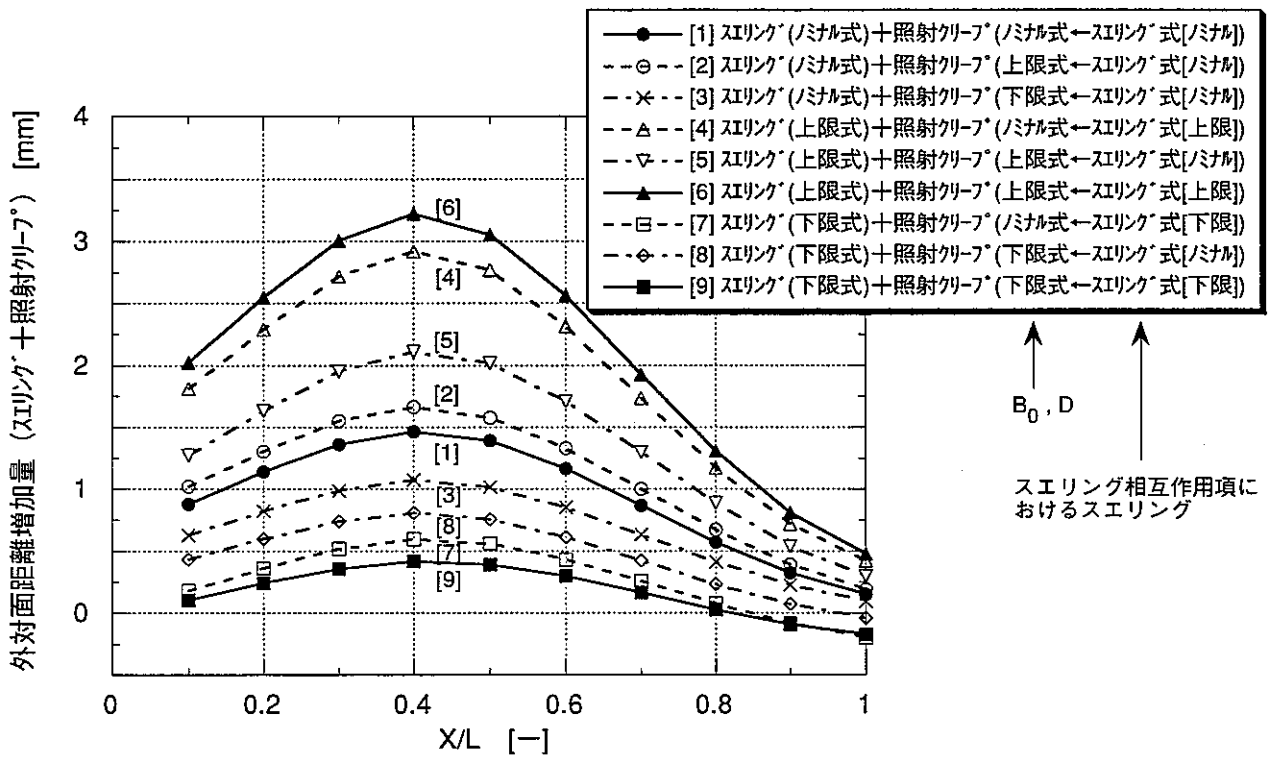


図 29 PNC-FMS検討式のスエリング式と照射クリープ歪み式の
組合せ方によるACO3解析結果
(スエリング量+照射クリープ歪み量の比較)

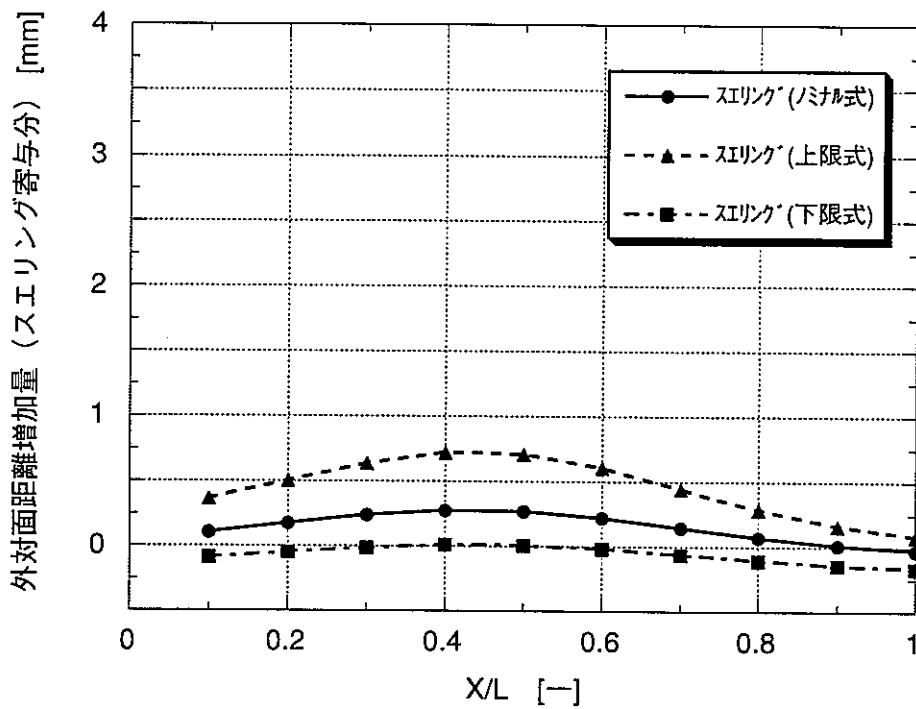


図 30.1 PNC-FMS検討式のスリング式と照射クリープ歪み式の
組合せ方によるACO3解析結果 (スエリング量の比較)

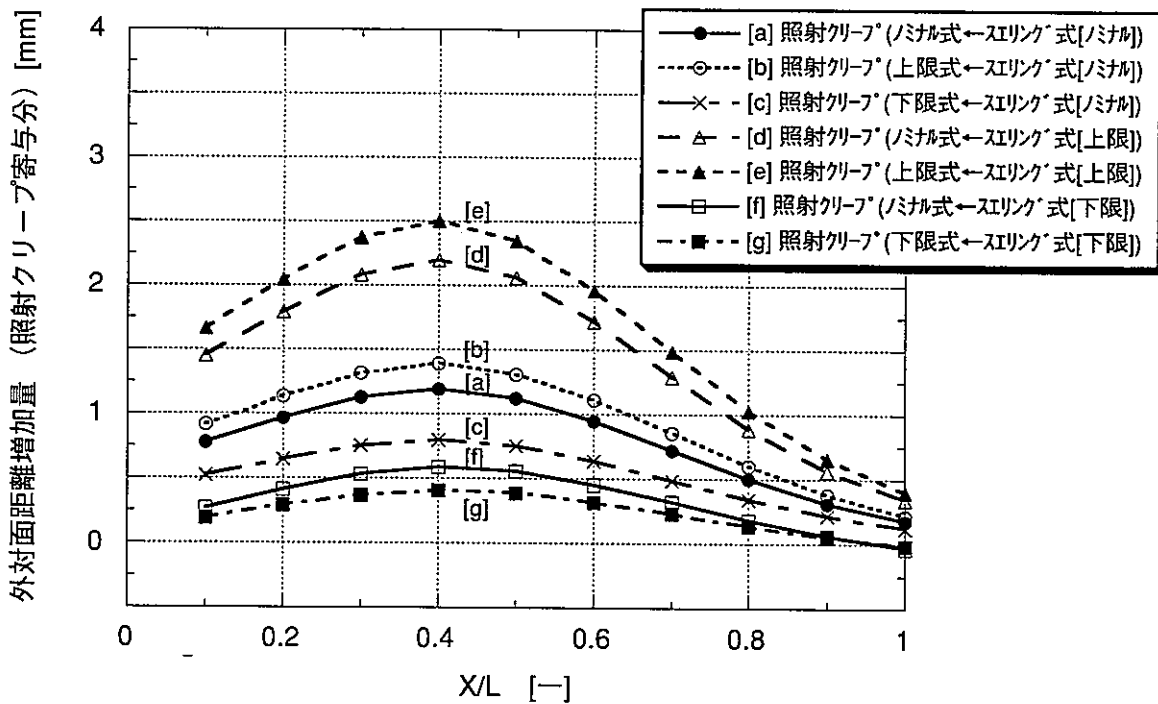


図 30.2 PNC-FMS検討式のスリング式と照射クリープ歪み式の
組合せ方によるACO3解析結果
(照射クリープ歪み量の比較)

