

高強度フェライト/マルテンサイト鋼 (PNC/FMS) の
クリープ強度特性の評価
(研究報告書)

1999年4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-ken, 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
クリープ強度特性の評価
（研究報告書）

上平 明弘* 水野 朋保**
鶴飼 重治* 吉田 英一***

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る。1992年に策定された材料強度基準（暫定案）のクリープ強度補正係数は、Na中への脱炭による短時間強度の低下をそのまま適用したものであった。

本報告では、PNC-FMS鋼のクリープ強度特性について、最新データを従来データに加えて評価し、次の事項を明らかにした。

- a. 内圧の有無による脱炭挙動の違いは明確には見られない。
- b. 炉外Na中の強度低下については、同一脱炭量の場合クリープ強度の低下の方が短時間強度に比べて大きい傾向が見られる。
- c. 炉外Na中では高温・長時間ほどクリープ強度が低下したが、炉内Na中(MOTA)ではいずれの温度・時間でもクリープ強度はほとんど低下しなかった。

また大気中クリープ強度に対する炉外Na中または炉内Na中クリープ強度の比を求め、そのクリープ強度比を直接適用したクリープ強度補正係数と従来用いられている短時間強度特性適用ベースのクリープ強度補正係数について、設計評価への適用性を評価・検討し、両者の特徴を明らかにした。

*) 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

***) 大洗工学センター ナトリウム・安全工学試験部 機器・構造安全工学Gr

Evaluation of Creep Rupture Property of High Strength Ferritic/Martensitic Steel (PNC-FMS)

Akihiro UEHIRA*

Tomoyasu MIZUNO**

Shigeharu UKAI*

Eiichi YOSHIDA***

Abstract

High Strength Ferritic/Martensitic Steel (PNC-FMS : 11Cr-0.5Mo-2W,Nb,V), developed by JNC, is one of the candidate materials for the long-life core of large-scale fast breeder reactor. The material design base standard (tentative) of PNC-FMS was established and the creep rupture strength reduction factor in the standard was determined in 1992. This factor was based on only evaluation of decarburization effect on tensile strength after sodium exposure.

In this study, creep rupture properties of PNC-FMS under out of pile sodium exposure and in pile were evaluated, using recent test results as well as previous ones. The evaluation results are summarized as follows :

- a. Decarburization rate constant of pressurized tubes under sodium exposure is identical with stress free specimens.
- b. In case of the same decarburization content under out of pile sodium exposure, creep strength tends to decrease more significantly than tensile strength.
- c. Creep strength under out of pile sodium exposure showed significant decrease in high temperature and long exposure time, but in pile (MOTA) creep strength showed little decrease.

A new creep rupture strength reduction factor, which is the ratio of creep rupture strength under sodium exposure or in pile to in air, was made by correlating the creep rupture strength. This new method directly using the ratio of creep rupture strength was evaluated and discussed from the viewpoint of design applicability, compared with the conventional method based on decarburization effect on tensile strength.

*) 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

***) Structure Safety Engineering Group, Sodium and Safety Engineering Division, O-arai Engineering Center

目 次

1.	はじめに	1
2.	現基準式の妥当性の検討	
2.1	炉外Na中データに対する保守性の検証	2
2.2	炉外Na中クリープ試験材の脱炭の評価	4
2.3	脱炭によるクリープ強度の低下と短時間強度の低下の比較	4
2.4	熱時効によるクリープ強度の低下と短時間強度の低下の比較	5
3.	炉外Na中および炉内でのクリープ強度特性の評価	
3.1	Na中および炉内ノミナル強度式の作成	7
3.2	Na中での強度低下の評価	8
3.3	炉内での強度低下の評価	9
4.	クリープ強度比「 γ 」の補正係数としての適用性の検討	12
5.	おわりに	15
6.	謝辞	16
	参考文献	17
	Appendix.A 温度が変化する場合のクリープ強度低下の取り扱い [増分法]	43

Appendix.B クリープ中の温度が一定である場合にクリープ強度の時間依存性を
考慮した $t_R - S_R^*$ 曲線の作成方法 [増分法]

.....

45

表 目 次

表 1	PNC-FMS鋼開発材の化学成分 [wt.%]	18
表 2	PNC-FMS鋼開発材の最終熱処理条件	18
表 3	クリープ強度比「 γ 」に基づくPNC-FMS鋼のクリープ強度補正係数	19
表 4	クリープ強度補正係数の候補の特徴	20

目 次

図 1 現基準式の強度低下特性（短時間強度式をそのまま適用）	21
図 2 現基準式を用いて評価した S_R^* [増分法により時間依存性を考慮]の Na中データに対する保守性の検証	21
図 3 炉外大気中データとノミナル式	22
図 4 大気中データにおける時間係数と信頼限界	22
図 5 炉外Na中における内圧クリープ試験材と引張試験材の脱炭速度定数	23
図 6 脱炭によるクリープ強度および短時間強度の低下	23
図 7 95%信頼上限式により炭素量を推定したクリープ強度データと 短時間強度低下との比較	24
図 8 熱時効による短時間強度（引張強さ）の低下	25
図 9 LMPの定数 $C=20$ とした場合の大気中クリープ強度ノミナル式	25
図 10 熱時効によるクリープ強度の低下と短時間強度の低下	26
図 11.1 炉外Na中データとノミナル式	27
図 11.2 炉外Na中データと炉外Na中ノミナル式の比較	27
図 12.1 炉内データとノミナル式	28
図 12.2 炉内データと炉内ノミナル式の比較	28
図 13 炉外大気中データと炉外大気中ノミナル式の比較	29
図 14.1 大気中データの時間係数	30
図 14.2 Na中データの時間係数	30
図 14.3 炉内データの時間係数	30
図 15.1 炉外大気中ノミナル式における低応力側の外挿	31
図 15.2 炉外Na中ノミナル式における低応力側の外挿	31

図 15.3	炉内ノミナル式における低応力側の外挿	31
図 16.1	Na中および炉内での強度比 (600℃)	32
図 16.2	Na中および炉内での強度比 (650℃)	32
図 16.3	Na中および炉内での強度比 (700℃)	32
図 17	炉外Na中データと大気中ノミナル強度	33
図 18.1	61FS鋼の大気中データのノミナル式	34
図 18.2	61FSF鋼の大気中データのノミナル式	34
図 19	61FS鋼と61FSF鋼の大気中ノミナル強度の比較	34
図 20	62FK(750℃)データを除いて作成した炉内ノミナル式	35
図 21.1	62FK(750℃)データを除いて作成した炉内ノミナル式の強度比 (600℃)	36
図 21.2	62FK(750℃)データを除いて作成した炉内ノミナル式の強度比 (650℃)	36
図 21.3	62FK(750℃)データを除いて作成した炉内ノミナル式の強度比 (700℃)	36
図 22	炉内データと大気中ノミナル強度	37
図 23.1	CMIR材の強度低下における脱炭の寄与の検討 (引張強さ)	38
図 23.2	CMIR材の強度低下における脱炭の寄与の検討 (0.2%耐力)	38
図 24.1	γ_{Na} のNa中データに対する保守性の検証	39
図 24.2	γ_{Na} の炉内データに対する保守性の検証	39
図 25.1	γ_{irr} のNa中データに対する保守性の検証	40
図 25.2	γ_{irr} の炉内データに対する保守性の検証	40
図 26.1	$\gamma' = \min(\gamma_{Na}, \gamma_{irr})$ のNa中データに対する保守性の検証	41
図 26.2	$\gamma' = \min(\gamma_{Na}, \gamma_{irr})$ の炉内データに対する保守性の検証	41

図 27	ラッパ管のクリープ破断データと被覆管のクリープ破断強さとの比較	42
図 A.1	温度が T_1 から T_2 に変化した場合の時刻 t_i での 補正係数変化速度 df_{DC}/dt の評価方法	44
図 B.1	ある温度での $t_R - S_R^*$ 曲線	47
図 B.2	ある時刻での補正係数 f_{DC} を考慮した $t_R - S_R'$ 曲線	47
図 B.3	短時間強度ベースの補正係数 f_{DC}	47

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および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、その中でクリープ強度補正係数も策定されており（以降、「現基準式」と呼ぶ）、現在に至っている。

現基準式は、Na中への脱炭による短時間強度の低下を考慮して作成された短時間強度補正係数をそのまま適用したものであり、次のような検討課題が考えられる。

- a. 短時間強度の低下をそのままクリープ強度の低下に適用することの妥当性
- b. 強度低下要因として脱炭効果のみを考慮すれば十分であるのかどうか

また、クリープ破断データとして従来の炉外大気中、炉外Na中および炉内データの内、新たに低応力長時間側の炉外Na中内圧クリープ破断データおよび炉外Na中クリープ試験材の炭素量データが取得されている。

本報告では、新規取得データを従来データに加えて、PNC-FMS鋼のクリープ強度特性について上記検討課題を含めて評価・検討した。

なお今年度、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鋼のクリープ強度補正係数についても議論され、本報告は、その結果をまとめたものである。

2. 現基準式の妥当性の検討

現基準式は、強度低下の要因としてNa中への脱炭効果のみを考慮したものであり、次式で表される。

$$f_{DC} = \text{Max} [1 - 5.5944 \times 10^4 K \sqrt{t} / h_{eq}, 0.34] \quad \dots \dots (1)$$

$$K = 162.2 \exp[-2.0453 \times 10^4 / (T + 273.15)] \quad \dots \dots (2)$$

f_{DC} : 強度低下率 [-]

K : 脱炭速度定数 [$\text{g} \cdot \text{cm}^{-2} \cdot \text{s}^{-1/2}$]

t : Na浸漬時間 [hr]

h_{eq} : 等価厚さ [mm]

T : Na浸漬温度 [$^{\circ}\text{C}$]

ここで、脱炭速度定数^{3, 4)}は、単位面積・単位時間当たりの脱炭量を表す定数であり、現基準式ではデータの95%信頼幅の保守性をもつように策定されている。図1に示すように、550 $^{\circ}\text{C}$ では長時間側でも強度低下は小さいが、それ以上の温度では高温・長時間になるほど強度低下は顕著となっている。部材の炭素量は脱炭により減少するものの0.01%以下にはならないといった考えから、強度低下率の下限値を(炭素量)=0.01%のときの値「0.34」と設定しており、図1において650 $^{\circ}\text{C}$ では20000hrで、700 $^{\circ}\text{C}$ では2000hrで下限値となっている。また脱炭が強度低下に及ぼす影響は薄肉材ほど顕著であり、式(1)のように、脱炭による強度低下の部材厚さ依存性を反映したものとなっている。

2.1 炉外Na中データに対する保守性の検証

現基準式は短時間強度の強度低下特性をそのまま適用したものであり、Na中へ脱炭する前の短時間強度と脱炭した後の短時間強度の比を強度低下分としている。すなわち、現基準式「 f_{DC} 」と設計クリープ破断応力強さ「 S_R 」の積「 $S_R^* = S_R \times f_{DC}$ 」での評価は、クリープ中の時間の経過に関わらずクリープ強度低下特性は一定(線形性)としていることになる。しかし、実際には、クリープ中の時間の経過に伴い、

Na中への脱炭が進行するため、クリープ強度低下特性は変化する（非線形性）と考えられる。設計でのクリープ強度の評価においては、温度が変化する場合についても考慮する必要があることから、計算ステップ毎に現基準式から強度低下分を評価し、その強度低下分を積算する手法を用いており、クリープ強度特性の時間依存性（非線形性）を考慮したものとなっている。以降、このようにしてクリープ強度の時間依存性を考慮した評価方法を「増分法」と呼ぶこととする。設計評価で用いられている考え方を「Appendix. A」に示す。本報告では、現基準式に対して時間依存性を考慮して評価した場合の炉外Na中クリープ破断データに対する保守性を次のように検証した。

炉外Na中クリープ破断データはクリープ中の温度が常に一定である試験条件で取得されていることから、ここでは温度変化がない場合について、クリープ強度の時間依存性を考慮して破断時間「 t_r 」と設計クリープ破断応力強さ「 S_R 」に補正係数を考慮した「 S_R^* 」との関係である「 $t_r-S_R^*$ 」曲線を作成し、Na中データと比較した。その結果を図2に示す。650℃の1点がわずかに非保守側となっているが、それ以外のデータは全て保守側となっている。

なお、クリープ中の温度が常に一定である場合にクリープ強度の時間依存性を考慮した「 $t_r-S_R^*$ 」曲線の作成方法を「Appendix. B」に、炉外Na中クリープ破断試験および後述の炉外大気中、炉内クリープ破断試験における供試材の成分および最終熱処理条件を表1, 2に示す。

また「2.3」で示すように、Na中クリープデータの脱炭による強度低下の割合は短時間強度評価式における強度低下割合に比べて大きいことから、Na中への脱炭によるクリープ強度の低下は短時間強度より大きい可能性があると考えられる。現基準式のように脱炭による短時間強度の低下特性をクリープ強度の評価に用いることの妥当性を検証するために、今後、炭素量をパラメータとした鋼種のクリープ強度データを取得した上で、脱炭とクリープ強度低下の関係を評価し、短時間強度の低下特性と比較することが重要である。

図2において、Na中600℃データは長時間側でも強度がほとんど変わらず、全てのデータに対して S_R は保守側となっている。ここで、 S_R は材料強度基準において次のよ

うにして作成されている。図3のように炉外大気中データをLMP(Larson Miller Parameter)⁵⁾で整理して最小自乗法によりノミナル式を求めた後、図4のように実測破断時間とノミナル式から予測した破断時間との比をプロットした結果、時間係数「3」を考慮すればほとんどのデータは包絡できるため、ノミナル式に時間係数「3」を考慮したものを S_R としている。図4から明らかなように時間係数「3」はほぼ95%信頼限界に相当するものとなっており、この S_R のもつ保守性により図2においてNa中600℃データに対して S_R は保守側となっている。なお、図4において時間係数「3」では包絡できないデータが2点存在するが、これらは高応力データ(223, 314 MPa)であり、実質的には設計上問題とならないため、許容できると考えられている。

2.2 炉外Na中クリープ試験材の脱炭の評価

現基準式は引張試験材に対する脱炭挙動の評価結果に基づいて作成されたものであり、ここでは内圧クリープ試験材の脱炭挙動について以下のように評価した。炉外Na中内圧クリープ試験材の炭素量測定データから算出した脱炭速度定数と現基準式の策定に用いられた引張試験材(内圧を加えていない被覆管)の脱炭速度定数との比較を図5に示す。内圧クリープ試験材の脱炭速度定数は、内圧を加えていない被覆管である引張試験材のデータ範囲に含まれており、内圧の有無による脱炭速度定数の違いは明確には見られない。

また、図5において現基準式の脱炭評価式(95%信頼上限式)は内圧クリープ試験材のデータに対して十分な保守性を有している。なお、内圧を加えていない被覆管のデータの内、Gr.Bのデータ集団は信頼性が不明確なデータである。内圧クリープ試験材データは、Gr.Aに対しては小さい傾向があり、逆にGr.Bに対しては大きい傾向が見られる。脱炭に対する内圧の影響を詳細に評価するためには、Gr.Bデータの信頼性を明確にすることが重要である。

2.3 脱炭によるクリープ強度の低下と短時間強度の低下の比較

炭素量と強度低下の関係について、クリープ強度と短時間強度とを比較した結果を図6に示す。Na中クリープデータについては、Na浸漬後の引張試験材の炭素量測定データから作成した脱炭評価式(ノミナル式)を用いてクリープ試験材の炭素量を算出し、また強度比としてNa中クリープ強度データと大気中ノミナルクリープ強

度の比を求めた。短時間強度については、Na中クリープ試験材の初期炭素量が0.087%であることを考慮して、現基準式における炭素量と強度低下の関係式(0.1%C材強度レファレンス)を、強度レファレンス材の初期炭素量が0.087%である場合に換算した。Na中クリープデータの脱炭に対する強度低下の割合は短時間強度に比べて大きく、Na中への脱炭によるクリープ強度の低下は短時間強度より大きい可能性があると考えられる。

PNC-FMS鋼のクリープ強度の向上には、微細炭化物として析出する析出強化型元素であるV, Nbおよび、格子中にひずみ場を導入する置換型固溶強化型元素であるMo, Wが寄与している。これらの添加元素の挙動がNa中でのクリープ試験材と引張試験材で異なっている可能性が考えられ、図6はクリープ強度の低下を炭素量の減少のみで整理できない可能性を示唆している。今後クリープ試験材と引張試験材について添加元素の挙動を観察・評価することが重要であると考えられる。

図6のように、現基準式における炭素量と強度低下の関係式は、クリープデータに対して非保守側となっている。しかし、現基準式において炭素量の評価で用いる脱炭速度定数としては95%上限式を用いており、クリープデータの炭素量を95%上限式により評価した場合、図7のように炭素量と強度低下の関係式は、クリープデータに対して保守側となる。このため、図2のように現基準式を用いた評価はほとんどのNa中データに対して保守側となっている。すなわち、現基準式においては脱炭速度定数のもつ保守性により炭素量と強度低下の関係における保守性を吸収できており、現基準式を補正係数として用いることも1つの方法として考えられる。

2.4 熱時効によるクリープ強度の低下と短時間強度の低下の比較

参考として、熱時効によるクリープ強度と短時間強度の強度低下について検討した結果を以下に示す。熱時効による短時間強度の低下については、

$$\text{強度比} = \text{熱時効材強度} / \text{製造時強度} \quad \dots \dots (3)$$

をLMPで整理すると図8のようになり、 $LMP \geq 20.440$ で強度比が1以下となっている。

また大気中クリープ強度については、LMPの定数「C」を短時間強度の場合と同じ $C=20$ としてノミナル式を作成すると図9のようになる。短時間強度の強度比と比較することを考慮して、次のような強度比を求めることにより、熱時効によるクリープ強度の低下を評価した。

$$\text{強度比} = (\text{大気中ノミナル強度}) / (\text{LMP} = 20.440 \text{での大気中ノミナル強度}) \cdots (4)$$

熱時効によるクリープ強度と短時間強度の低下を比較した結果が図10であり、熱時効による強度低下はクリープ強度の方が非常に大きくなっている。

熱時効による強度低下の要因としては、鋼中の微細な炭化物などの析出物の凝集・粗大化が考えられる。強度向上に対する微細析出物の寄与は、短時間強度の場合に比べ、クリープ強度の場合の方が大きいため、熱時効による強度低下もクリープ強度の方が大きくなっていると考えられる。また熱時効後の短時間強度試験材と大気中クリープ強度試験材では熱時効による析出物の挙動が異なっている可能性も考えられ、今後それらの試験材について析出物の挙動を観察・評価することが重要であるとされる。

3. 炉外Na中および炉内でのクリープ強度特性の評価

3.1 Na中および炉内ノミナル強度式の作成

炉外Na中クリープ破断データをLMPで整理して最小自乗法によりノミナル強度式を求めた結果を図 11.1 に、データとノミナル式の比較を図 11.2 に示す。データの温度条件は 2 条件であり、データ数が非常に少なく、ノミナル式はデータと良く一致している。