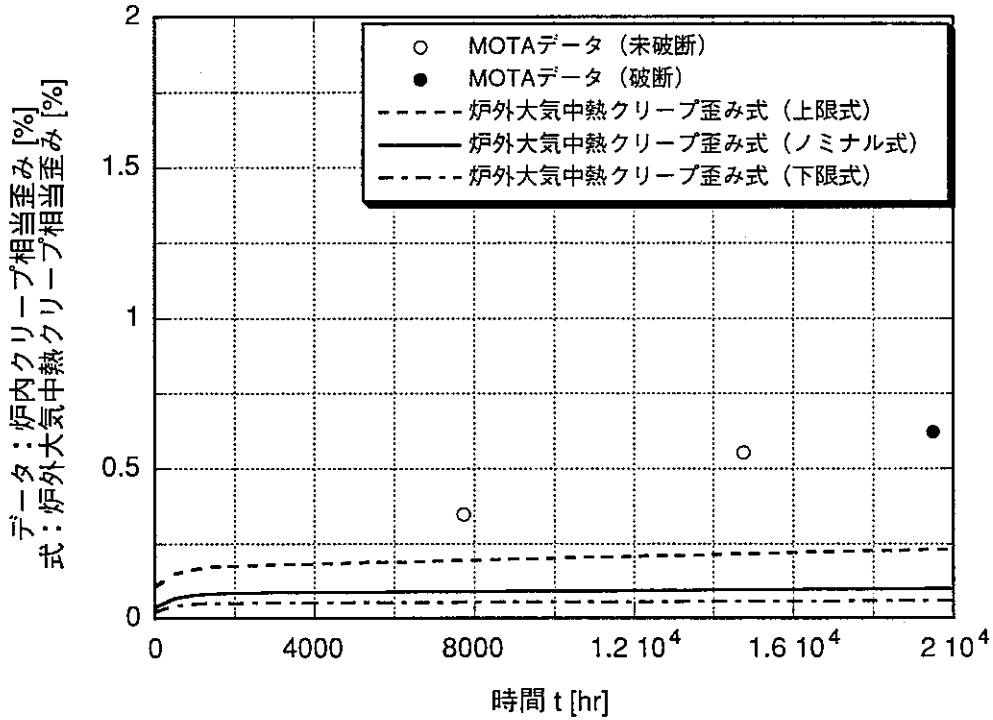


図 31.1 PNC-FMS/MOTA炉内クリープデータ(照射クリープ+熱クリープ)と炉外大気中熱クリープ歪み式の比較 (605 °C, 70MPaの場合)

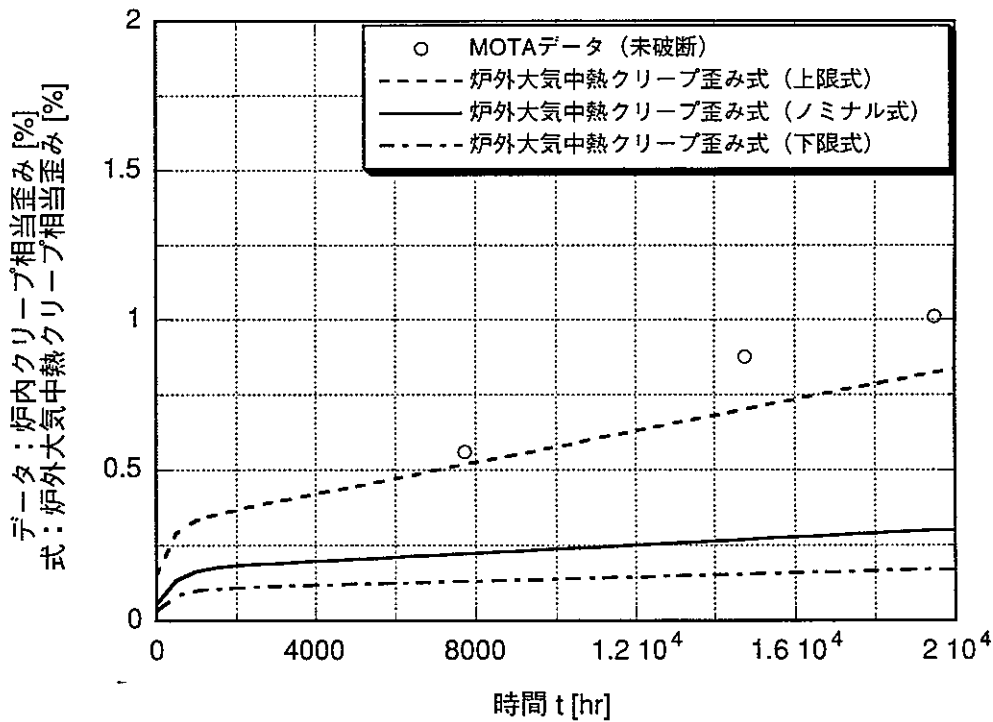


図 31.2 PNC-FMS/MOTA炉内クリープデータ(照射クリープ+熱クリープ)と炉外大気中熱クリープ歪み式の比較 (605 °C, 100MPaの場合)

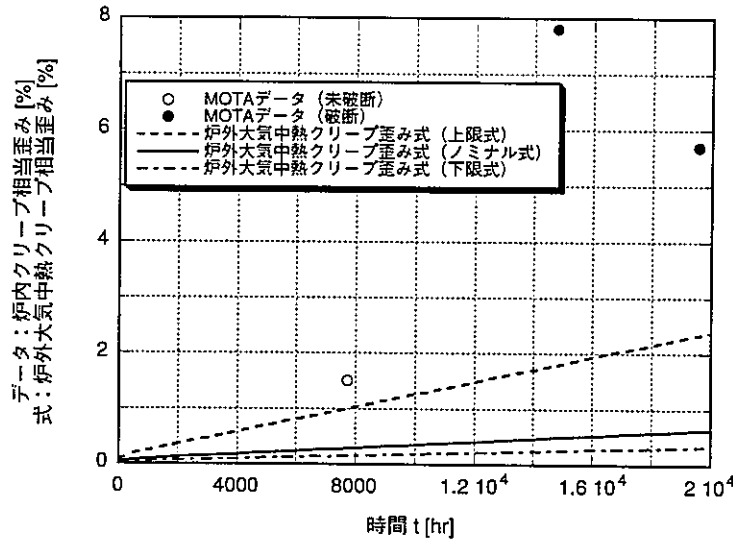


図 31.3 PNC-FMS/MOTA炉内クリープデータ(照射クリープ+熱クリープ)と炉外大気中熱クリープ歪み式の比較 (670 °C, 50MPaの場合)

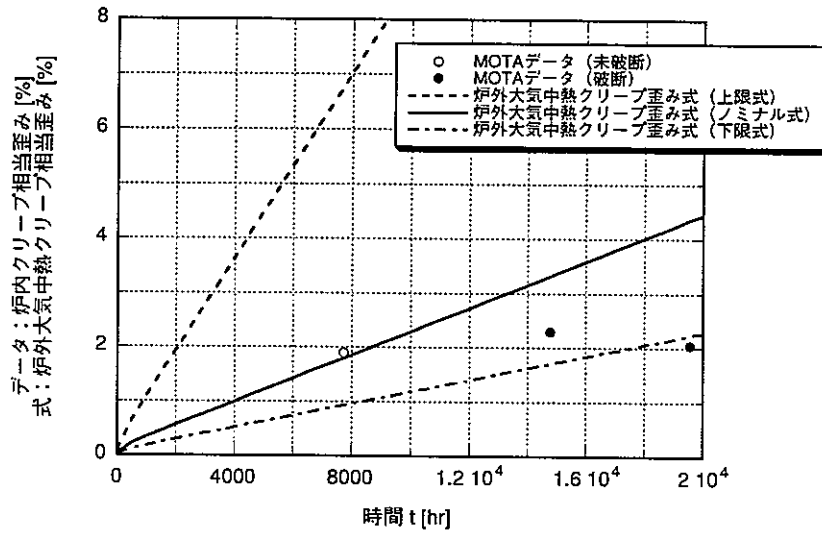


図 31.4 PNC-FMS/MOTA炉内クリープデータ(照射クリープ+熱クリープ)と炉外大気中熱クリープ歪み式の比較 (670 °C, 70MPaの場合)

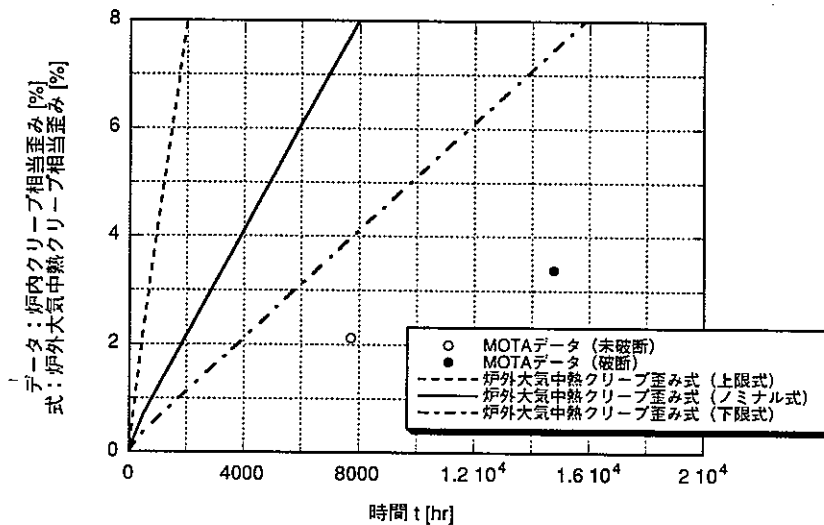


図 31.5 PNC-FMS/MOTA炉内クリープデータ(照射クリープ+熱クリープ)と炉外大気中熱クリープ歪み式の比較 (670 °C, 90MPaの場合)

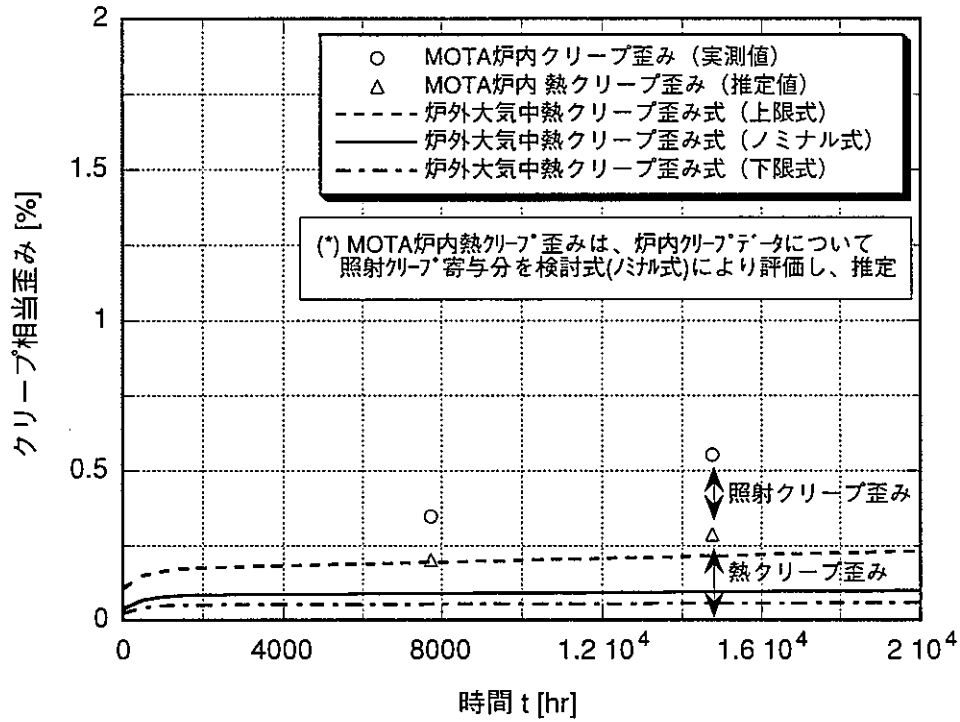


図 32.1 PNC-FMS/MOTA炉内クリープデータにおける熱クリープの寄与 (605 °C, 70MPaの場合)

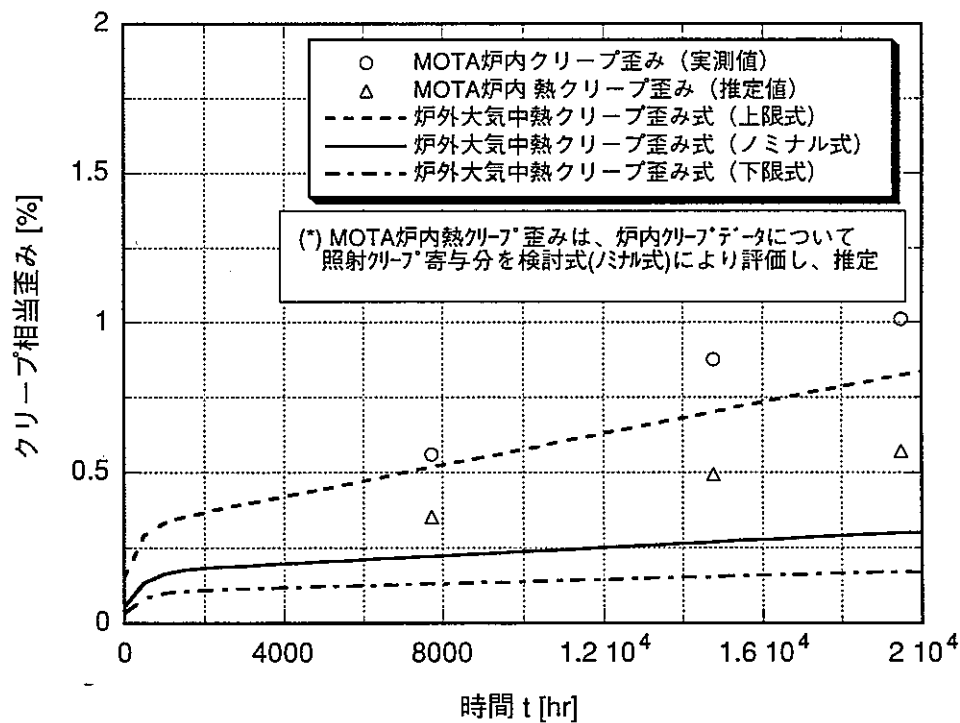


図 32.2 PNC-FMS/MOTA炉内クリープデータにおける熱クリープの寄与 (605 °C, 100MPaの場合)

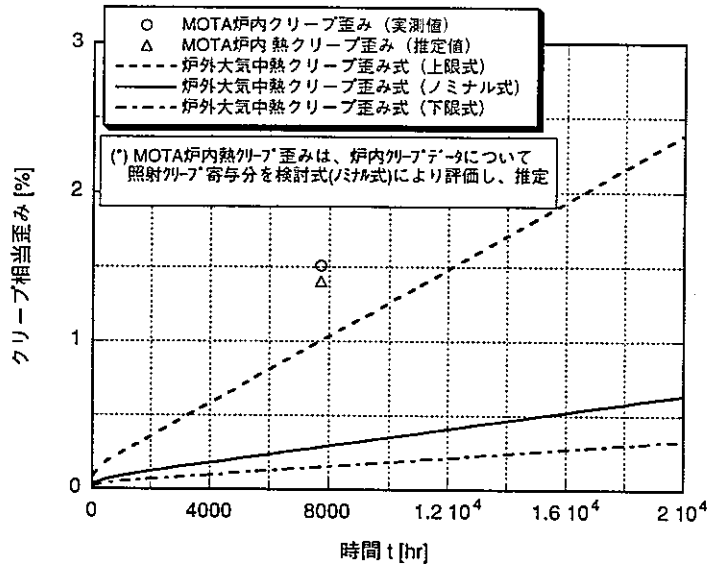


図 32.3 PNC-FMS/MOTA炉内クリープデータにおける熱クリープの寄与 (670 °C, 50MPaの場合)