FFTF/MOTAでの炉内クリープ破断データをLMPで整理して最小自乗法によりノミナル強度式を求めた結果を図 12.1 に、データとノミナル式の比較を図 12.2 に示す。図 12.1 の低応力側(20~40MPa)において、61FSFデータの強度低下の傾きは62FKデータより大きくなっている。61FSFと62FKの鋼種間の違いについては、製造時炭素量が(61FSF : 0.12%)、(62FK : 0.18%)と61FSFの方が少なく、また焼き戻し温度も(61FSF : 750℃)、(62FK : 800℃)と61FSFの方が低くなっている。クリープ強度の向上には粒内に析出している微細炭化物が有効であり、微細炭化物は焼き戻し温度が高い方が粒内に多く析出するため、炭素量が少なく、かつ焼き戻し温度が低い61FSFのクリープ強度の低下が62FKに比べて大きくなっていると考えられる。

炉外大気中ノミナル強度式は図 3 に示したように炉外大気中データをLMPで整理して最小自乗法により求めたものであり、データとノミナル式の比較を図 13 に示す。

これらのノミナル強度式におけるLMPの材料定数Cについては、次のように大気中・Na中・炉内ともほとんど同じである。

炉外大気中 : C=35.32

炉外Na中 : C=33.84

炉内材料照射 : C=34.20

これらの値は、オーステナイト系ステンレス鋼であるPNC-316鋼⁶⁾の場合のC=13~18に比べて、大きなものである。高温でのクリープ強度の挙動は、鋼中に微細に分散している添加元素および析出している炭化物などの拡散に関係しており、またLMPの材料定数Cは拡散に対応している。結晶構造が面心立方晶(fcc)であるオーステナイト鋼に比べて、体心立方晶(bcc)のフェライト鋼では拡散しやすいため、

PNC-FMS鋼の材料定数Cの値がPNC-316鋼に比べて大きくなっていると考えられる。

大気中・Na中・炉内データについて時間係数を評価すると、図 14.1～14.3 のようになる。データの数が多いほど、データのばらつきが大きくなっているため、データ数が最も多い大気中データの時間係数が最も大きくなっている。

ノミナル強度式の低応力・長時間側の外挿を次のように行った。材料強度基準において大気中ノミナル強度式については、データの最小応力での接線を求めることにより外挿を行っている。そこで、Na中および炉内についても同様に低応力・長時間側の外挿を行った。その結果を図 15.1～15.3 に示す。以降の評価では、これらの外挿式をノミナル強度式として評価を行っている。

以上のようにして作成したノミナル強度式より、Na中および炉内の強度比を次式のように算出し、Na中および炉内でのクリープ強度の低下を評価した結果を次の「3.2」、「3.3」で述べる。

$$\text{Na中の強度比：} \gamma_{\text{Na}} = (\text{Na中ノミナル強度}) / (\text{大気中ノミナル強度}) \cdots (5)$$

$$\text{炉内の強度比：} \gamma_{\text{irr}} = (\text{炉内ノミナル強度}) / (\text{大気中ノミナル強度}) \cdots (6)$$

3.2 Na中での強度低下の評価

Na中600℃では、図 16.1 に示すように長時間側でも強度比が1以上となっており、20000hrまでの範囲では強度低下は生じていない。強度比が1以上となっているのは、以下で述べるように、Na中ノミナル強度式の作成に用いたデータの鋼種と大気中ノミナル強度式の作成に用いたデータの鋼種との違いによるものと考えられる。Na中データの鋼種は61FSのみであるのに対し、大気中ノミナル強度式は図 3 のように61FS,61FSF,1FKの3鋼種のデータに基づき最小自乗法により求めたものであり、図 17 のように600℃ではNa中データの強度は大気中ノミナル強度より若干大きいものとなっている。大気中データの中でとくに61FS,61FSFの2鋼種のデータ数が多いため、大気中ノミナル強度式はこれら2鋼種のデータに大きく依存している。そこで、61FS,61FSFの大気中データそれぞれについてノミナル式を求めると図 18.1, 18.2 のようになる。ノミナル式を比較した図 19 から明らかなように61FSのノミナルクリープ強度は61FSFに比べて若干高い傾向が見られる。これは、クリープ強度の向上に寄

与している固溶強化型元素であるMo量は(61FS : 0.45%)、(61FSF : 0.09%)と61FSの方が多く、焼き戻し温度についても(61FS : 780°C)、(61FSF : 750°C)と61FSの方が高いためであると考えられる。以上のように、Na中への脱炭による強度低下が生じていない600°Cでは、ノミナル強度式作成に用いたデータの鋼種の違いによってNa中ノミナル強度の方が大気中ノミナル強度より大きく、強度比が1以上になっていると考えられる。

一方、Na中650°Cでは図 16.2 に示すように強度低下が生じており、短時間強度式の強度低下曲線に近いものとなっている。なお短時間強度式については脱炭効果の部材厚さ依存性を反映したものとなっているため、ここではクリープ破断試験材の肉厚と同じ部材厚さを用いて短時間強度の低下を評価している。

またNa中700°Cでは、図 16.3 のように、短時間側から強度低下が顕著に生じており、短時間強度式の強度低下より急激に強度が低下するものとなっている。Na中ノミナル式については、(700°C,100hr)ではLMP=34.9、(700°C,1000hr)ではLMP=35.9であり、図 15.2 から明らかのようにこれらは外挿範囲であり、一方大気中ノミナル式については、(700°C,100hr)ではLMP=36.3、(700°C,1000hr)ではLMP=37.3であり、図 15.1 から明らかのようにこれらはデータの存在範囲である。Na中ノミナル強度については外挿範囲であることから強度低下を過大に評価している可能性があり、今後低応力長時間側でのNa中クリープ破断データを取得することが重要である。

3.3 炉内での強度低下の評価

600,650°Cでは、図 16.1,16.2 のように、炉内での強度比は1に近い値であり、長時間側でもほとんど値は変わっておらず、強度低下は生じていない。図 16.3 の700°Cでは強度比は1に近い値から長時間側になると1以上の値に増加している。強度比が1以上の値になっている炉内ノミナル強度式の範囲については、例えば、(700°C、10000hr)の炉内ノミナル強度式のLMPの値は37.2であり、図 15.3 から明らかのようにこのLMPの値はデータの範囲内であり、外挿の範囲ではない。しかし、大気中ノミナル強度式については(700°C、10000hr)ではLMP=38.3であり、図 15.1 からこのLMPの値は外挿の範囲である。よって、外挿により大気中ノミナル強度を過小評価したため強度比が1以上の値になっている可能性があり、今後低応力長時間側の大気中

クリープ破断データを取得することが重要である。

炉内の低応力側の強度データについて、「3.1」で述べたように、図 12.1 のように 61FSFと62FKでは強度低下の挙動が異なっている。図 16.1～16.3 の炉内の強度比の算出に用いた炉内ノミナル強度式の低応力側の挙動は、図 15.3 のように62FK(750℃)データに依存すると考えられる。そこで、62FK(750℃)データを除いて炉内ノミナル強度式を図 20 のように作成し、その炉内ノミナル強度式(外挿式)を用いて炉内の強度比を求めた結果を図 21.1～21.3 に示す。図 21.1, 21.2 の600, 650℃の炉内強度比は62FKデータを用いた場合とほとんど同じであるが、とくに700℃の図 21.3 においては、炉内強度比は長時間側で減少し、1 以下となっている。700℃での炉内強度は長時間側では低下しているが、短時間強度式やNa中ほど強度は低下していない。

また、炉内データと大気中ノミナル強度を比較した図 22 で、605℃炉内データの強度は大気中ノミナル強度より若干小さく、強度低下が見られるが、他の温度の炉内データの強度は大気中ノミナル強度とほとんど同じであり、強度低下が見られない。「3.2」で述べたようにNa中650℃では強度が低下しているにも関わらず、炉内データは670,750℃の高温側でも強度低下が見られないため、MOTA材料照射試験ではNa中への脱炭による強度低下の挙動が十分に模擬できていない可能性がある。今後、MOTA内圧クリープ試験材の炭素量を測定し、脱炭量の評価を行い、脱炭挙動が模擬されているかどうか確認する必要がある。

MOTA試験と同じ材料照射試験である常陽/CMIRで照射された引張試験材の短時間強度データについて、短時間強度に対する脱炭効果と熱時効効果の評価式を用いてCMIR材の脱炭および熱時効による強度低下を推定することにより、CMIRで脱炭が模擬できているかどうかを以下のように検討した。

CMIR照射材の引張試験データについて脱炭および熱時効による強度低下の寄与の程度を図 23.1, 23.2 のように評価した。すなわち、供試材である61FS, 61FSF鋼それぞれの製造時ノミナル強度に対して、脱炭による強度低下(ノミナル評価式)または熱時効による強度低下(ノミナル評価式)を考慮した強度を求め、CMIR材の強度と比較した。

図 23.1, 23.2 において、650℃では、脱炭効果と熱時効効果を重ね合わせて評価した強度よりCMIR材の強度の方が小さくなっており、CMIR材で脱炭が生じている可能性があると考えられる。

740℃の場合、図 23.1 の引張強さでは、脱炭効果を評価した強度はCMIR材の強度に近く、CMIR材で脱炭が生じている可能性がある。一方、図 23.2 の0.2%耐力では、脱炭効果を評価した強度に比べてCMIR材の強度の方が大きくなっている。

このようにCMIR材の一部のデータについては脱炭が生じている可能性があることから、CMIRで脱炭が模擬できている可能性があると考えられる。

以上のように、現段階ではMOTA試験で脱炭が模擬できているかどうかは明確ではないが、もしMOTA試験でNa中への脱炭による強度低下が模擬できていないとすれば、MOTAクリープ破断データにおいてNa中への脱炭の寄与はなく、かつ大気中ノミナルクリープ強度に対してほとんど強度が低下していないことより、照射によるクリープ強度の低下はほとんどないと考えられる。

一方、MOTA試験で脱炭による強度低下が十分に模擬できている場合、炉外Na中ではクリープ強度の低下が見られるのに対し、炉内ではクリープ強度の低下が見られないことから、照射効果のみに着目すると、照射によりクリープ強度が向上していることになる。これは、PNC-316鋼などの挙動とは異なるものである。今後、大気中・Na中・炉内の内圧封入管のTEM観察により、照射による添加元素や炭化物等の挙動を評価することが重要であると考えられる。

4. クリープ強度比「 γ 」の補正係数としての適用性の検討

現基準式は短時間強度評価式をそのまま適用したものであるが、「2.3」で示したように、炭素量と強度低下の関係について、クリープ強度の低下は短時間強度に比べて大きいため、現基準式における炭素量と強度低下の関係式は非保守側となっている。そこで、大気中クリープ強度に対するNa中または炉内クリープ強度の比「 γ 」をクリープ強度補正係数として適用することについて以下のように検討した。

Na中の強度比「 γ_{Na} 」（式(5)）のNa中、炉内データに対する保守性を検証した結果を図 24.1, 24.2 に示す。なお、「 γ_{Na} 」の値が1以上の場合、「 $\gamma_{Na}=1$ 」として計算している。図 24.2 において3点の炉内データが非保守側となっている。非保守側となっているのは550, 605℃の低温側のデータであり、これは図 16.1 のように600℃付近の低温側においては、炉内では若干強度が低下しているのに対し、Na中では強度の低下が生じておらず、「 $\gamma_{Na}=1$ 」として計算しているためである。

炉内の強度比「 γ_{irr} 」（式(6)）のNa中、炉内データに対する保守性を検証した結果を図 25.1, 25.2 に示す。なお、「 γ_{irr} 」の値が1以上の場合、「 $\gamma_{irr}=1$ 」として計算している。図 25.1 において3点のNa中データが非保守側となっている。非保守側となっているのは650℃のデータであり、これは図 16.2 のように650℃において、Na中の強度は大きく低下しているのに対し、炉内の強度はほとんど低下していないためである。また図 25.2 において高応力側の炉内データ1点が非保守側となっている。

「 γ_{Na} 」と「 γ_{irr} 」の小さい方の強度比「 $\gamma' = \min(\gamma_{Na}, \gamma_{irr})$ 」のNa中、炉内データに対する保守性を検証した結果を図 26.1, 26.2 に示す。図 26.2 の炉内データ1点を除き、全てのデータは保守側となっている。非保守側となっているデータは高応力側のデータであり、設計上は許容できると考えられる。

このように、「 $\gamma' = \min(\gamma_{Na}, \gamma_{irr})$ 」を用いた評価はほとんどのデータに対して保守側であり、「 γ' 」を補正係数として用いることも1つの方法として考えられる。

「 γ' 」をクリープ強度補正係数として整理したものを表3に示す。なお適用範囲に

については、Na中データの温度が600, 650℃であること、および図 15.2 のNa中ノミナル式において(650℃, 30000hr)ではLMP=35.4であり、外挿の程度は大きくないことを考慮して決定している。

以上のように、クリープ強度補正係数として、現基準式である短時間強度式「 f_{dc} 」およびクリープ強度比「 γ' 」が考えられ、それらの特徴を整理すると表4のようになる。短時間強度式およびクリープ強度比のいずれも、現状データに対しては、設計評価上の適切な保守性と裕度を確保しているが、それぞれ次のような課題を有している。短時間強度式「 f_{dc} 」については、脱炭による短時間強度の低下の関係がクリープデータに対して非保守側であること、および設計評価において用いられている増分法（クリープ強度の時間依存性すなわち非線形性を考慮）の考え方とクリープ寿命分数和（線形性を仮定）の考え方が不整合であるといった課題があり、これらは許認可を意図した設計評価において問題となる可能性がある。一方、クリープ強度比「 γ' 」については、脱炭効果における部材の肉厚依存性が考慮されていないため、設計において肉厚をパラメータとした評価を精度良く行うことが難しいこと、およびMOTAで脱炭が十分模擬できているかどうか不明確であることなどの課題がある。

このように上記2通りのクリープ強度補正係数は、現状データに対して設計評価上の適切な保守性と裕度を確保している一方、それぞれ固有の課題がある。設計評価用のクリープ強度補正係数の今後の取り扱いを設計評価側と材料評価側とで協議・検討した結果、設計において用いるクリープ強度補正係数としては、近日中の許認可を意図した設計評価と燃料の性能上限の可能性を追求する目的を含む設計研究とで設計側の選択が異なる場合があっても良いこととし、材料評価側としてはクリープ強度補正係数として上記2通りの方法を提示した上で、使用目的に応じて設計評価側が選択することとした。

なおPNC-FMS鋼は被覆管とラッパ管で最終熱処理条件が異なるため、これらのクリープ強度は異なり、強度低下の挙動も異なる可能性がある。本報告で、保守性を検証したデータは全て被覆管のデータであり、ラッパ管のデータに対する保守性は確認できていない。しかし、材料強度基準におけるラッパ管の設計クリープ破断応

力強さ「 S_R 」の策定では、図 27 のようにラップ管のクリーブ破断強度が被覆管より大きいことを確認した上で、ラップ管データの数が少ないため、保守側の評価として、被覆管の「 S_R 」をラップ管に適用している。このようにラップ管の「 S_R 」は被覆管より大きな保守性を有していることから、被覆管・ラップ管の強度低下の差異を吸収できる可能性がある。ラップ管の場合、設計上、クリーブ強度は大きな問題ではないが、今後、補正係数を考慮した設計クリーブ破断応力強さ「 S_{R*} 」のラップ管データに対する保守性を確認することが重要である。

5. おわりに

PNC-FMS鋼のクリープ強度特性について、新規に取得された炉外Na中クリープ破断データを従来データを含めて評価・検討した結果、下記の事項が明らかとなった。

- a. 内圧の有無によるNa中への脱炭挙動の違いは明確には見られない。
- b. 炉外Na中の強度低下については、同一脱炭量の場合、クリープ強度の低下の方が短時間強度に比べて大きい傾向がある。
- c. 炉外Na中では高温・長時間になるほどクリープ強度は低下したが、炉内Na中(MOTA)ではいずれの温度・時間でもクリープ強度はほとんど低下しなかった。

また従来用いられている短時間強度特性適用ベースのクリープ強度補正係数、およびクリープ強度比を直接適用したクリープ強度補正係数について、設計評価への適用性を評価・検討し、次のような特徴を明らかにした。

- a. 設計評価におけるクリープ強度補正係数としては、短時間強度ベース式およびクリープ強度比のいずれも、現状データに対して、設計評価上適切な保守性と裕度を確保している。
- b. 短時間強度ベース式で用いられている脱炭と強度低下の関係について、ノミナルの挙動としては短時間強度の低下に比べてクリープ強度の低下の方が大きく、非保守側となっている。ただし、設計評価では、脱炭量の評価において95%信頼幅の保守性を持たせているため、脱炭量評価のもつ保守性により脱炭と強度低下の関係の非保守性を吸収できている。また、短時間強度ベース式を設計評価に適用する際に用いられている増分法(クリープ強度の時間依存性すなわち非線形性を考慮)とクリープ寿命分数和(線形性を仮定)の考え方が不整合となっている。
- c. クリープ強度比については、脱炭効果における部材の肉厚依存性が考慮されていない。またMOTAで脱炭が十分模擬できているかどうか不明確である。

設計において用いるクリープ強度補正係数として、材料評価側としては上記2通りの方法を提示した上で、使用目的に応じて設計評価側が選択することとした。

6. 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. Krankota et al.：Decarburization on kinetics of low alloy ferritic steelin sodium, Metallurgical Transactions，vol.3，pp.2515-2523 (1972)
- 4) T. Ito et al.：Evaluation of carburization and decarburization behavior of Fe-9Cr-Mo ferritic steels in sodium enviroment, Journal of Nuclear Science andTechnology，vol.29，pp.367-377 (1992)
- 5) F. R.Larson et al.：A time-temperature relationship for rupture and creep stresses, Transactions of the ASME，vol.74，No.7，pp.765-775 (1952)
- 6) 立石 嘉徳 他：高速炉炉心材料用改良 SUS316 ステンレス鋼の開発，日本原子力学会誌，vol.30，No.11，pp.1005-1019 (1988)
- 7) 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)解説，PNC ZN9410 92-111 (1992)

表1 PNC-FMS鋼開発材の化学成分 [wt.%]

鋼種		C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	W	N	Nb	V
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
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
62FK		0.18*	<0.01	0.51	0.005	0.002	0.45	11.40	0.12*	2.77*	0.016*	0.060	0.16
1FK		0.11	0.02	0.49	0.003	0.003	0.01*	11.05	0.48	1.94	0.047	0.050	0.20
2WFK		0.14	0.05	0.49	0.002	0.004	0.50	11.20	0.45	2.07	0.060	0.060	0.23

(*) 上記鋼種は、PNC-FMS鋼の開発段階で製作されたものであり、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）

表2 PNC-FMS鋼開発材の最終熱処理条件

鋼種	最終熱処理条件	
	焼きならし	焼き戻し
被覆管材料仕様	1100℃×10min	780℃×1hr
ラッパ管材料仕様	1050℃×10min	700℃×1hr
61FS	1100℃×10min	780℃×1hr
61FSF	1060℃×10min	750℃×10hr
62FK	1100℃×8min	800℃×16min
1FK	1100℃×10min	780℃×1hr
2WFK	1050℃×40min	710℃×40min