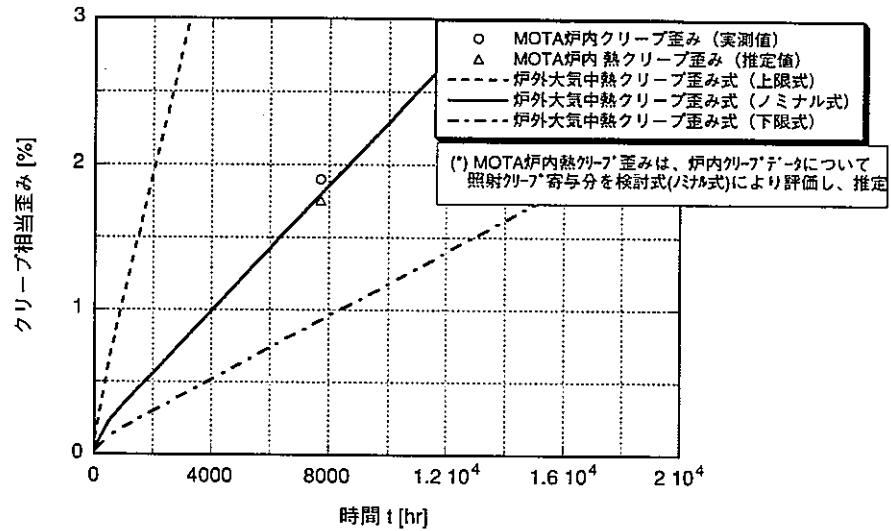


図 32.4 PNC-FMS/MOTA炉内クリープデータにおける熱クリープの寄与 (670 °C, 70MPaの場合)

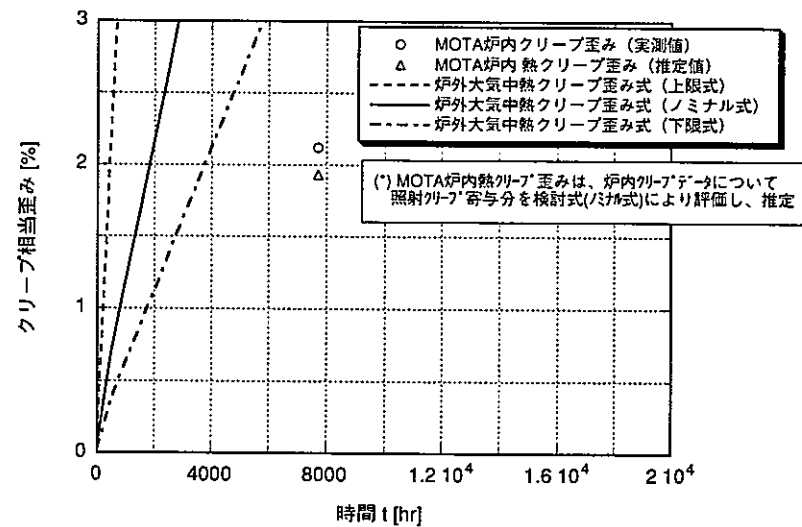


図 32.5 PNC-FMS/MOTA炉内クリープデータにおける熱クリープの寄与 (670 °C, 90MPaの場合)

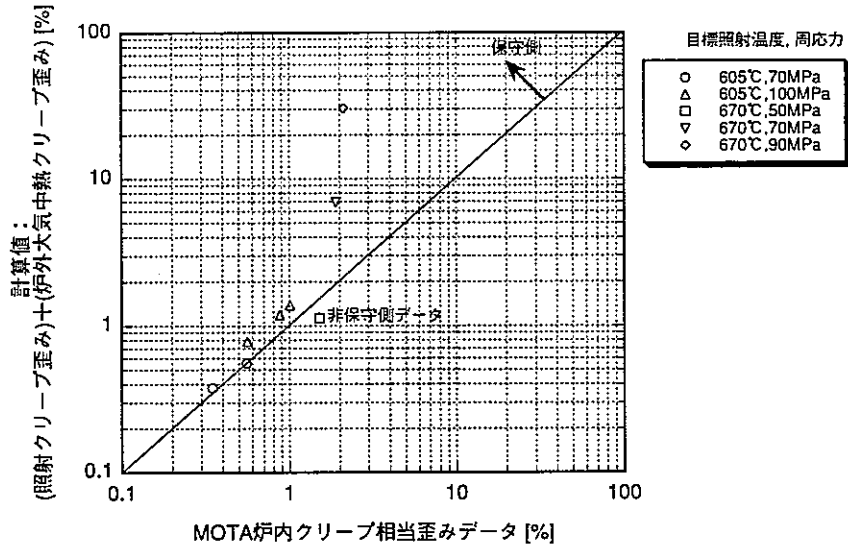


図 33.1 PNC-FMS/MOTAデータに対して
炉外大気中熱クリープ歪み式を用いた場合の保守性
(上限式の場合)

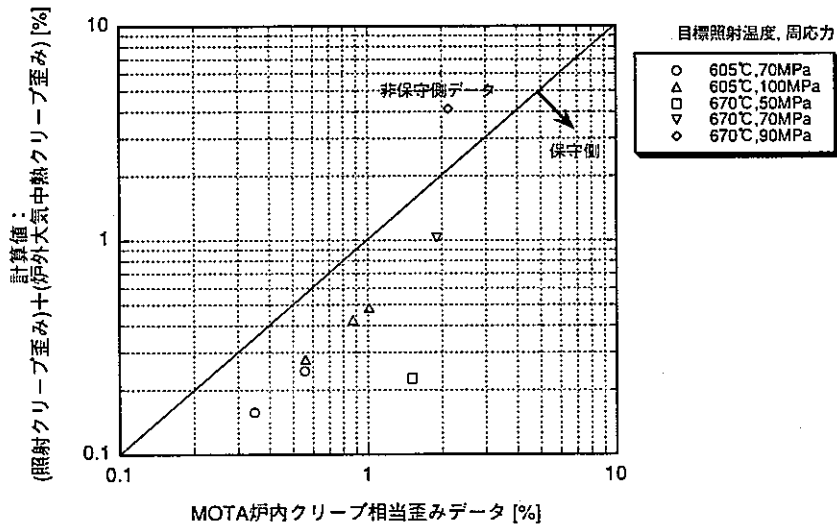


図 33.2 PNC-FMS/MOTAデータに対して
炉外大気中熱クリープ歪み式を用いた場合の保守性
(下限式の場合)

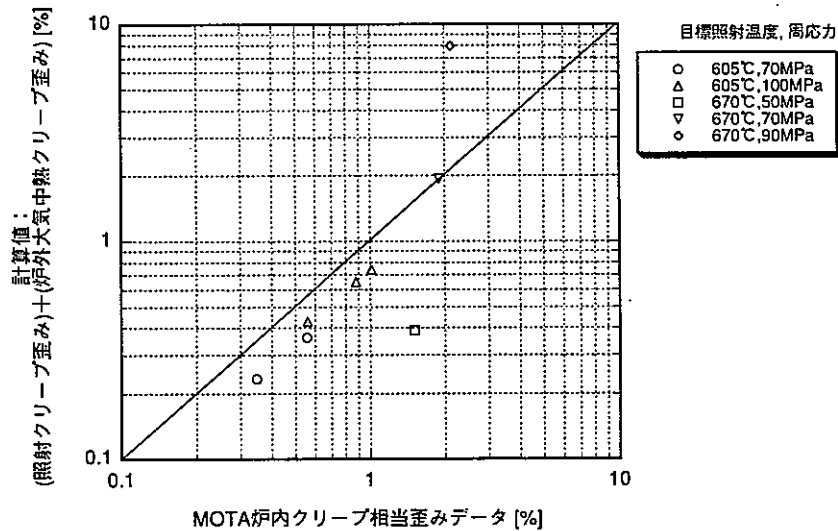


図 33.3 PNC-FMS/MOTAデータに対して
炉外大気中熱クリープ歪み式を用いた場合の保守性
(参考図: ノミナル式の場合)