表3 クリープ強度比「 γ 」に基づくPNC-FMS鋼のクリープ強度補正係数

・クリープ強度補正係数： $\gamma' = \min(\gamma_{Na}, \gamma_{irr})$

γ_{Na} ：Na中の強度比

$$\gamma_{Na} = (\text{Na中ノミナル強度}) / (\text{大気中ノミナル強度})$$

[ただし、 $\gamma_{Na} \leq 1$]

γ_{irr} ：炉内の強度比

$$\gamma_{irr} = (\text{炉内ノミナル強度}) / (\text{大気中ノミナル強度})$$

[ただし、 $\gamma_{irr} \leq 1$]

大気中ノミナル強度：

$$\text{LMP} = 59.581 - 37.147 (\log_{10} \sigma_H) + 22.719 (\log_{10} \sigma_H)^2 - 4.964 (\log_{10} \sigma_H)^3$$

(ただし、 $\sigma_H < 51.0$ [MPa]では、 $\text{LMP} = 42.768 - 2.9805 (\log_{10} \sigma_H)$)

$$\text{LMP} = (T + 273.15)(35.32 + \log_{10} t_R) \times 10^{-3}$$

Na中ノミナル強度：

$$\text{LMP} = 129.60 - 145.32 (\log_{10} \sigma_H) + 75.213 (\log_{10} \sigma_H)^2 - 13.176 (\log_{10} \sigma_H)^3$$

(ただし、 $\sigma_H < 72.6$ [MPa]では、 $\text{LMP} = 38.959 - 2.2756 (\log_{10} \sigma_H)$)

$$\text{LMP} = (T + 273.15)(33.84 + \log_{10} t_R) \times 10^{-3}$$

炉内ノミナル強度：

$$\text{LMP} = 66.861 - 48.884 (\log_{10} \sigma_H) + 28.172 (\log_{10} \sigma_H)^2 - 5.8114 (\log_{10} \sigma_H)^3$$

(ただし、 $\sigma_H < 20.0$ [MPa]では、 $\text{LMP} = 44.772 - 5.0897 (\log_{10} \sigma_H)$)

$$\text{LMP} = (T + 273.15)(34.20 + \log_{10} t_R) \times 10^{-3}$$

σ_H ：周応力 [MPa]

T：温度 [°C]

t_R ：破断時間 [hr]

・適用範囲

温度：400～650 [°C] 時間：～30000 [hr]

表4 クリープ強度補正係数の候補の特徴

	候補1	候補2
評価式	短時間強度式「 f_{bc} 」	クリープ強度比「 $\gamma' = \min(\gamma_{Na}, \gamma_{hr})$ 」
設計評価での適用方法	増分法 (クリープ強度の低下の非線形性を考慮)	γ' をそのまま S_R に適用 ($S_R^* = S_R \times \gamma'$)
データに対する保守性	ほとんどのNa中データに対して保守側 (図2)	ほとんどのNa中、炉内データに対して保守側 (図26.1, 26.2)
課題	<ul style="list-style-type: none"> 炭素量と強度低下の関係は非保守側 (図6) 設計評価におけるクリープ寿命分数和 (線形性を仮定)の考え方との不整合 	<ul style="list-style-type: none"> 脱炭効果における部材肉厚依存性が考慮されていない MOTAで脱炭が模擬できているか不明確

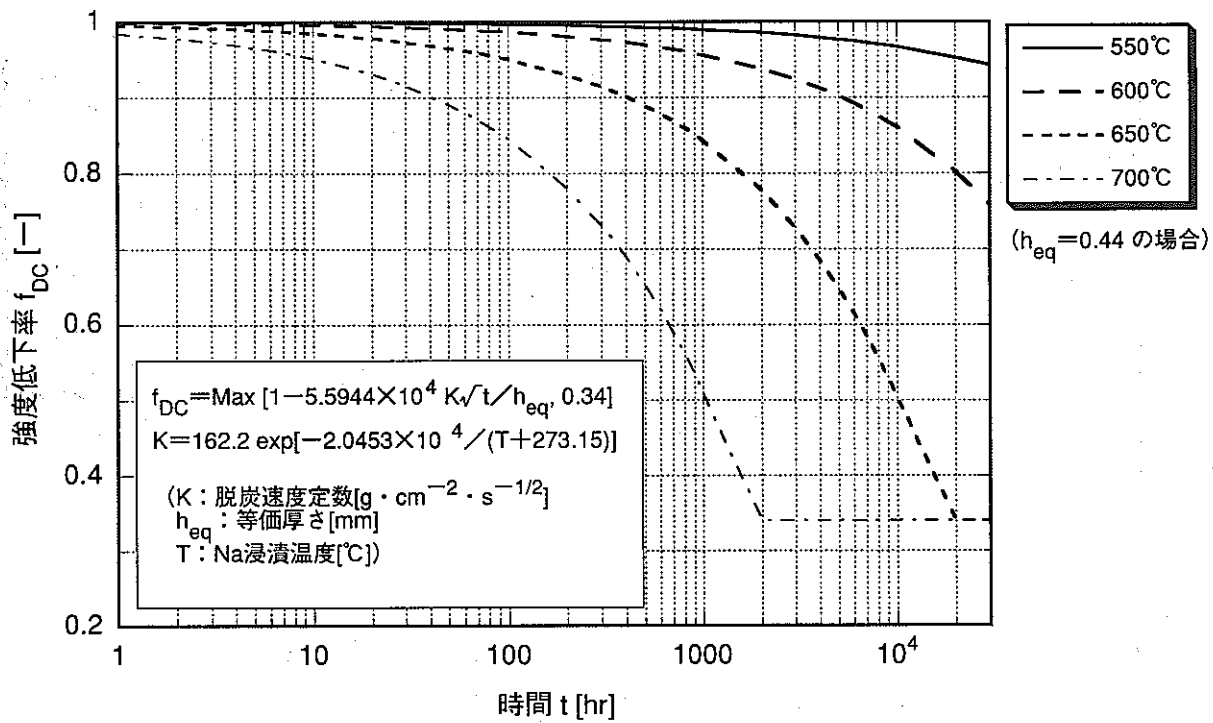


図1 現基準式の強度低下特性
(短時間強度式をそのまま適用)

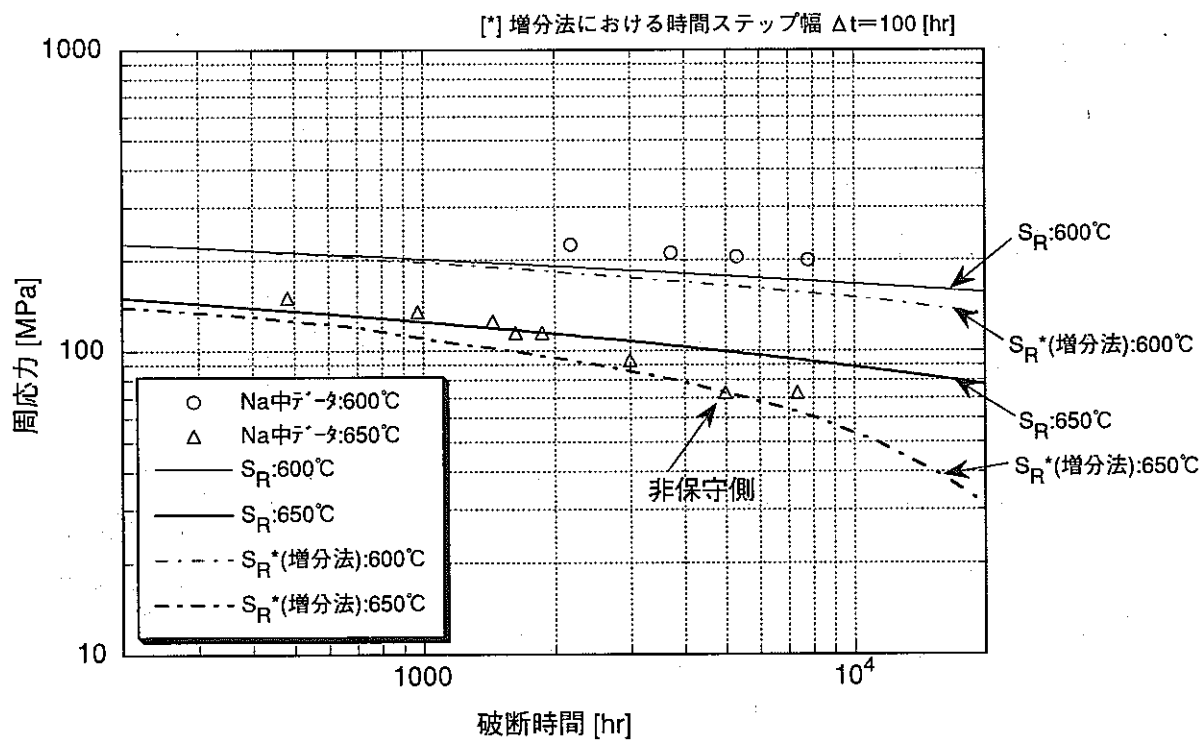


図2 現基準式を用いて評価した S_R^* [増分法により時間依存性を考慮] のNa中データに対する保守性の検証

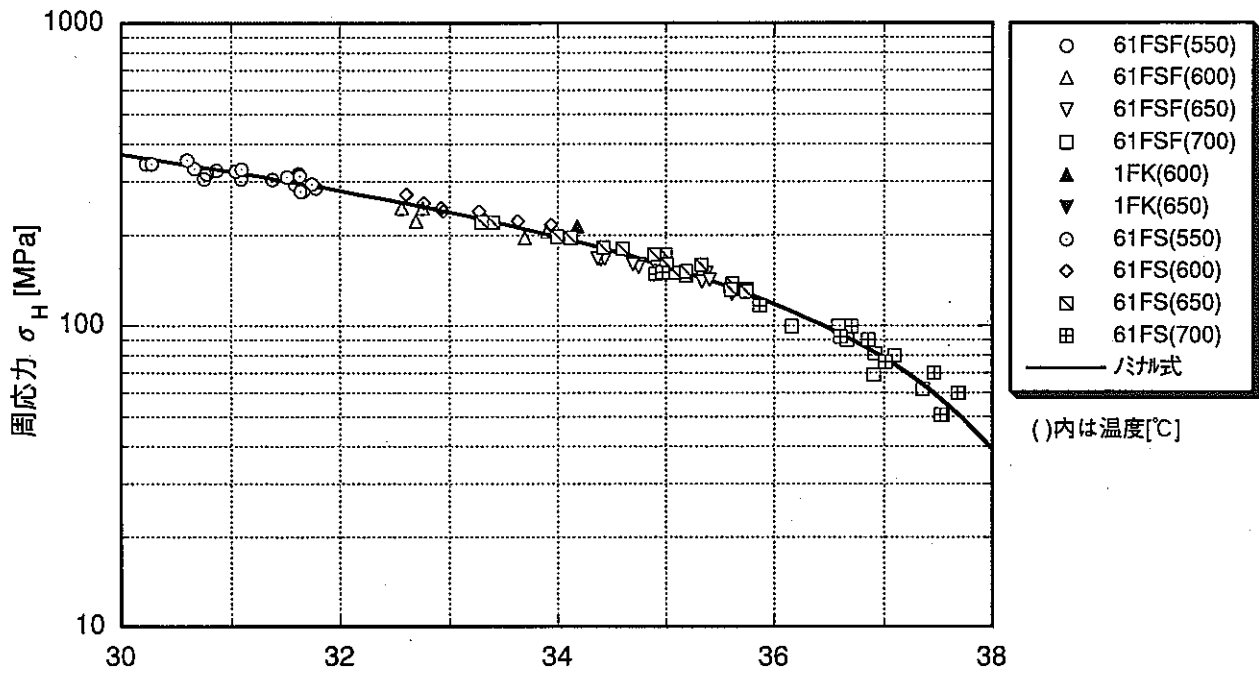


図3 炉外大気中データとノミナル式

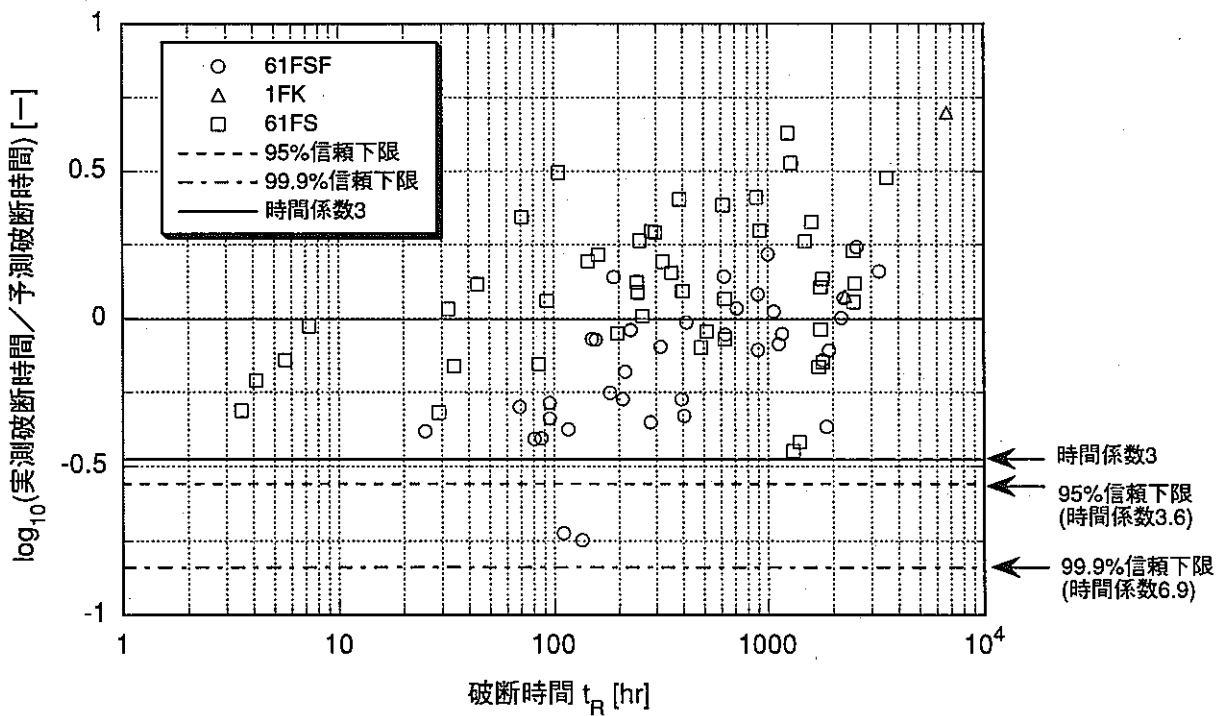


図4 大気中データにおける時間係数と信頼限界

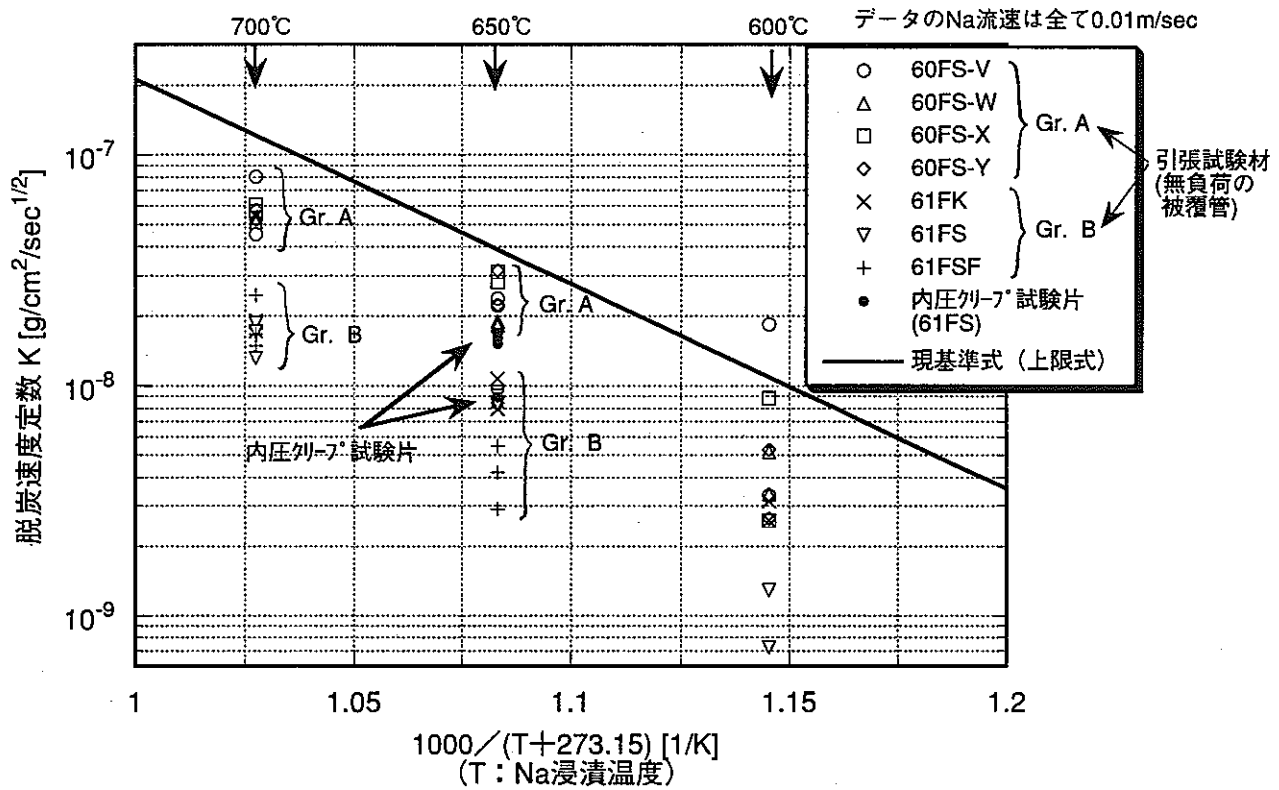


図5 炉外Na中における内圧クリープ試験材と引張試験材の脱炭速度定数

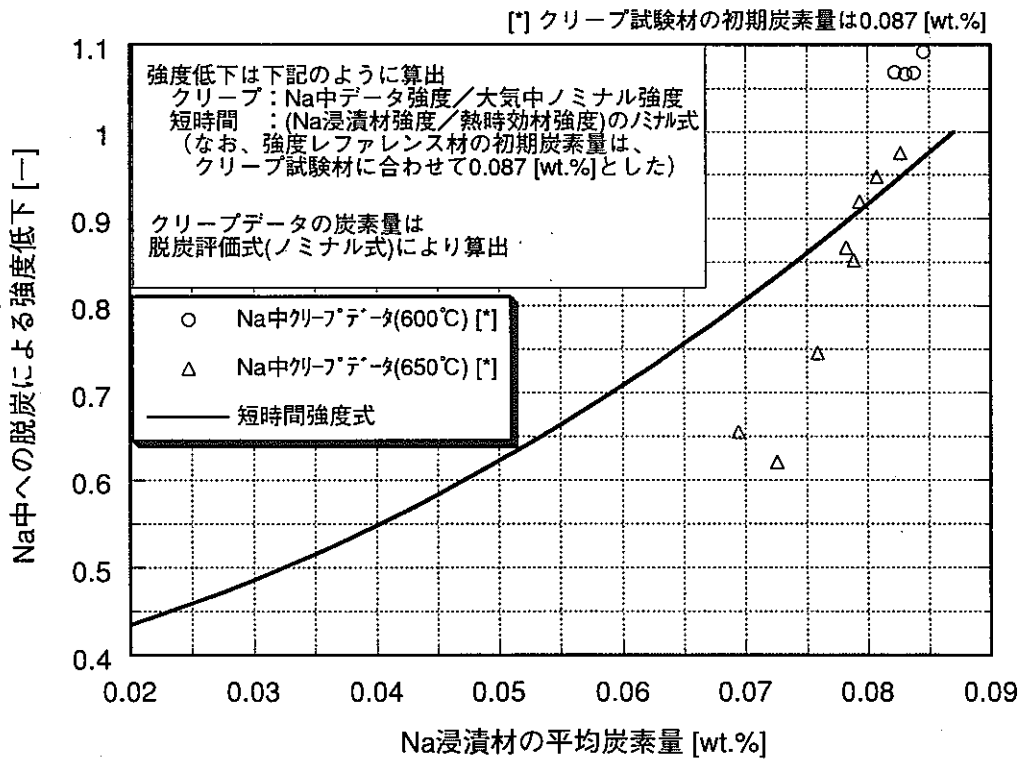


図6 脱炭によるクリープ強度および短時間強度の低下

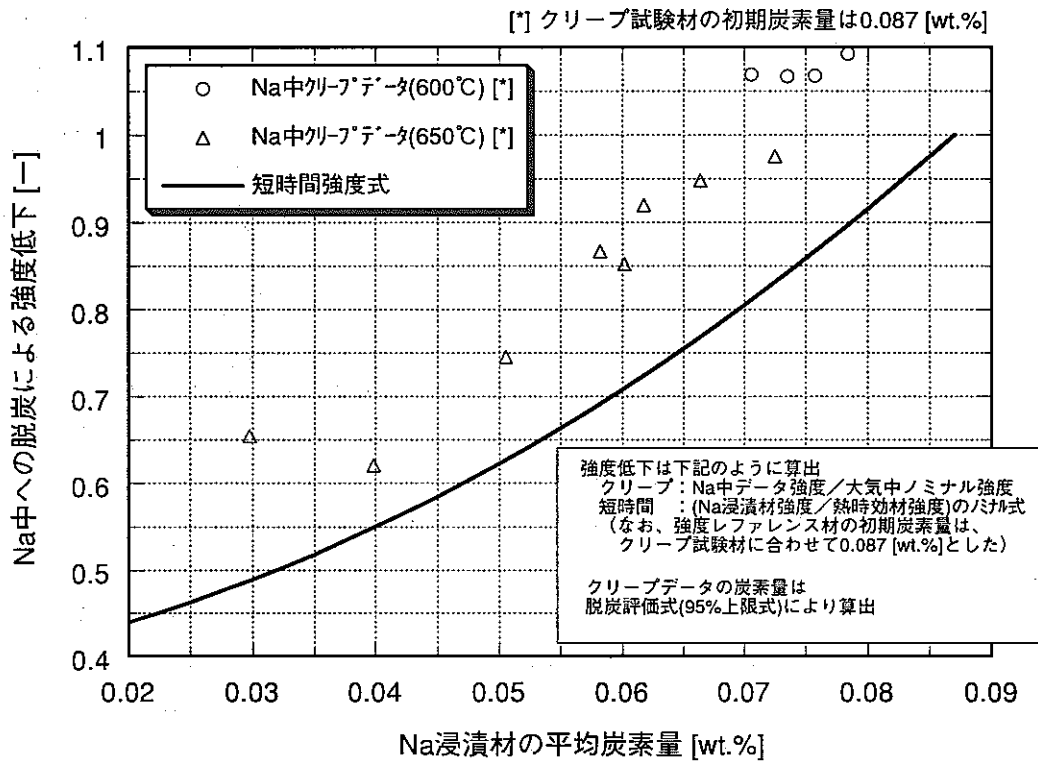


図7 95%信頼上限式により炭素量を推定したクリープ強度データと短時間強度低下との比較

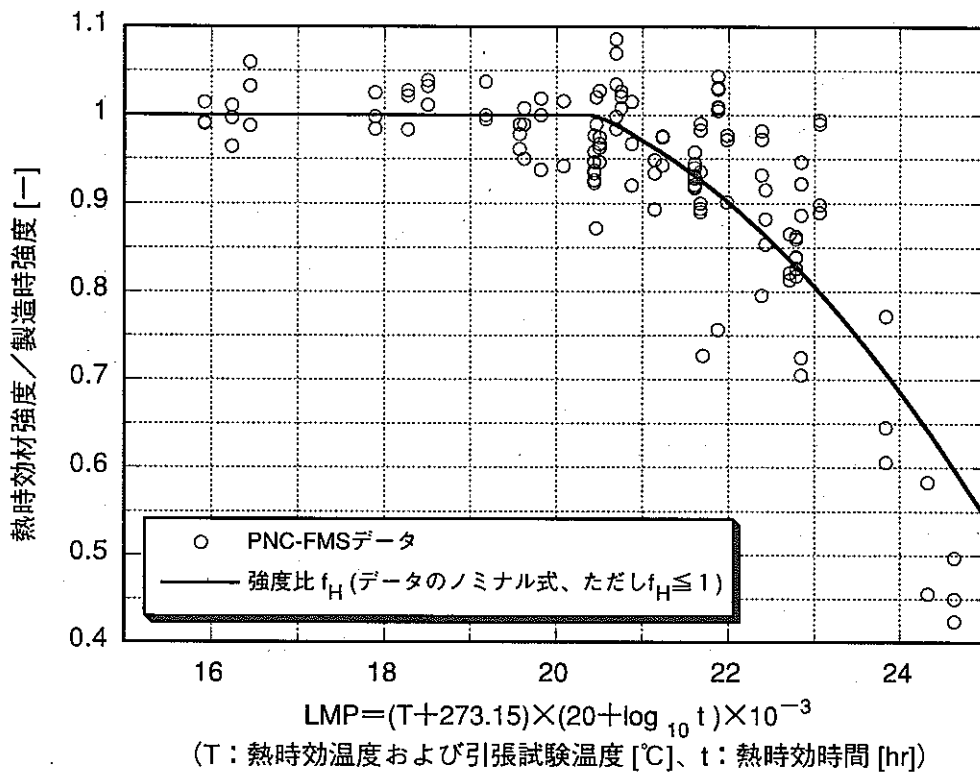


図8 熱時効による短時間強度(引張強さ)の低下

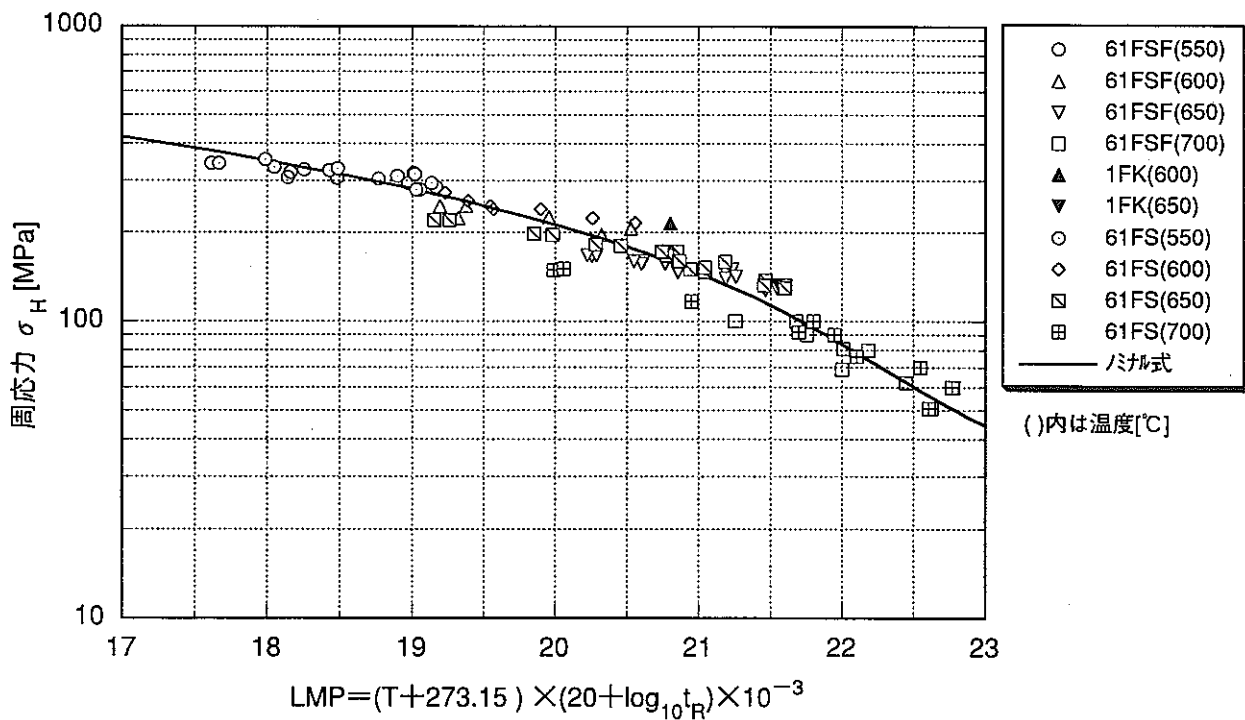


図9 LMPの定数C=20とした場合の大气中クリープ強度ノミナル式

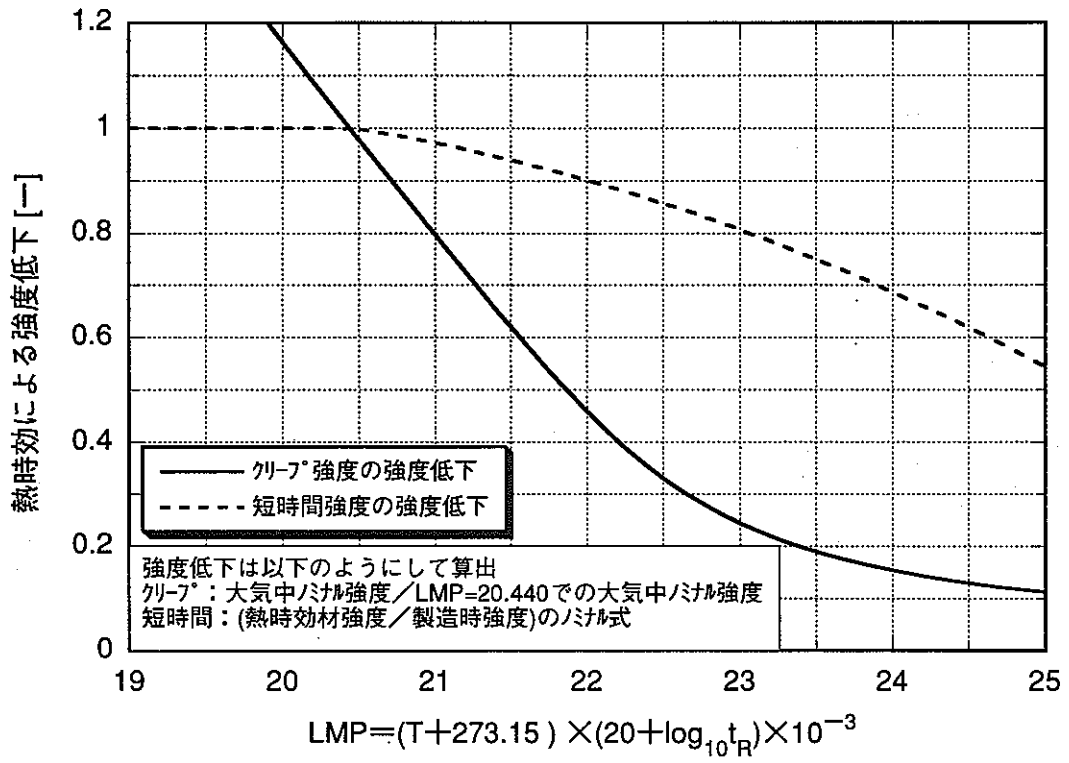
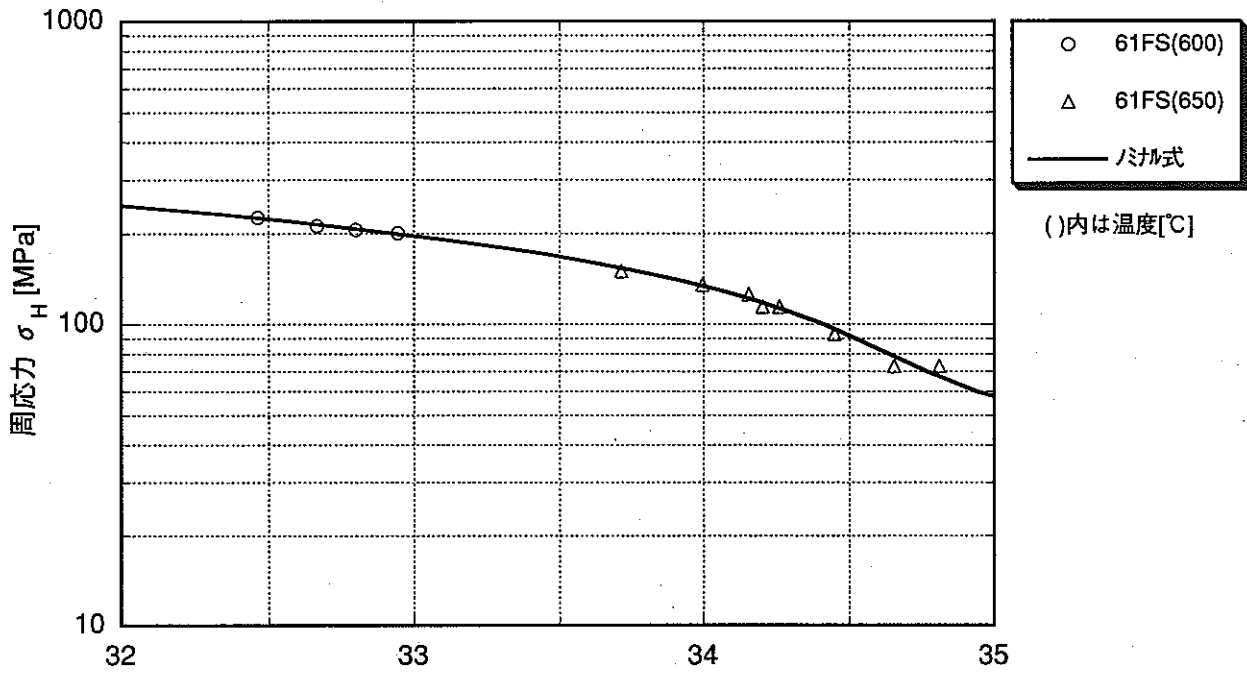


図 10 熱時効によるクリープ強度の低下と短時間強度の低下



$LMP = (T + 273.15) \times (33.84 + \log_{10} t_R) \times 10^{-3}$
 図 11.1 炉外Na中データとノミナル式