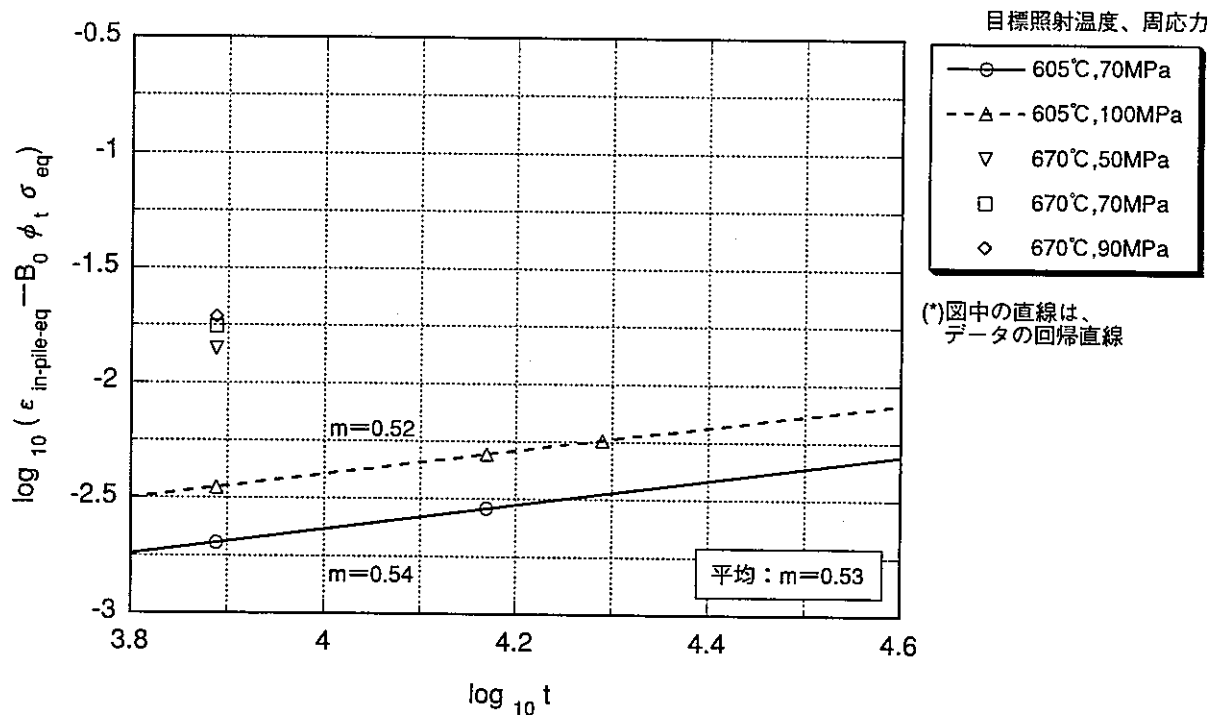


図 34 炉内熱クリープ歪みの照射時間依存性

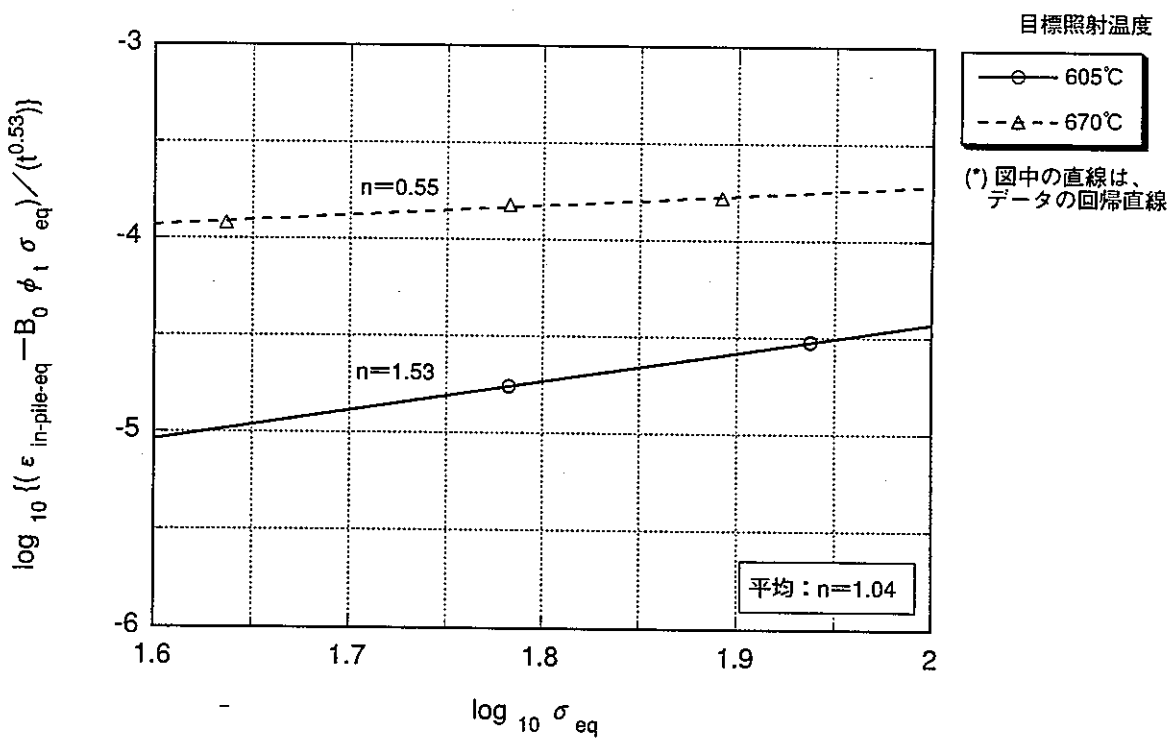


図 35 炉内熱クリープ歪みの応力依存性

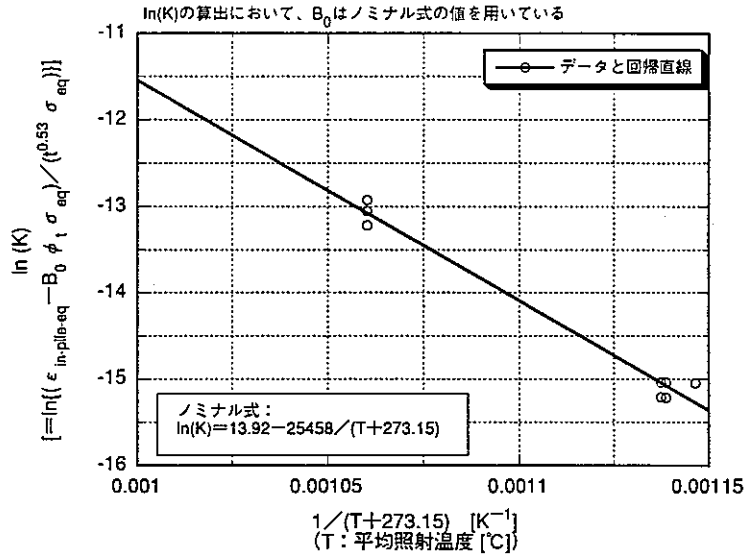


図 36.1 材料定数 [K] の温度依存性 (ノミナル式の決定)

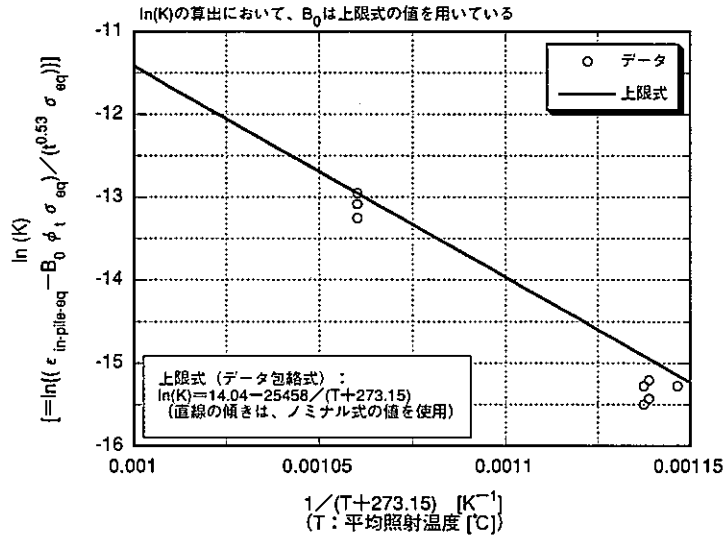


図 36.2 材料定数 [K] の温度依存性 (上限式の決定)

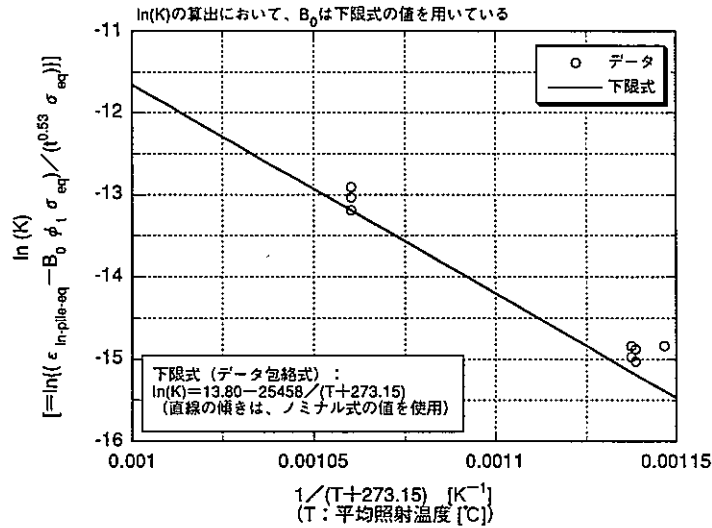


図 36.3 材料定数 [K] の温度依存性 (下限式の決定)

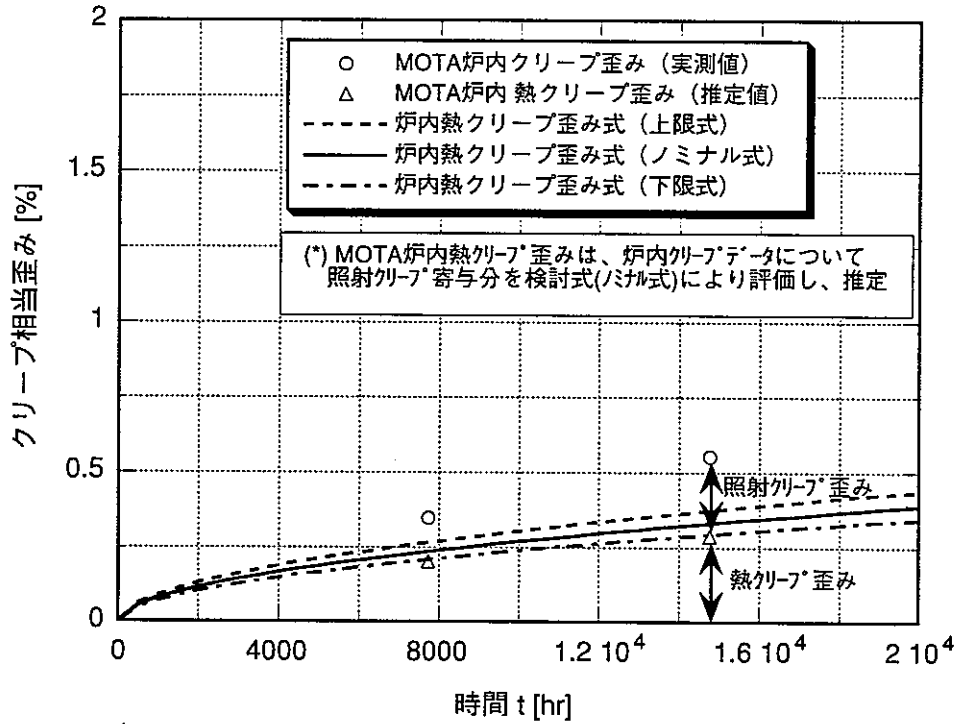


図 37.1 炉内熱クリープ歪み式の時間依存性 (605 °C, 70MPaの場合)

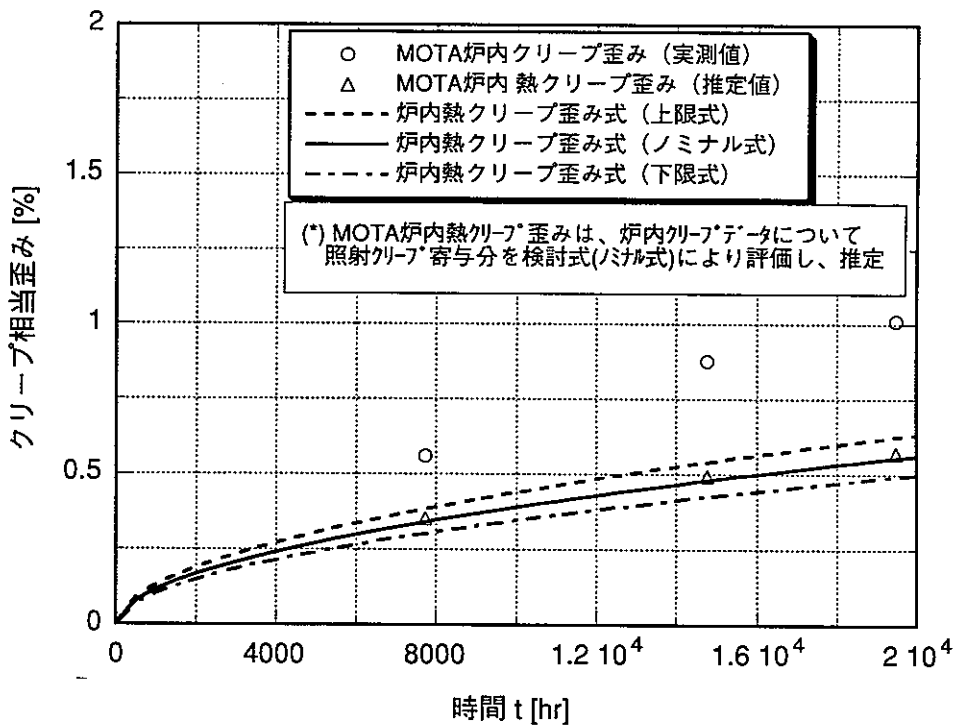


図 37.2 炉内熱クリープ歪み式の時間依存性 (605 °C, 100MPaの場合)

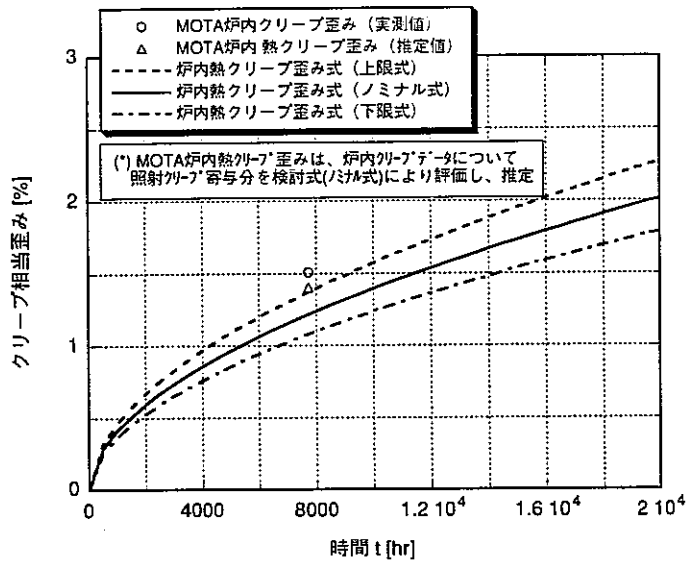


図 37.3 炉内熱クリープ歪み式の時間依存性 (670 °C, 50MPaの場合)