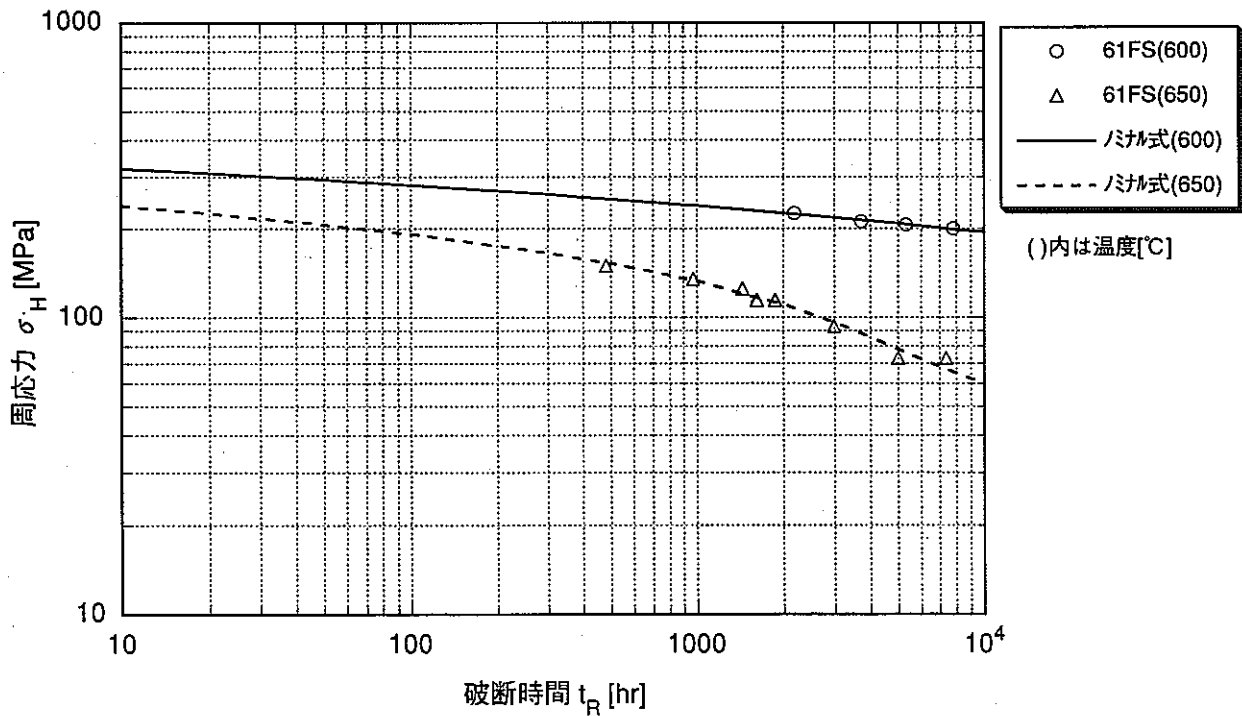


図 11.2 炉外Na中データと炉外Na中ノミナル式の比較

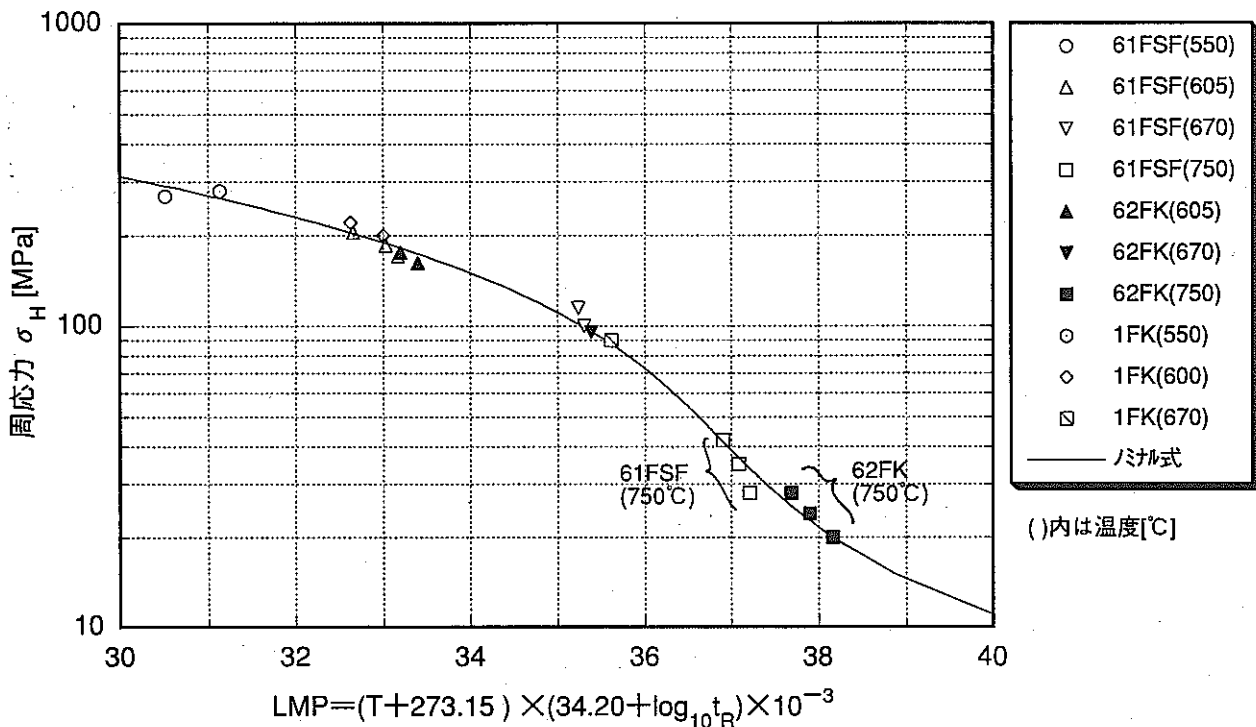


図 12.1 炉内データとノミナル式

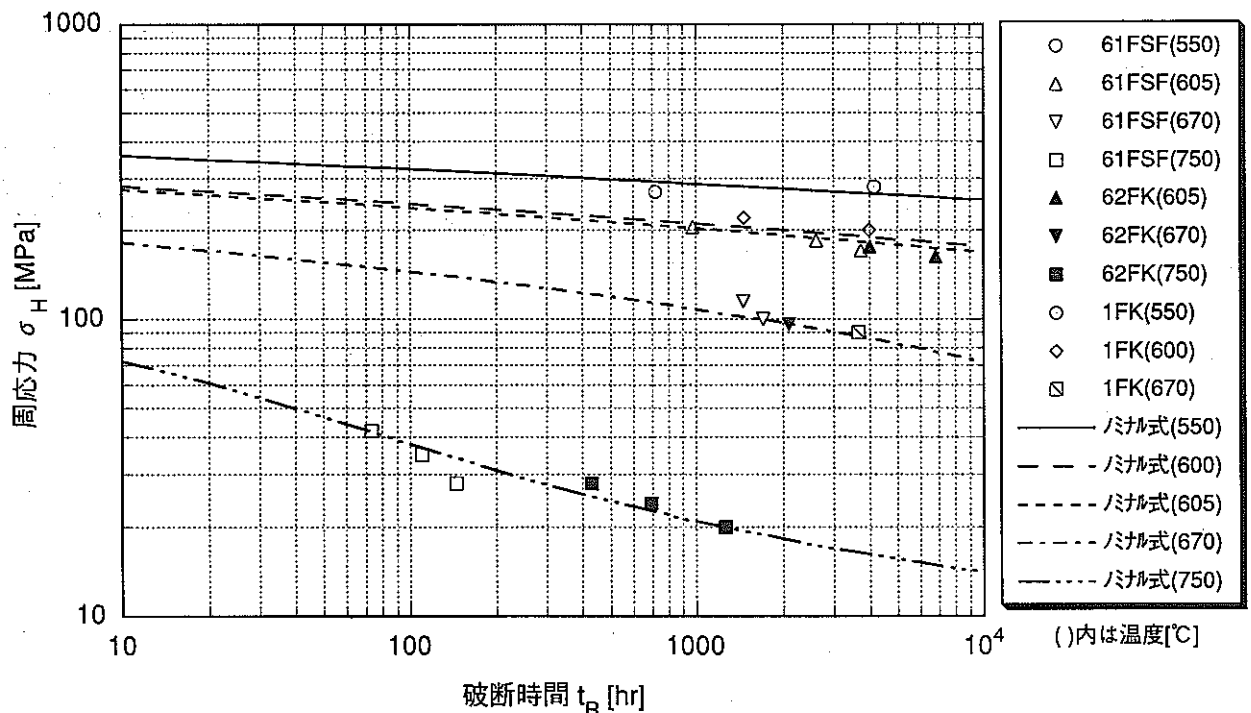


図 12.2 炉内データと炉内ノミナル式の比較

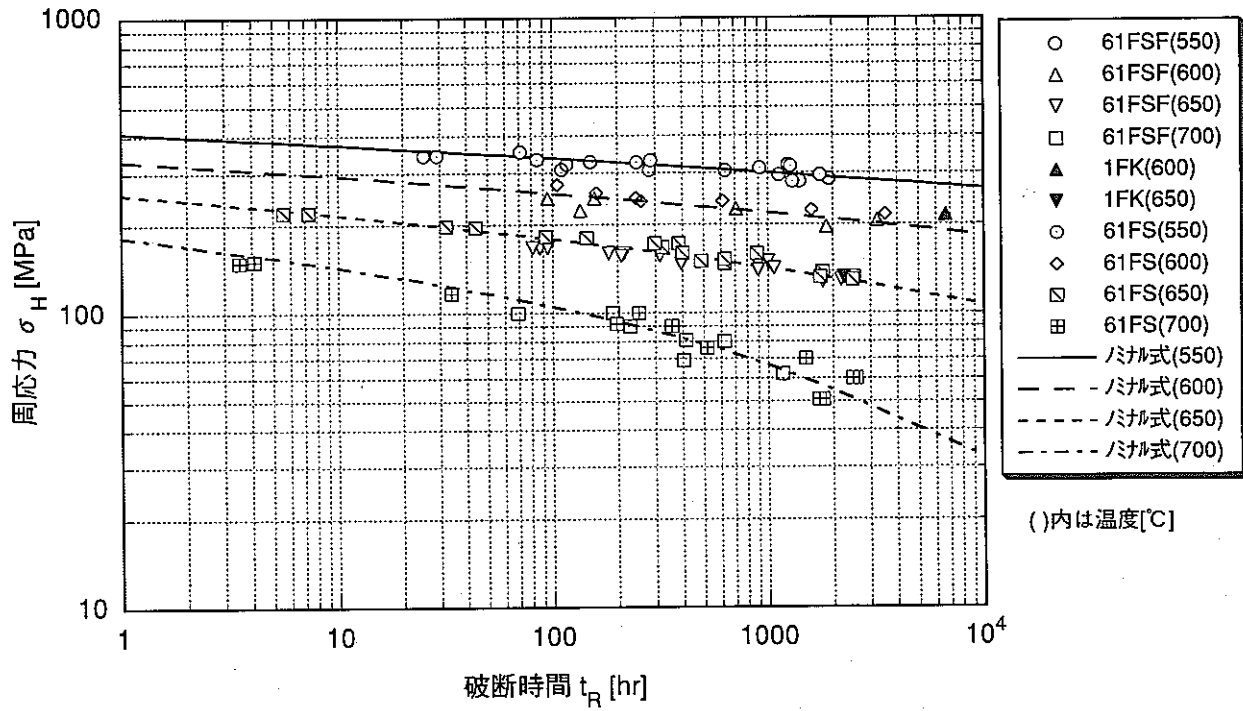


図13 炉外大気中データと炉外大気中ノミナル式の比較

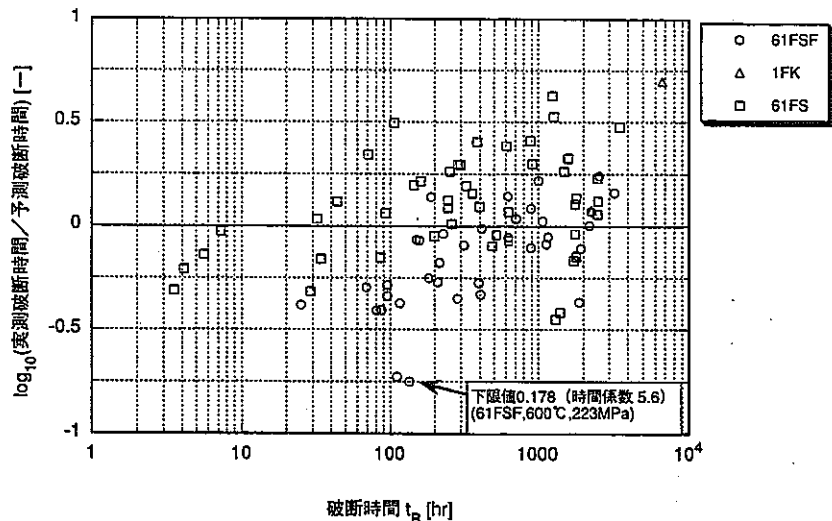


図 14.1 大気中データの時間係数

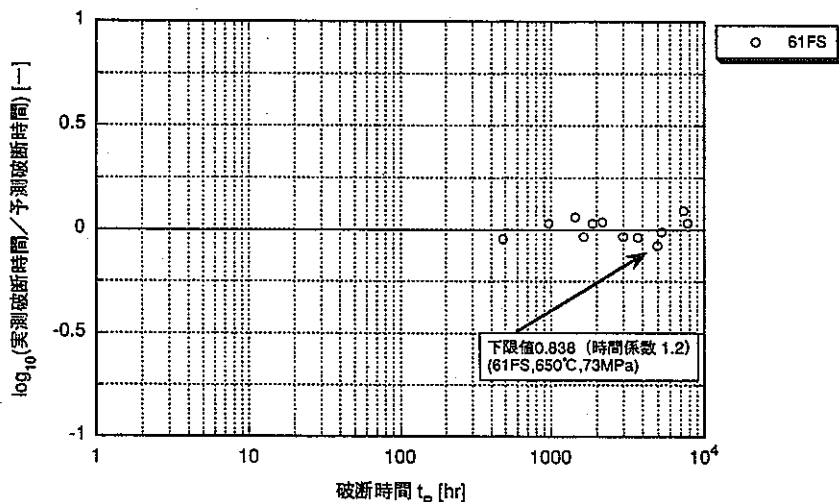


図 14.2 Na中データの時間係数

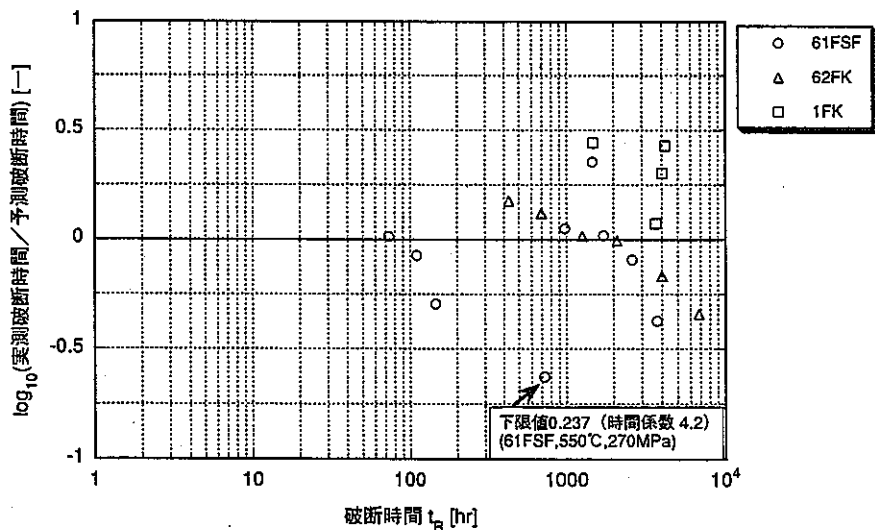


図 14.3 炉内データの時間係数

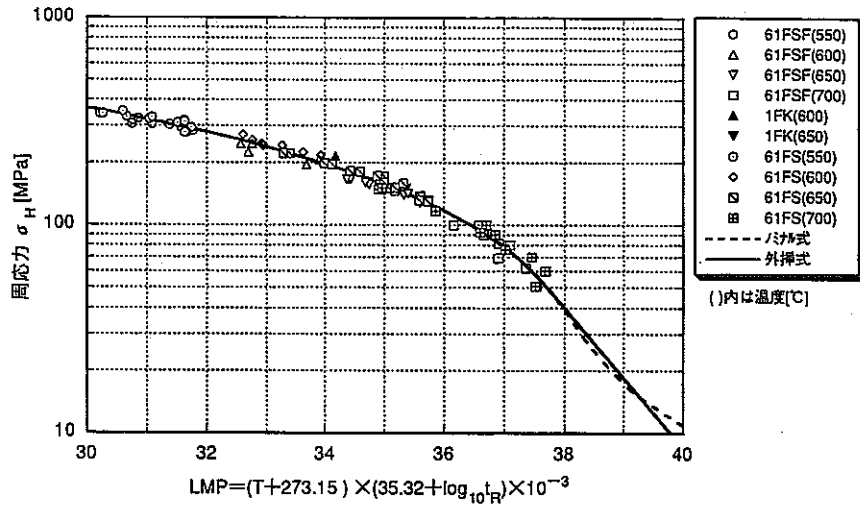


図 15.1 炉外大気中ノミナル式における低応力側の外挿

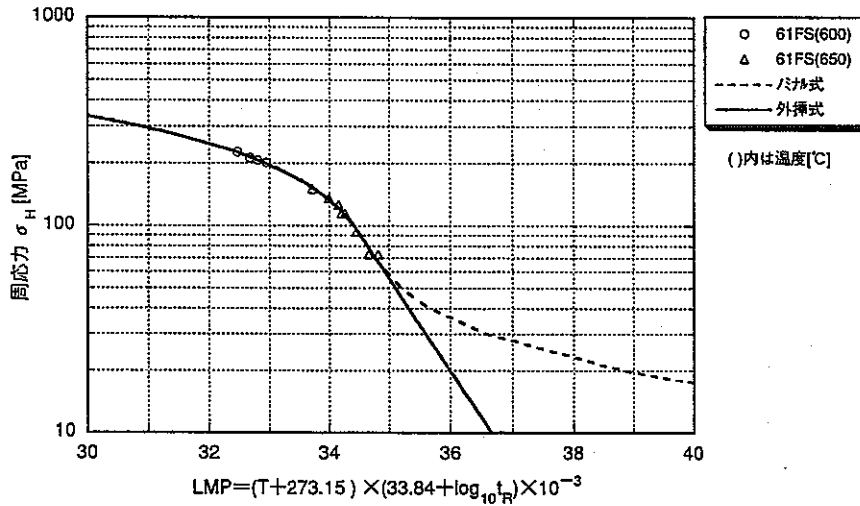


図 15.2 炉外Na中ノミナル式における低応力側の外挿

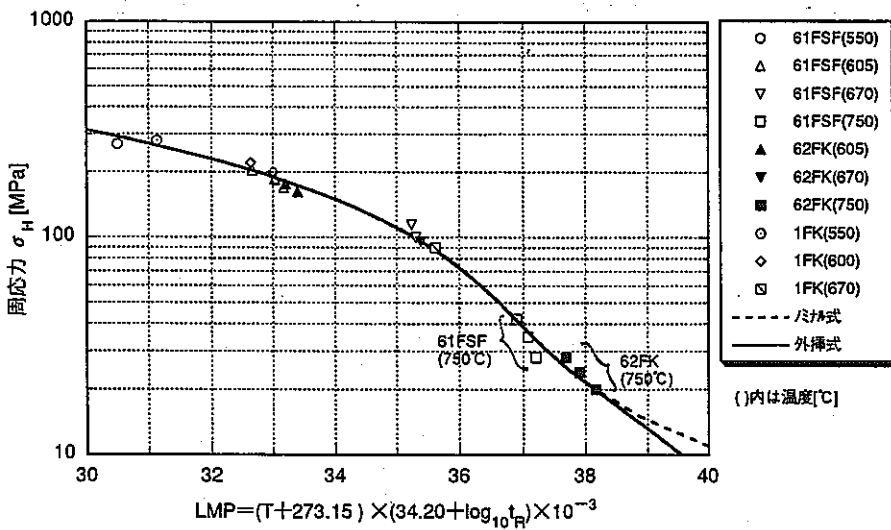


図 15.3 炉内ノミナル式における低応力側の外挿

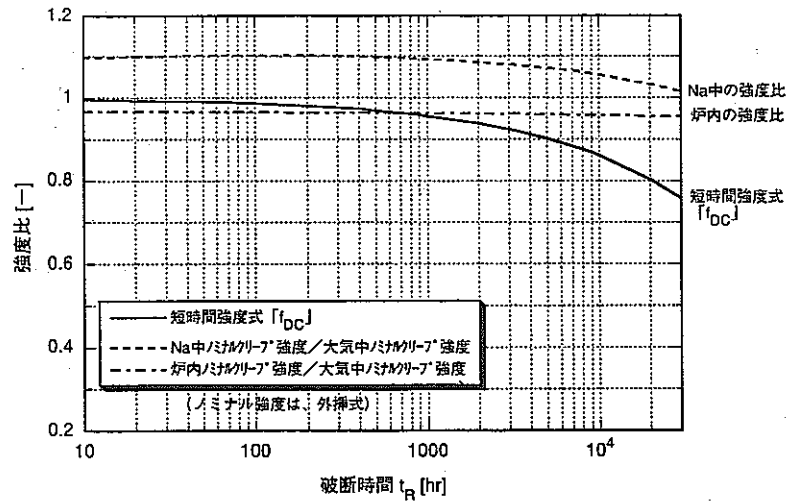


図 16.1 Na中および炉内での強度比 (600°C)