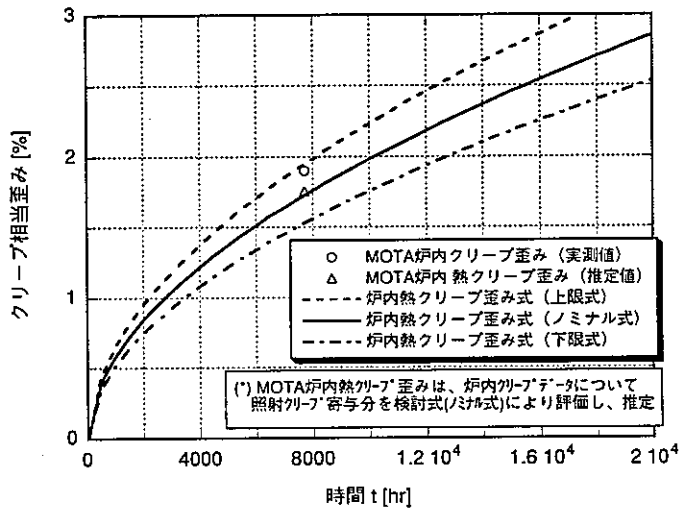


図 37.4 炉内熱クリープ歪み式の時間依存性 (670 °C, 70MPaの場合)

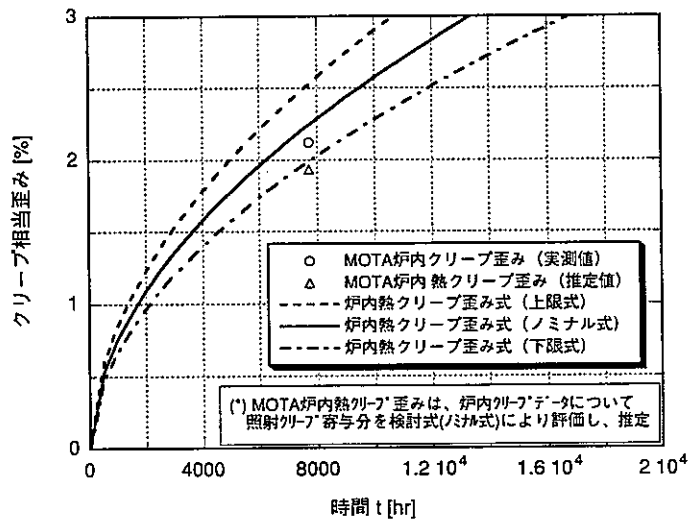


図 37.5 炉内熱クリープ歪み式の時間依存性 (670 °C, 90MPaの場合)

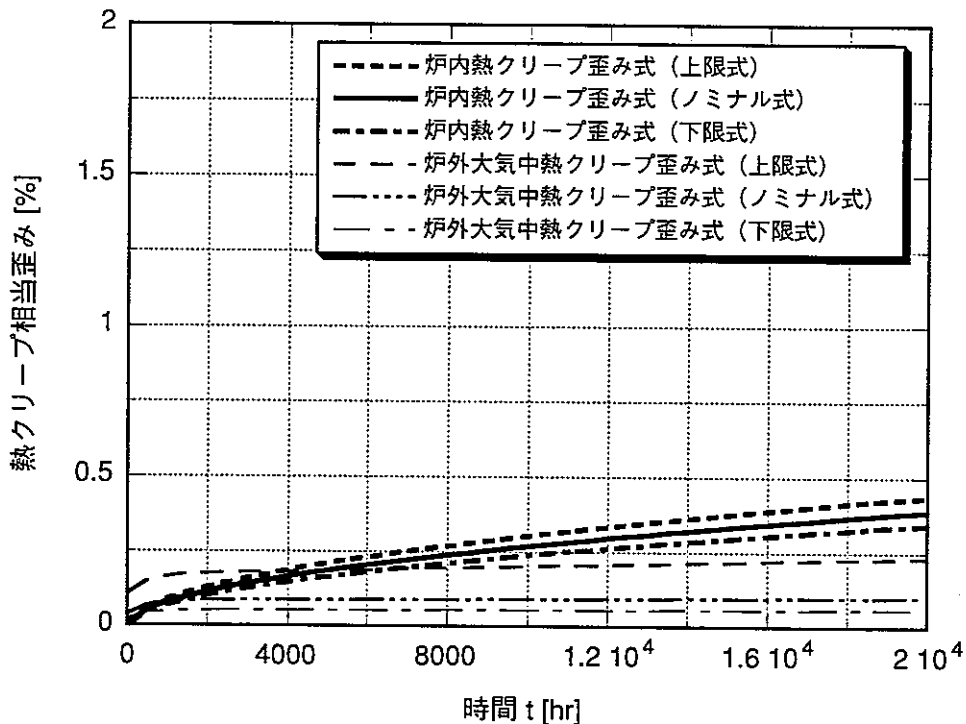


図 38.1 炉内熱クリープ歪み式と炉外大気中熱クリープ歪み式 (605 °C, 70MPaの場合)

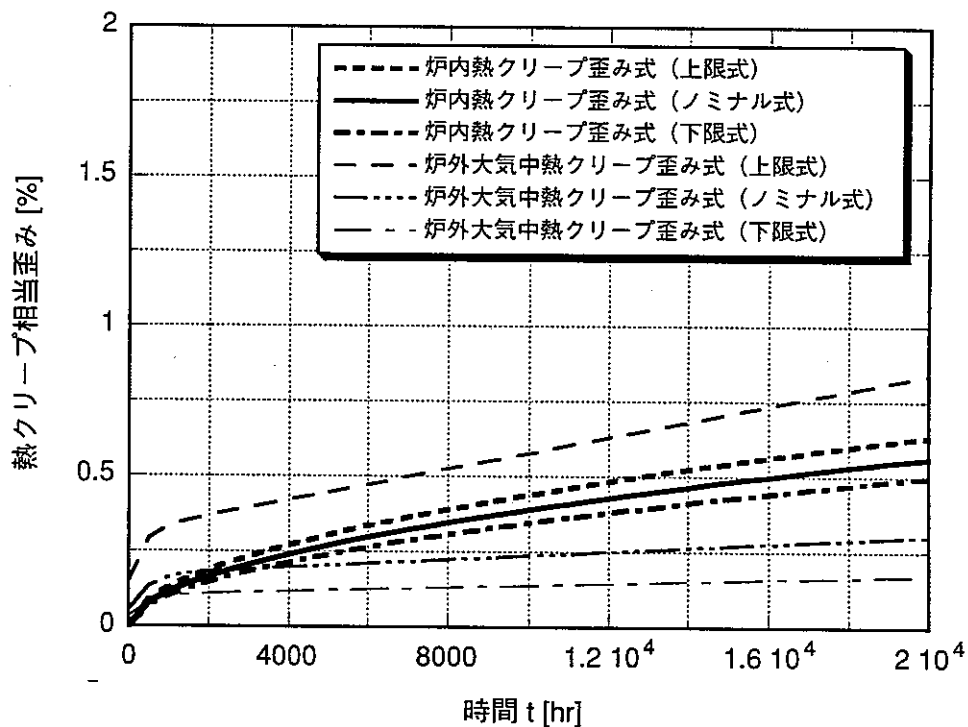


図 38.2 炉内熱クリープ歪み式と炉外大気中熱クリープ歪み式 (605 °C, 100MPaの場合)