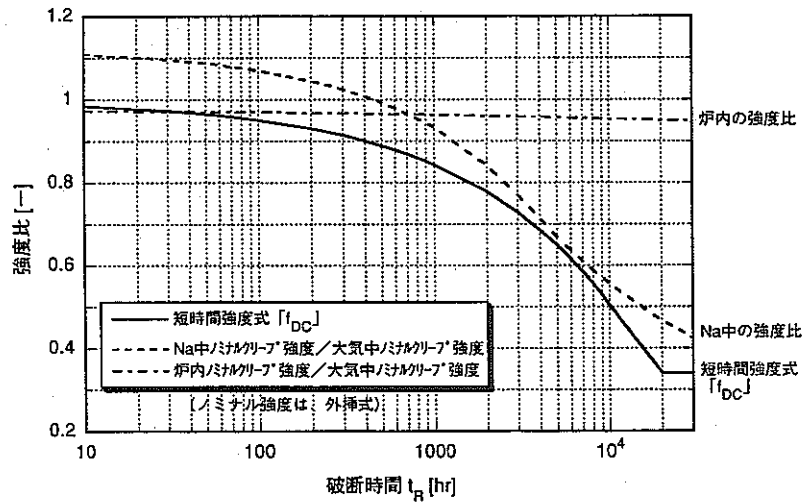


図 16.2 Na中および炉内での強度比 (650°C)

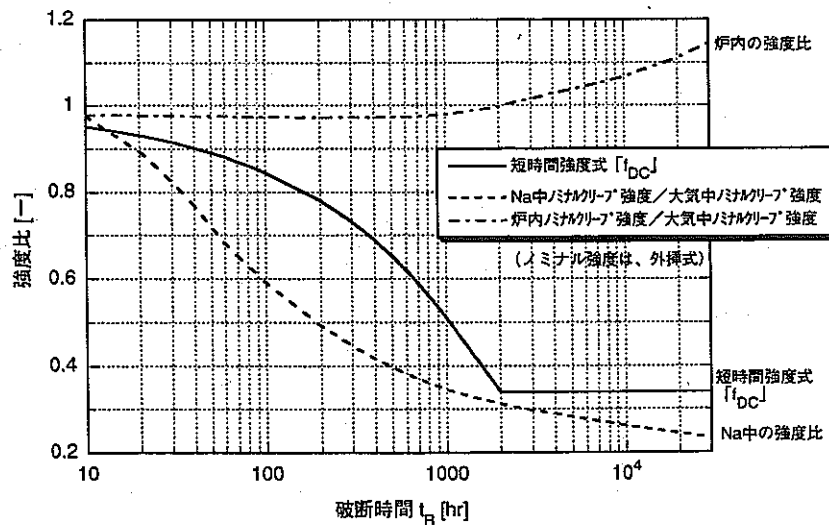


図 16.3 Na中および炉内での強度比 (700°C)

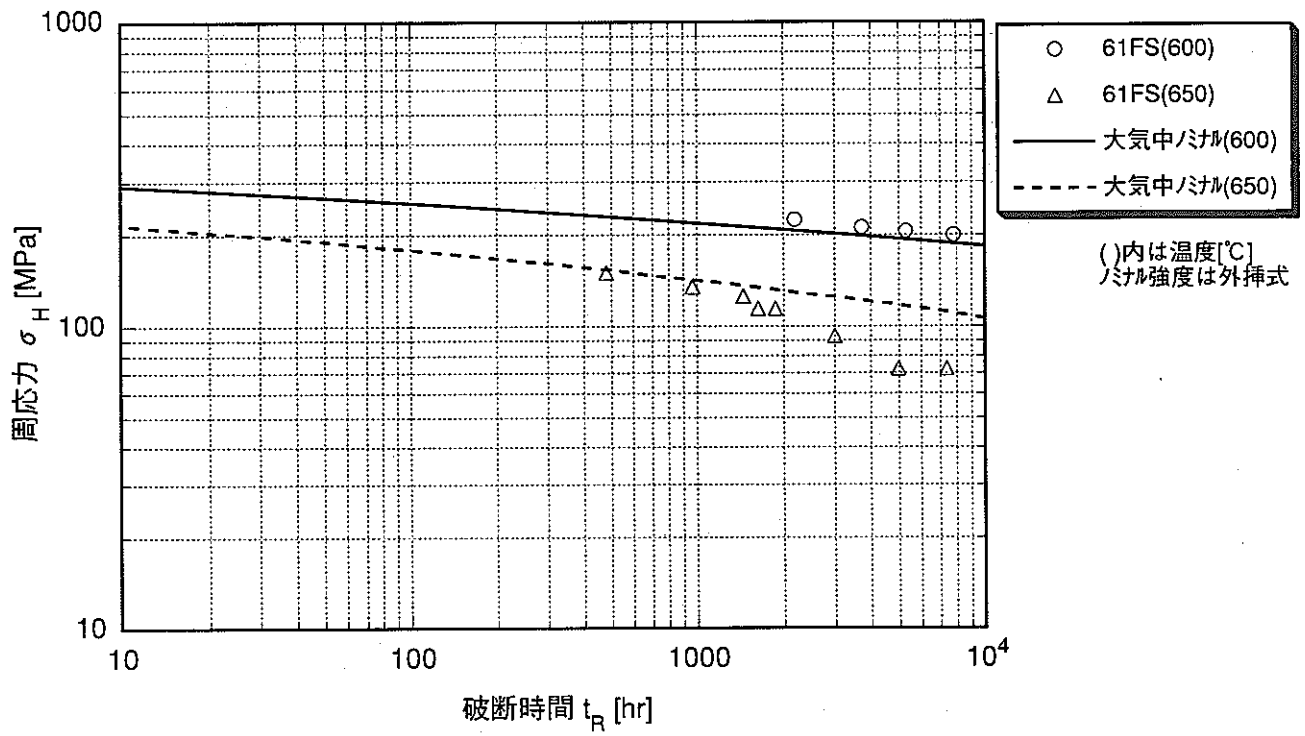


図 17 炉外Na中データと大気中ノミナル強度

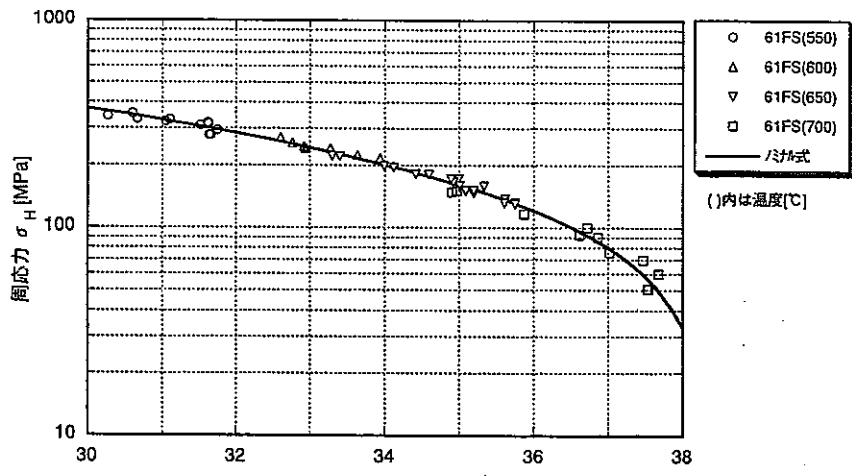


図 18.1 61FS鋼の大気中データのノミナル式

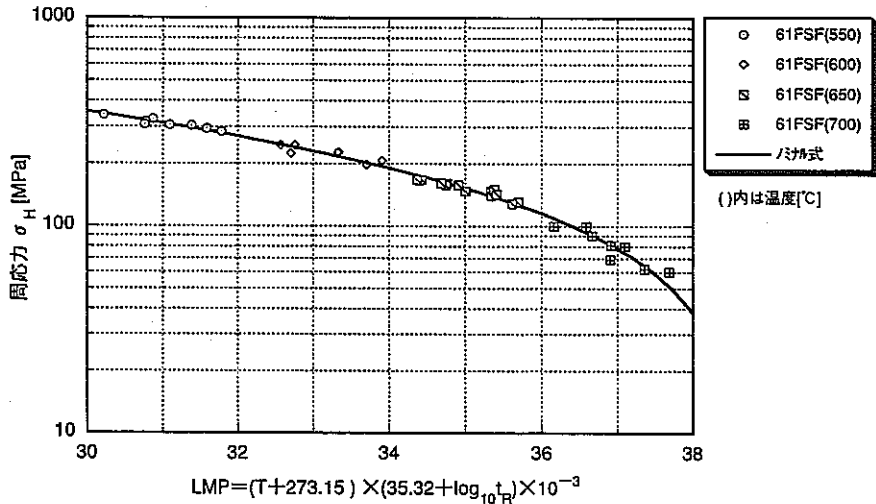


図 18.2 61FSF鋼の大気中データのノミナル式

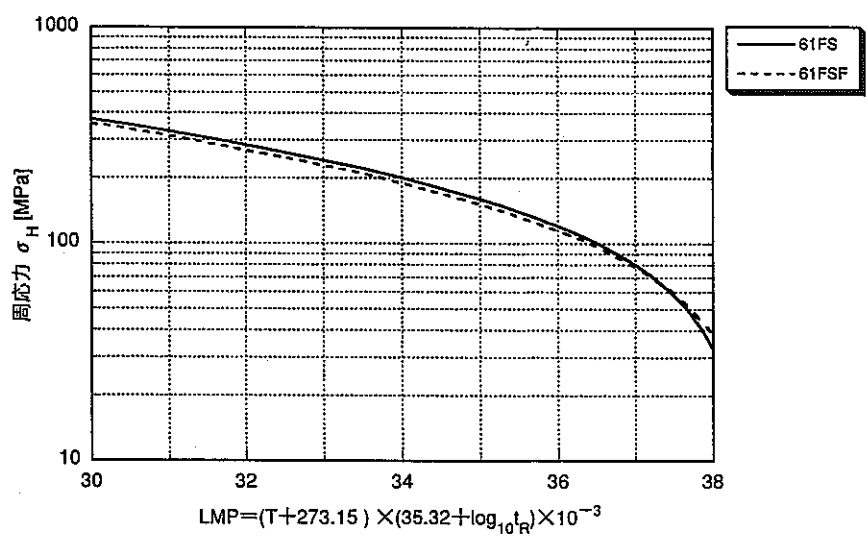


図 19 61FS鋼と61FSF鋼の大気中ノミナル強度の比較

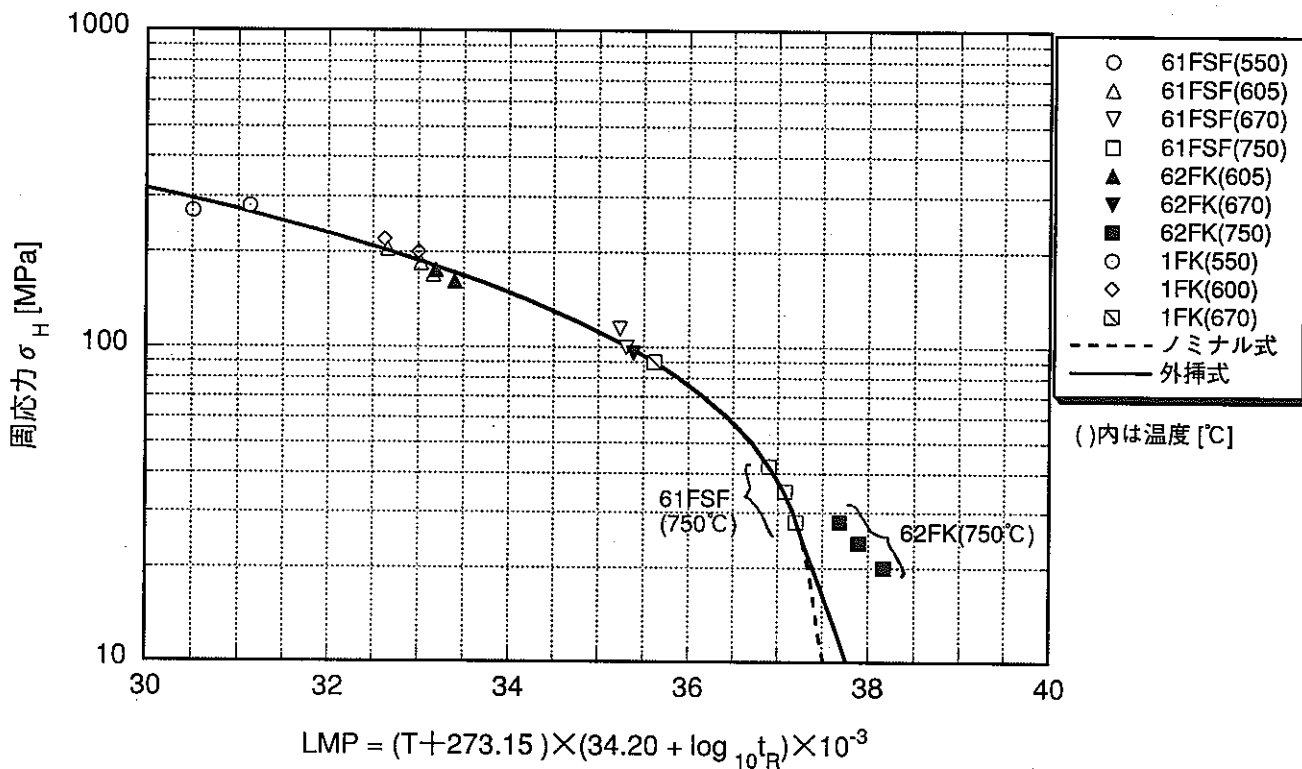


図 20 62FK(750°C)データを除いて作成した炉内ノミナル式

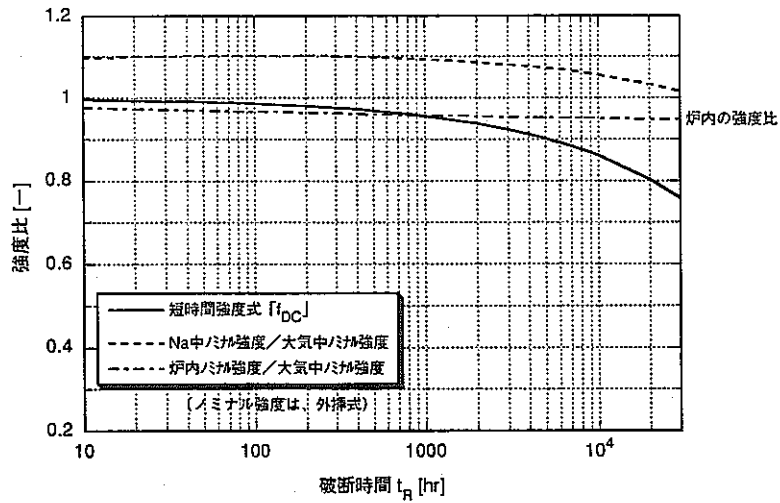


図 21.1 62FK(750°C)データを除いて作成した炉内ノミナル式の強度比 (600°C)

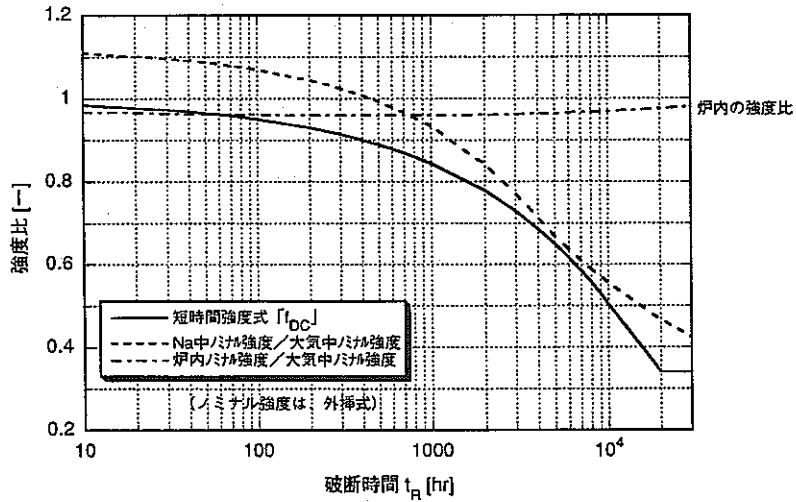


図 21.2 62FK(750°C)データを除いて作成した炉内ノミナル式の強度比 (650°C)

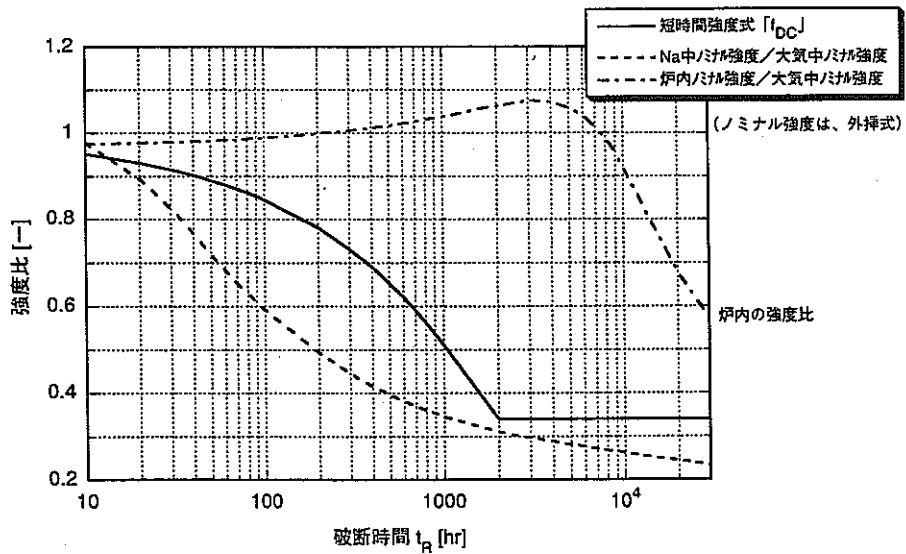


図 21.3 62FK(750°C)データを除いて作成した炉内ノミナル式の強度比 (700°C)