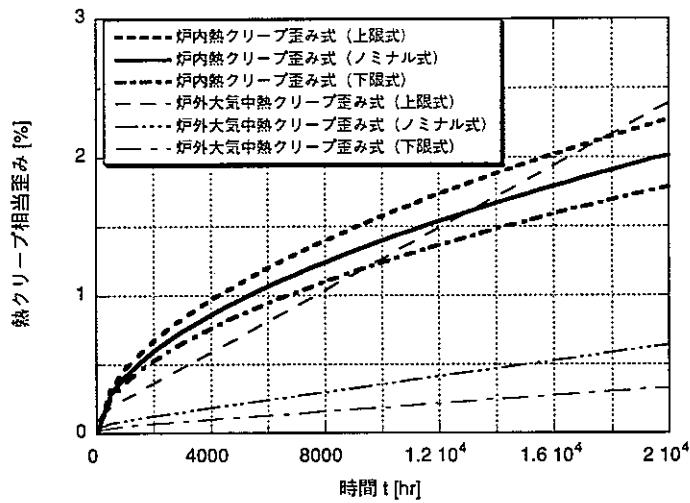


図 38.3 炉内熱クリープ歪み式と炉外大気中熱クリープ歪み式 (670 °C, 50MPaの場合)

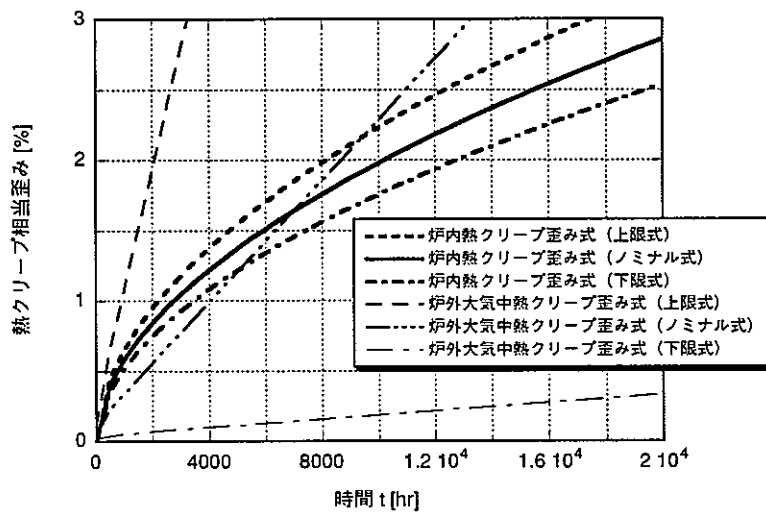


図 38.4 炉内熱クリープ歪み式と炉外大気中熱クリープ歪み式 (670 °C, 70MPaの場合)

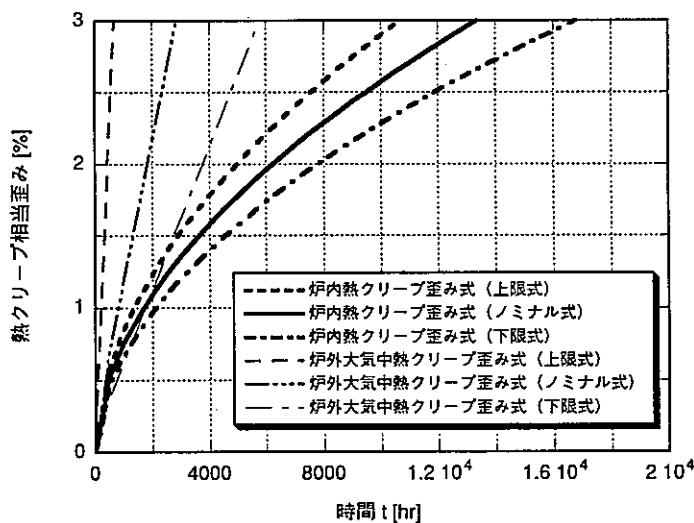


図 38.5 炉内熱クリープ歪み式と炉外大気中熱クリープ歪み式 (670 °C, 90MPaの場合)

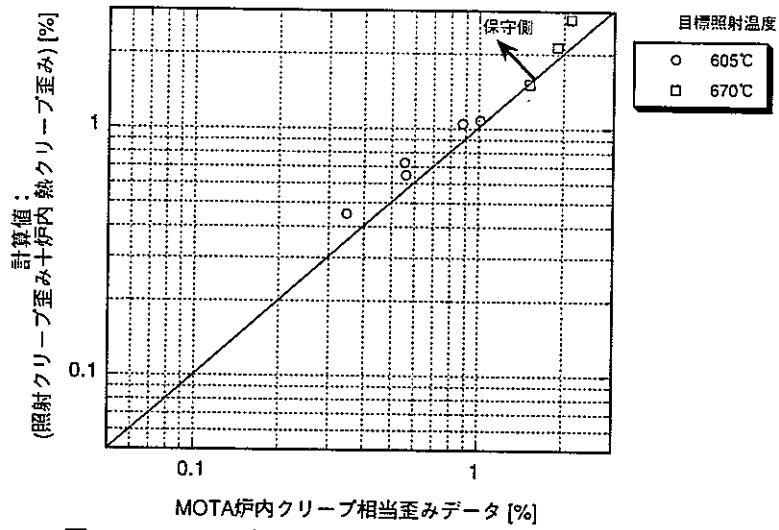


図 39.1 MOTAデータに対して
炉内熱クリープ歪み式[検討式]を用いた場合の
保守性の検証（上限式の場合）

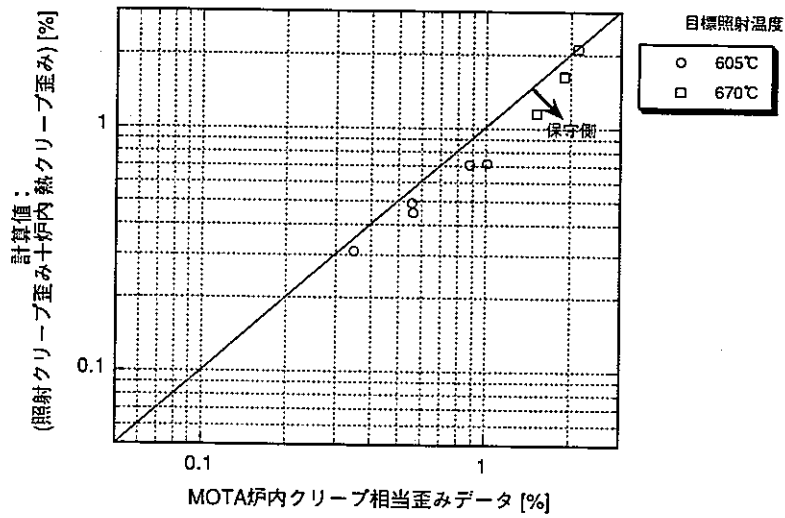


図 39.2 MOTAデータに対して
炉内熱クリープ歪み式[検討式]を用いた場合の
保守性の検証（下限式の場合）

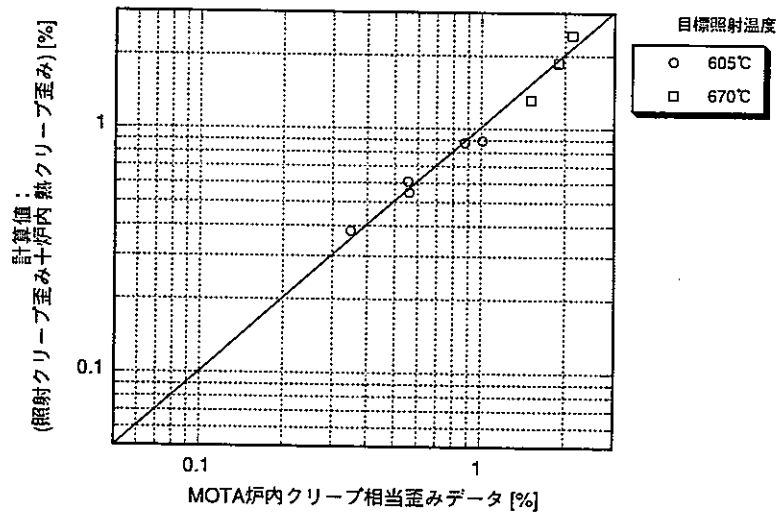


図 39.3 MOTAデータに対して
炉内熱クリープ歪み式[検討式]を用いた場合の
保守性の検証（参考図：ノミナル式の場合）