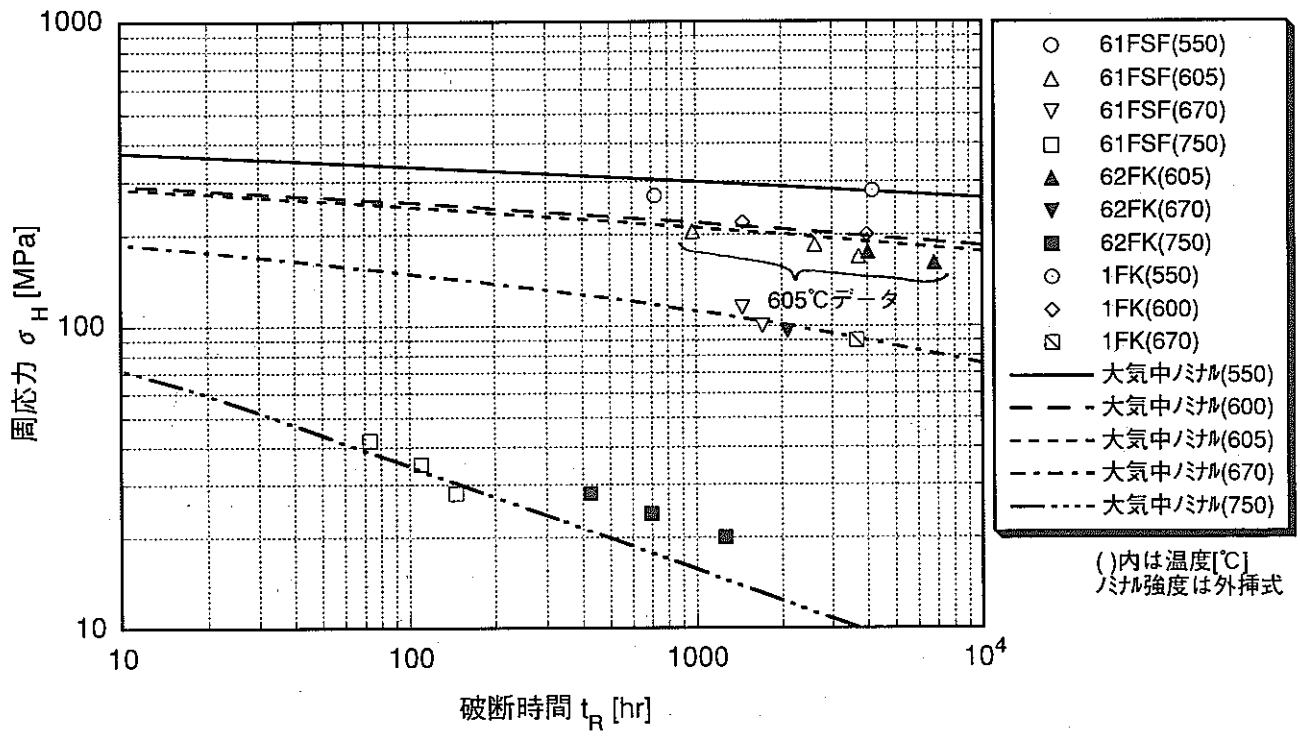


図 22 炉内データと大気中ノミナル強度

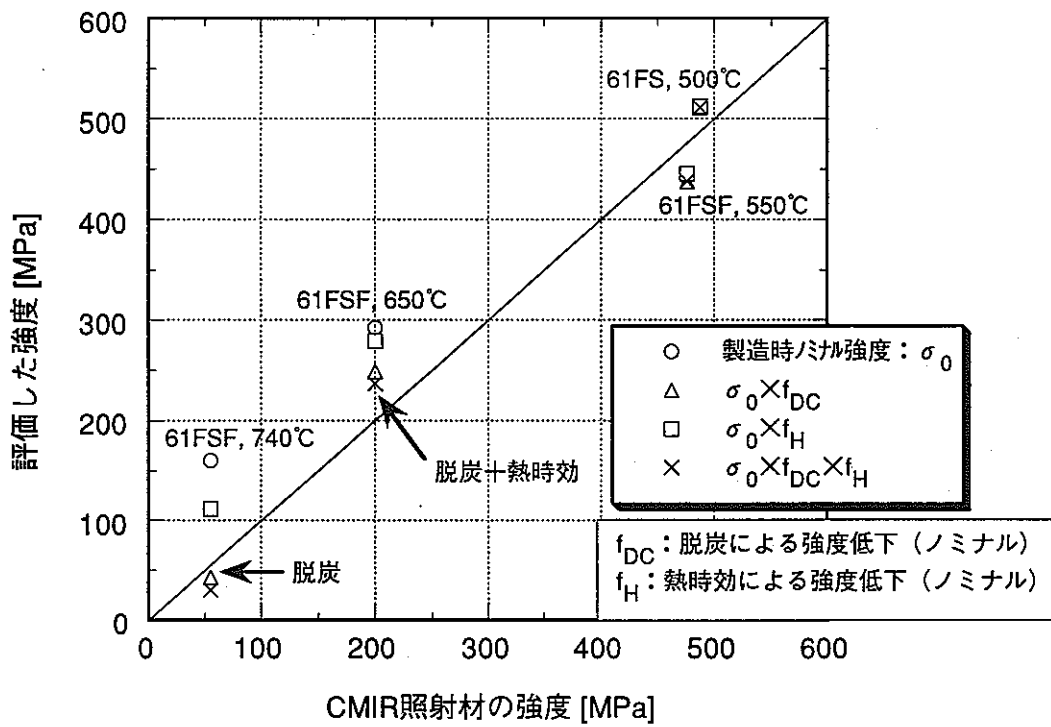


図 23.1 CMIR材の強度低下における脱炭の寄与の検討 (引張強さ)

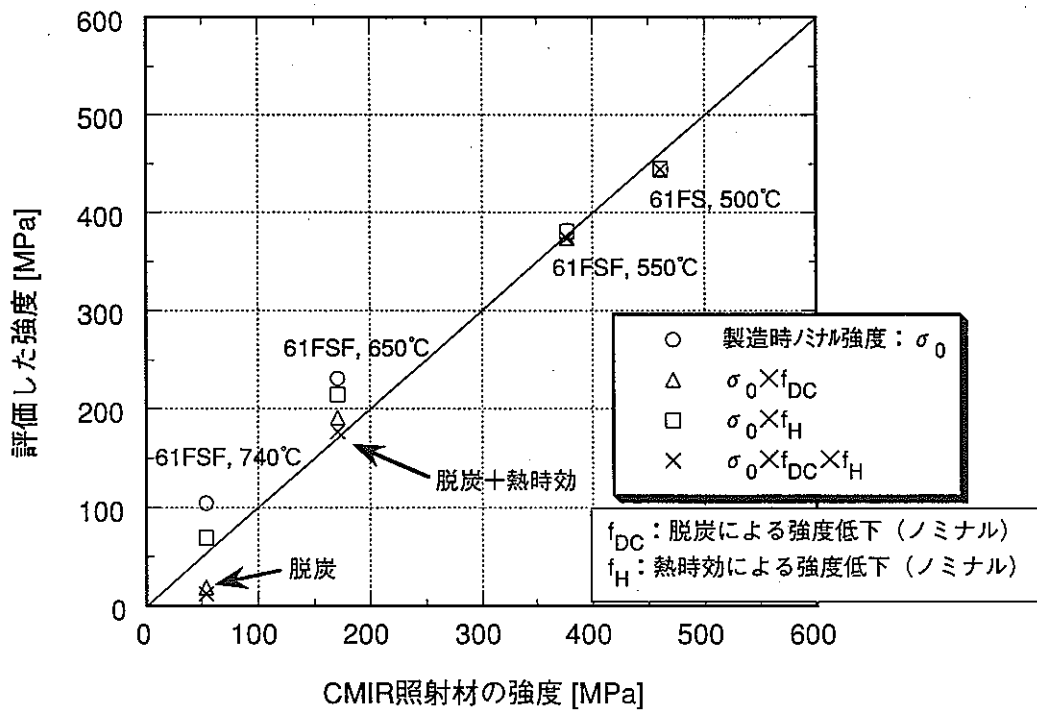


図 23.2 CMIR材の強度低下における脱炭の寄与の検討 (0.2%耐力)

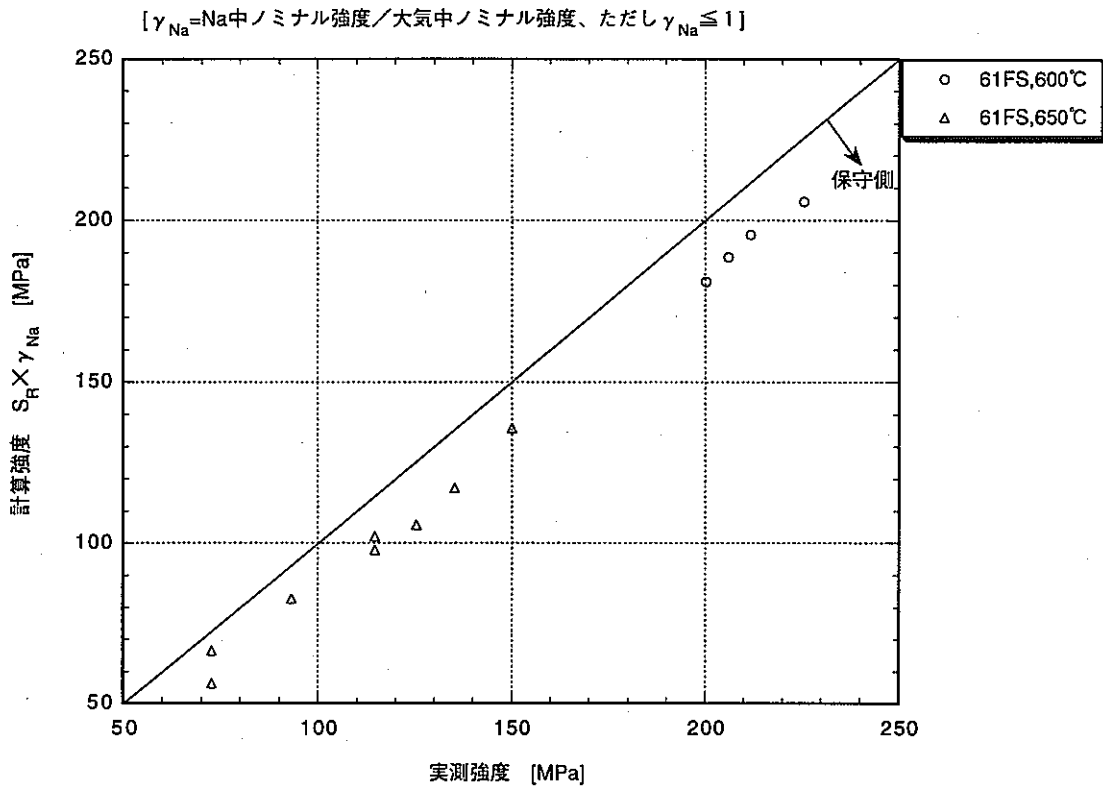


図 24.1 γ_{Na} のNa中データに対する保守性の検証

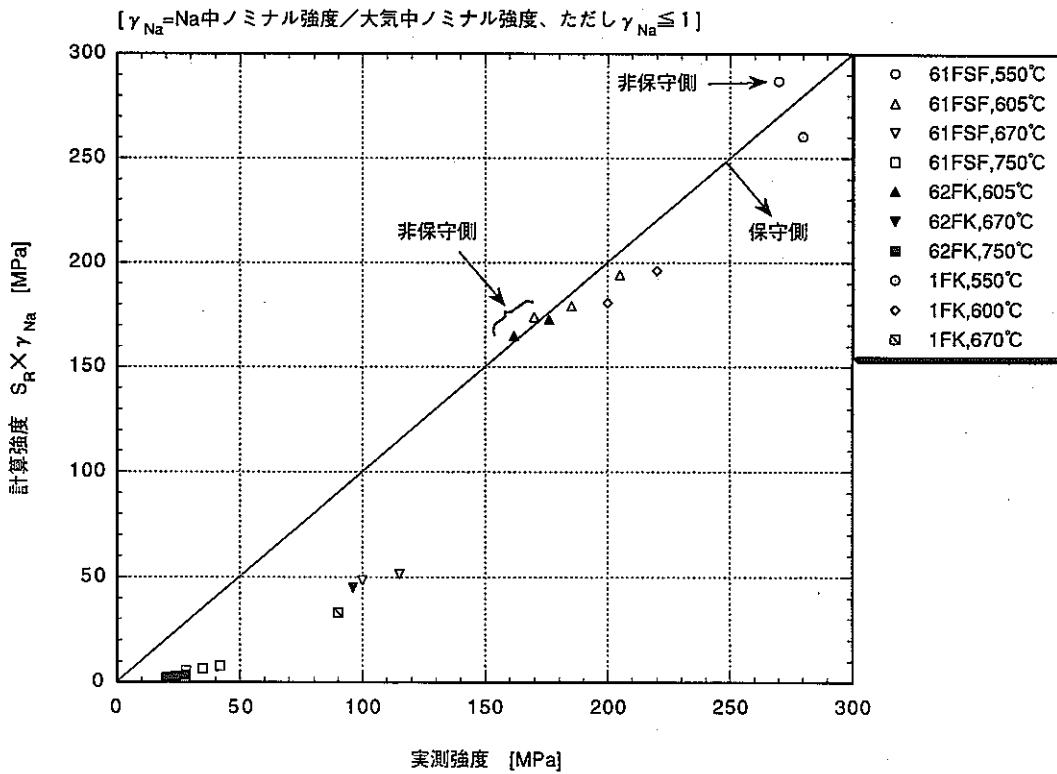


図 24.2 γ_{Na} の炉内データに対する保守性の検証

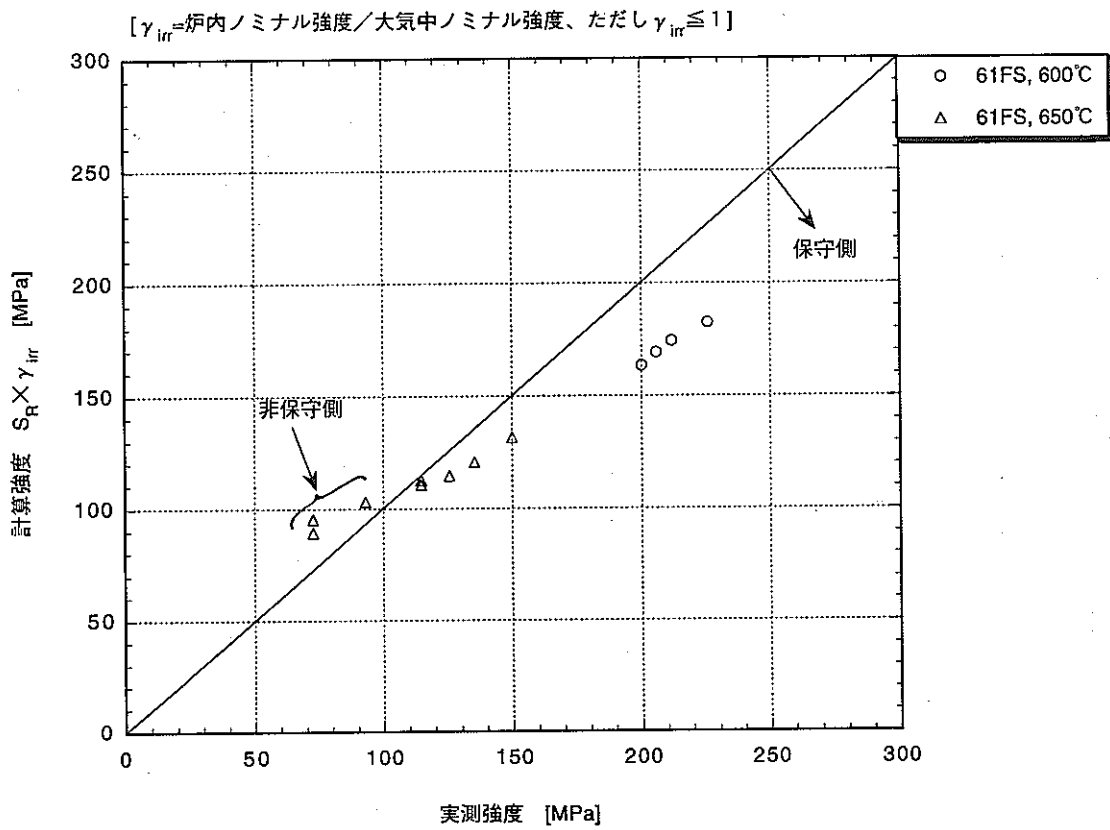


図 25.1 γ_{irr} のNa中データに対する保守性の検証

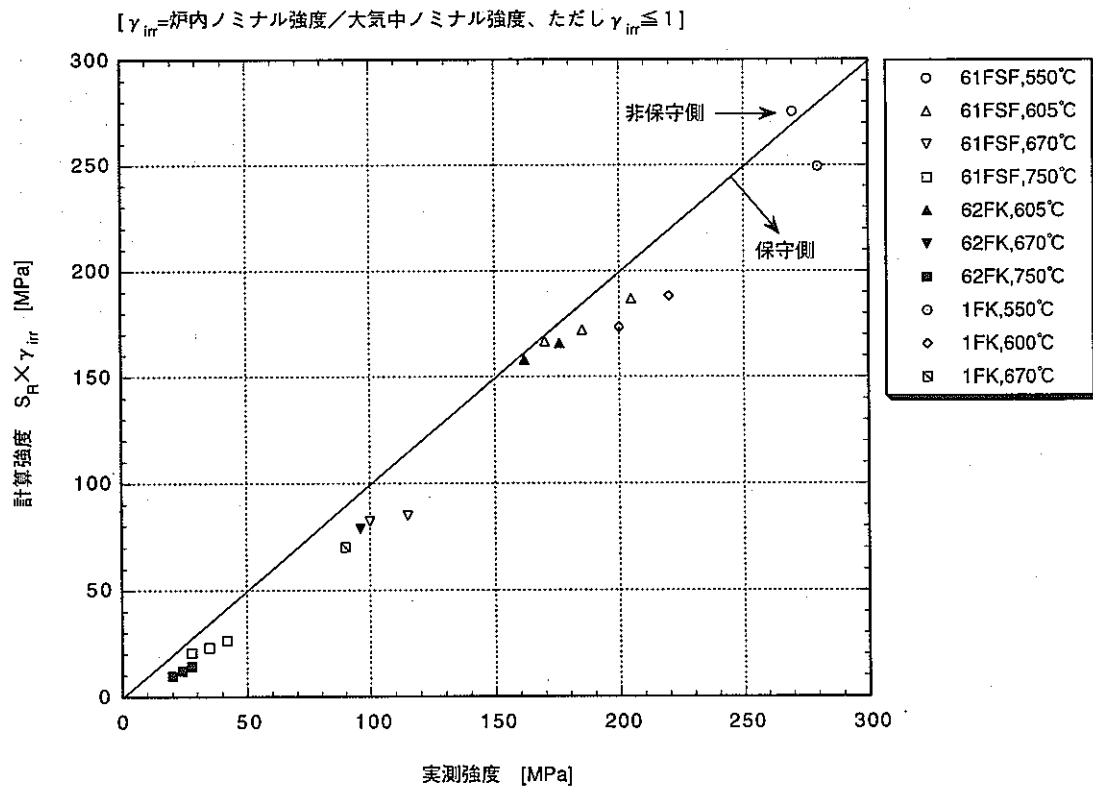


図 25.2 γ_{irr} の炉内データに対する保守性の検証

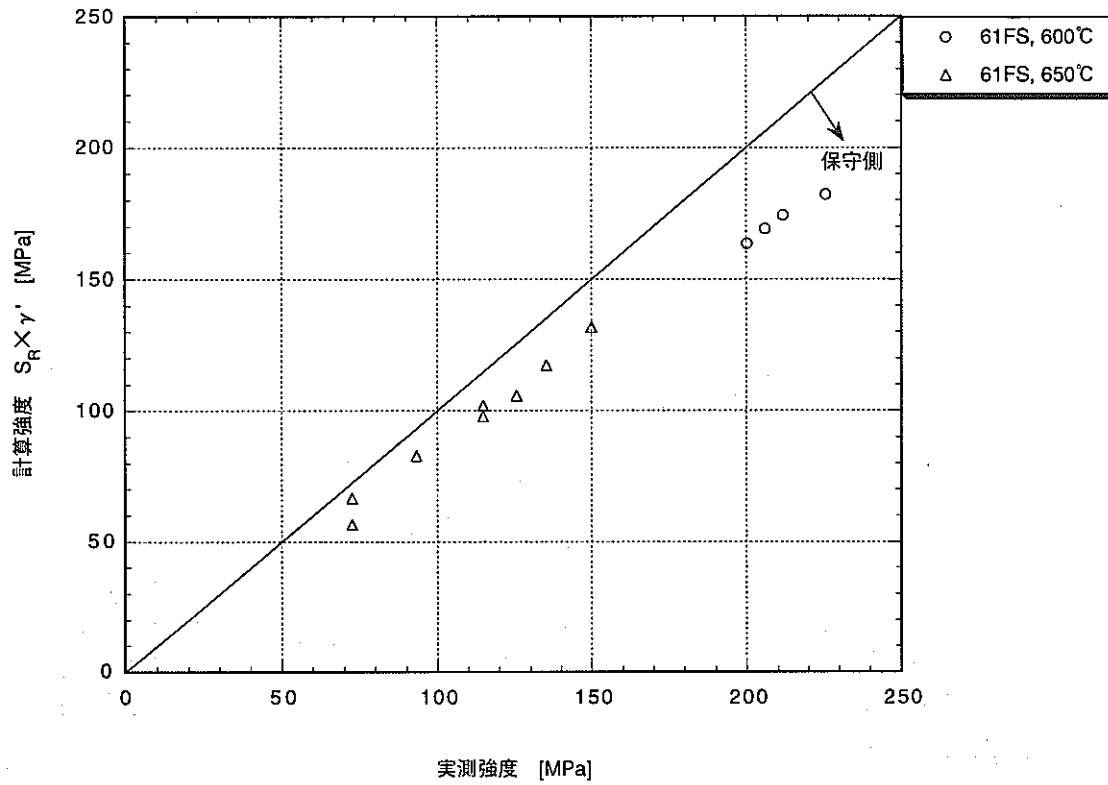


図 26.1 $\gamma' = \min(\gamma_{Na}, \gamma_{ir})$ の Na 中データに対する保守性の検証

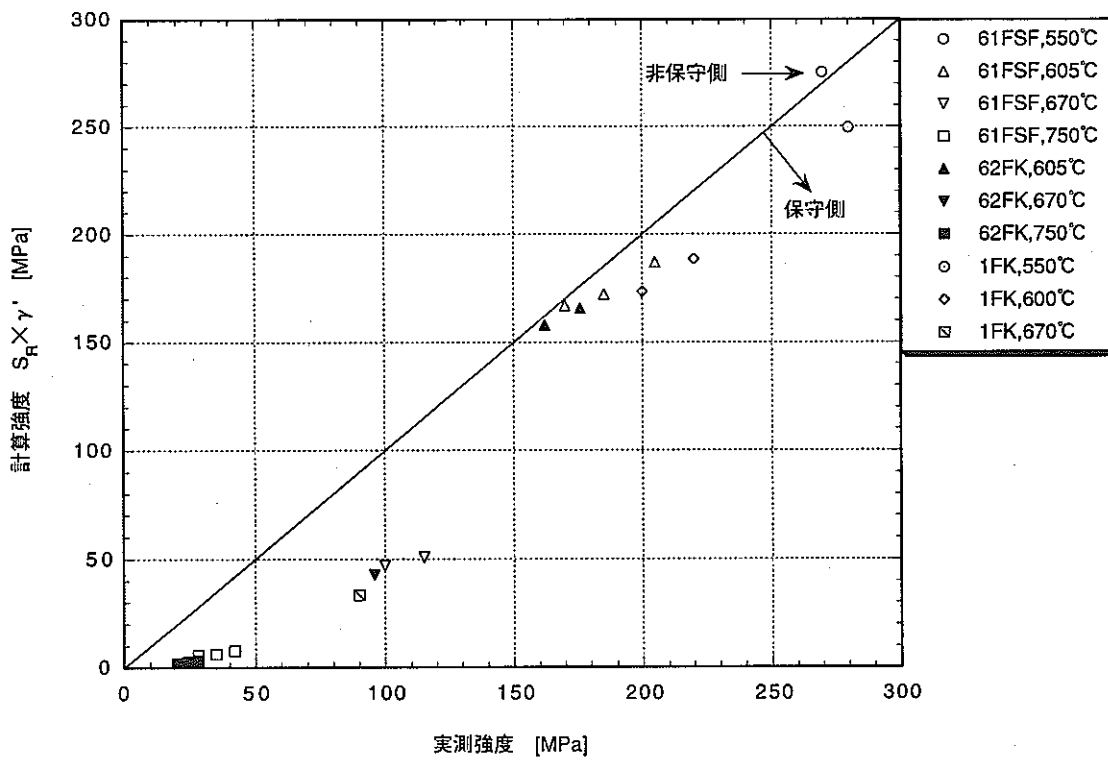


図 26.2 $\gamma' = \min(\gamma_{Na}, \gamma_{ir})$ の炉内データに対する保守性の検証

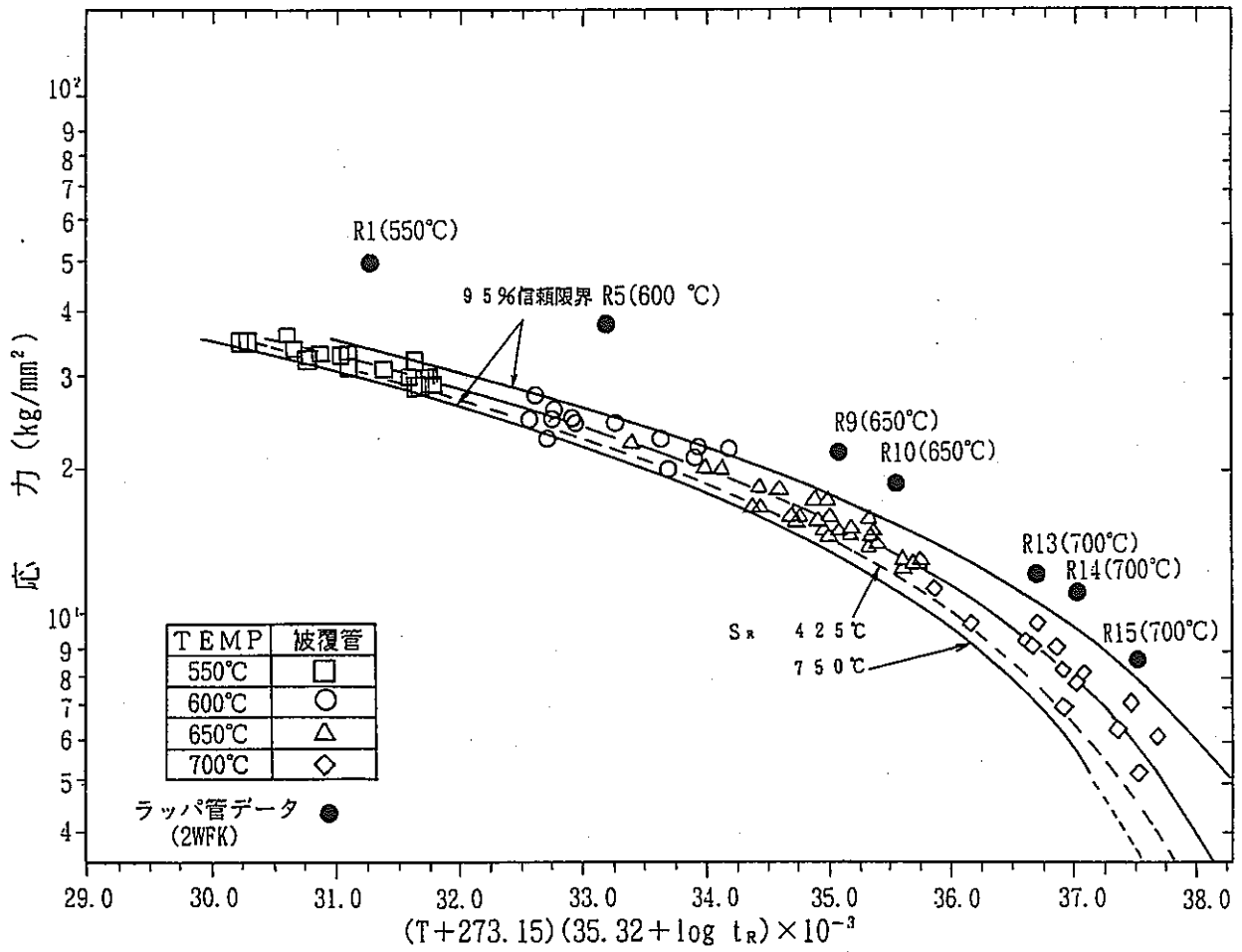


図 27. ラップ管のクリープ破断データ と被覆管のクリープ破断強さ との比較⁷⁾

Appendix. A 温度が変化する場合のクリープ強度低下の取り扱い [増分法]

クリープ強度補正係数（現基準式）は次のように表される。

$$f_{DC} = \text{Max} [1 - \sum 5.5944 \times 10^4 Ki \sqrt{(ti)} / h_{eq}, 0.34] \quad \dots \dots (1)$$

$$Ki = 162.2 \exp[-2.0453 \times 10^4 / (T + 273.15)] \quad \dots \dots (2)$$

f_{DC} : クリープ強度補正係数 [-]

Ki : 脱炭速度定数 [$g \cdot cm^{-2} \cdot s^{-1/2}$]

ti : 破断時間 [hr]

h_{eq} : 等価厚さ [mm]

T : Na接液面温度 [$^{\circ}C$]

式(1)において、時間 ti は脱炭速度定数 Ki を定める温度 T が保持される時間を示す。温度が連続的に変化する場合は、微小時間幅内で温度が一定であると仮定し、評価する時点の補正係数の変化率（変化速度）を求め、これに評価ステップ時間幅を乗じ、補正係数変化分を算出した上で、これを積算した補正係数変化積算値から強度補正係数を求める。

補正係数変化速度 df_{DC}/dt は次式で求める。

$$df_{DC}/dt = -5.5944 \times 10^4 Ki / \{2\sqrt{(ti)}\} / h_{eq} \quad \dots \dots (3)$$

ここで、式(3)中の ti として、評価する現ステップでの温度状態を一定に保った場合、これまで累積した f_{DC} に至る等価時間 ti^* を適用する。

$$ti^* = \{(1 - \sum f_{DC}) / (5.5944 \times 10^4 Ki / h_{eq})\}^2 \quad \dots \dots (4)$$

$\sum f_{DC}$: 現在までの累積 f_{DC}

例として、温度 T_1 から T_2 に変化した場合の時刻 ti における補正係数変化速度の評価方法を、図 A.1 に示す。補正係数変化分 Δf_{DC} を次のように求める。

$$\Delta f_{DC} = (df_{DC}/dt) \cdot \Delta \text{time} \quad \dots \dots (5)$$

Δtime : 評価ステップ時間幅

これより、クリープ強度補正係数を次のように求める。

$$f_{DC} = 1 - \sum \Delta f_{DC} \quad \dots \dots (6)$$

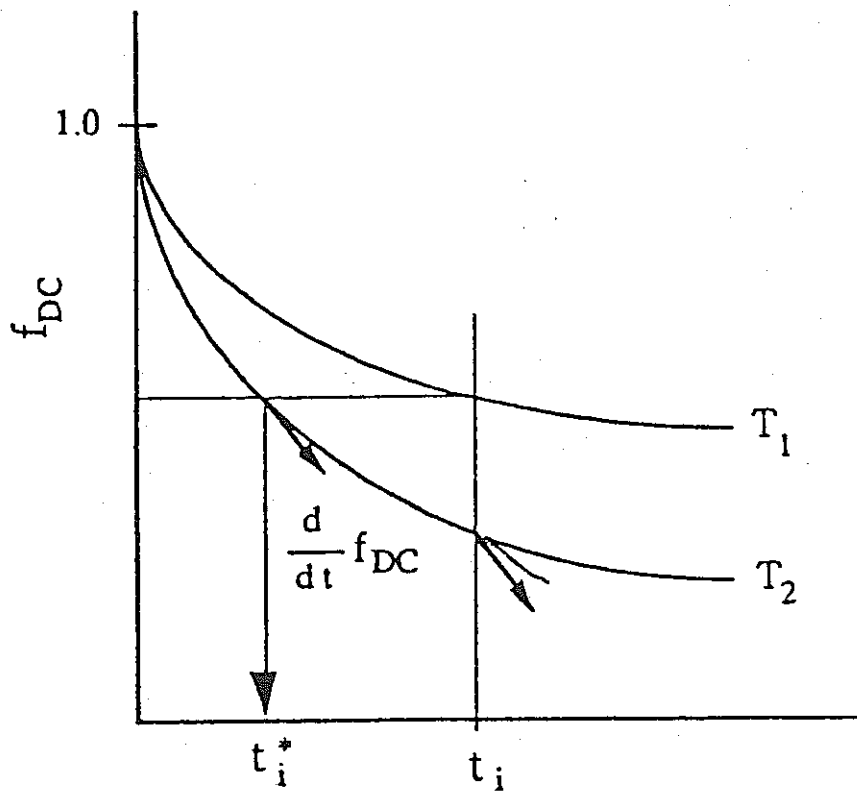


図 A.1 温度が T_1 から T_2 に変化した場合の時刻 t_i での補正係数変化速度 df_{DC}/dt の評価方法

Appendix. B クリープ中の温度が一定である場合にクリープ強度の時間依存性を考慮した $t_R - S_R^*$ 曲線の作成方法 [増分法]

1. 基本的な考え方

図 B.1 のように、「 $S_R^* = S_{R1}, S_{R2}, S_{R3}, \dots$ 」の各応力値に対して、「クリープ寿命分数和 (CDF)」が「1」となる時間すなわち破断時間「 $t_R = t_{R1}, t_{R2}, t_{R3}, \dots$ 」を求め、各点を結ぶことにより、ある温度での「 $t_R - S_R^*$ 」曲線を作成する。なおCDF値は次のように算出する。

$$CDF = \sum \{ (\text{ある温度、応力での経験時間}) / (\text{その温度、応力での予測破断時間}) \} \dots \dots \dots (1)$$

2. 破断時間「 t_R 」の求め方 (例. 「 t_{R1} 」の場合)

時間ステップ幅を「 Δt 」とした場合、各時間「 $t = t_1 (= \Delta t), t_2 (= t_1 + \Delta t), \dots$ 」に対応する「 $CDF = CDF_1 (= \Delta CDF_1), CDF_2 (= CDF_1 + \Delta CDF_2), \dots$ 」を求める。

例えば、「 CDF_1 」は次のように求める。図 B.2 のように、「 $t_R - S_R' (= S_R \times f_{DC1})$ 」曲線において、「 $S_R' = S_{R1}$ 」となる破断時間「 $t_{R1(1)}$ 」を求め、次式により「 ΔCDF_1 」、「 CDF_1 」を得る。

$$\Delta CDF_1 = \Delta t / t_{R1(1)} \dots \dots \dots (2)$$

$$CDF_1 = \Delta CDF_1 \dots \dots \dots (3)$$

なお、「 f_{DC1} 」は図 B.3 のように、時間「 t_1 」のときの短時間強度式「 f_{DC} 」の値である。

同様に、「 ΔCDF_2 」についても、「 $t_R - S_R' (= S_R \times f_{DC2})$ 」曲線において、「 $S_R' = S_{R1}$ 」となる破断時間「 $t_{R1(2)}$ 」を求め、次式により「 ΔCDF_2 」、「 CDF_2 」を得る。

$$\Delta CDF_2 = \Delta t / t_{R1(2)} \dots \dots \dots (3)$$

$$CDF_2 = CDF_1 + \Delta CDF_2 \quad \dots \dots (4)$$

このようにして、「CDF」の値を順に求め、その値が「1」となる時間を「 t_{R1} 」とする。

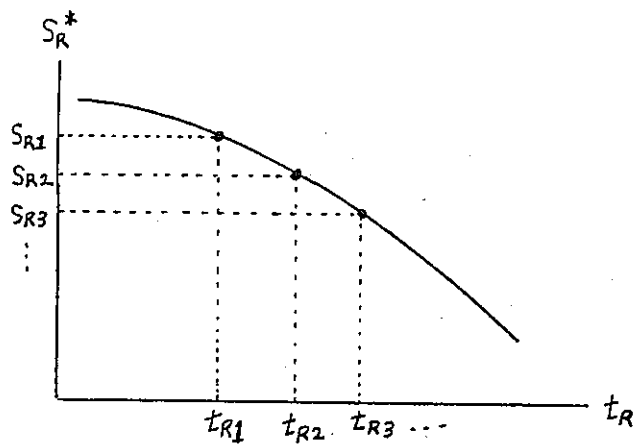


図 B.1 ある温度での $t_R - S_R^*$ 曲線

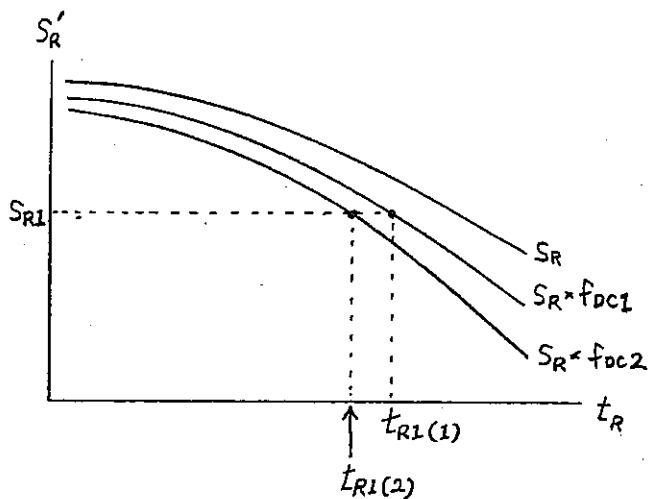


図 B.2 ある時刻での補正係数 f_{DC} を考慮した $t_R - S_R'$ 曲線

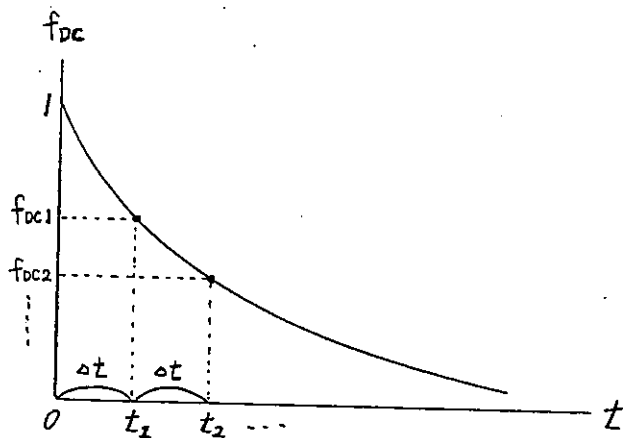


図 B.3 短時間強度ベースの補正係数 f_{DC}