

燃料被覆管許容設計限界の検討

急速加熱試験結果の評価

1989年8月

動力炉・核燃料開発事業団
大洗工学センター

複製又はこの資料の入手については、下記にお問い合わせください。

〒311-13 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター システム開発推進部・技術管理室

Enquires about copyright and reproduction should be addressed to: Technology Management Section O-arai Engineering Center, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 4002 Narita-cho, O-arai-machi, Higashi-Ibaraki, Ibaraki-ken, 311-13, Japan

動力炉・核燃料開発事業団 (Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation)

燃料被覆管許容設計限界の検討

急速加熱試験結果の評価

瀬下一郎*， 鶴飼重治*， 野村茂雄*

鹿倉 栄*

要 旨

燃料要素は通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、被覆管の健全性が確保されなければならない。このうち冷却能力低下型事象においては、内圧による被覆管のクリープ破損を防止する観点から、「もんじゅ」では被覆管最高温度を830℃以下に制限している。

本評価では、「もんじゅ」に採用される55年度試作20%CW SUS316鋼（改良SUS316鋼）について最近までに得られている急速加熱試験結果を用いて、Larson-Miller Parameter Life Fraction法による破損予測手法を適用することにより、より合理的な被覆管制限温度を設定した。本手法は異なる温度上昇率のデータを統一的に評価できるものであり、また照射による破損温度の低下を見積ることができる。

本検討の結果、「もんじゅ」条件下における被覆管最高温度制限値は966℃になり、これまでの制限値830℃の保守性を確認するとともに、この値は冷却能力低下型事象において、被覆管の焼損防止（冷却材沸騰防止）の観点から定められている制限値920℃を上回り、評価上ナトリウムの沸騰防止の制限値がクリティカルな因子になることが判明し、許容設計限界に係る制限温度の大幅な合理化の可能性を示すことができた。

* 燃料材料開発部，燃料材料技術開発室

Study on the Design Limit of the FBR Fuel Cladding at the Anticipated Transient Event

Evaluation of the Thermal Transient Test Results

Ichiro Seshimo*, Shigeharu Ukai*, Shigeo Nomura*

Sakae Shikakura*

Abstract

Fuel cladding integrity must be confirmed even at the anticipated transient event in LMFBR. In case of loss of coolant accident, cladding highest temperature is limited to 830°C for Monju design from a view point of preventing the cladding creep rupture failure by increasing internal gas pressure.

In this study, using the recent thermal transient test results of modified SUS316 stainless steel, Larson-Miller Parameter Life Fraction method was applied for predicting the optimum failure temperature.

With this method, different thermal transient data can be evaluated systematically, and the effect of irradiation on cladding failure temperature was analyzed.

Through this analysis, the Monju design limit temperature of 830 °C for cladding failure can be changed to 966°C, and alternative limiting temperature of 920 °C defined for preventing the coolant sodium boiling becomes a critical factor.

This results shows the possibility of improvement for the design limit of this event.

* Fuel and Material Div. Analysis and Development Section

目 次

1. まえがき	1
2. 許容設計限界に関する従来の評価手法	2
2.1 燃料の許容設計限界	2
2.2 被覆管温度急上昇による内圧破損の防止に関する 「もんじゅ」の評価手法	6
3. 今回の評価手法	8
3.1 Larson-Miller Parameter Life Fraction 法によるデータの整理	8
3.2 評価手順	11
4. 実験方法	14
4.1 供試材	14
4.2 照射条件	14
4.3 強度試験方法	15
5. 実験結果の整理と考察	18
5.1 受入材	18
5.2 照射材	19
6. 過渡時の被覆管最高温度制限値の評価	21
7. 結 論	23
8. 謝 辞	24
9. 参考文献	25

1. まえがき

燃料要素は通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、被覆管の健全性を確保する観点から、許容設計限界が定められている。このうち冷却能力低下型事象においては、被覆管最高温度部分での内圧によるクリープ破損を防止するため、被覆管の制限温度を設けている。これは従来からHEDLが行った照射済FFTF用燃料被覆管（20%CW SUS316）の急速加熱試験及び動燃事業団大洗工学センターで実施した「常陽」照射済燃料被覆管（46年度試作10%CW SUS316）の急速加熱試験結果に基づき定められたものであり、許容温度として「もんじゅ」では830℃、「常陽」運転用燃料では810℃が設定されている。しかしその後「もんじゅ」に採用される改良SUS316鋼（55年度試作20%CW SUS316）についての急速加熱試験データが蓄積されてきている。

そこで、本報告では、これら最新のデータを含めて、許容設計限界温度の見直しを行うとともにLarson-Miller Parameter Life fraction法を用いた破損予測を行うことにより、より合理的な設定法を検討した。

2. 許容設計限界に関する従来の評価手法

2.1 燃料の許容設計限界

高速増殖炉の安全の考え方として、運転時の異常な過渡変化が起っても炉心の損傷に至る前に事象が収束し、燃料が再使用可能な通常運転に復帰できる状態に維持されなければならないという考え方が採られている。図1に示すように、異常な過渡変化としてはTOP事象とLOF事象が存在するが、これらの事象を包絡する判断基準は以下の通りである。

(1) 燃料溶融による被覆管の機械的損傷防止

反応度挿入型の事象においては、燃料温度が急上昇するため被覆管が損傷に至ることがある。

この場合の破損には燃料挙動に係わる諸現象が複雑に関係しているが運転時の異常な過渡変化状態、過出力レベル約16%の範囲内では「燃料ペレットが溶融しないこと」を基準とすれば燃料の損傷に対して保守側になるため、「もんじゅ」の場合燃料最高温度を2650℃以下に制限している。

(2) 被覆管温度急上昇による内圧破損の防止

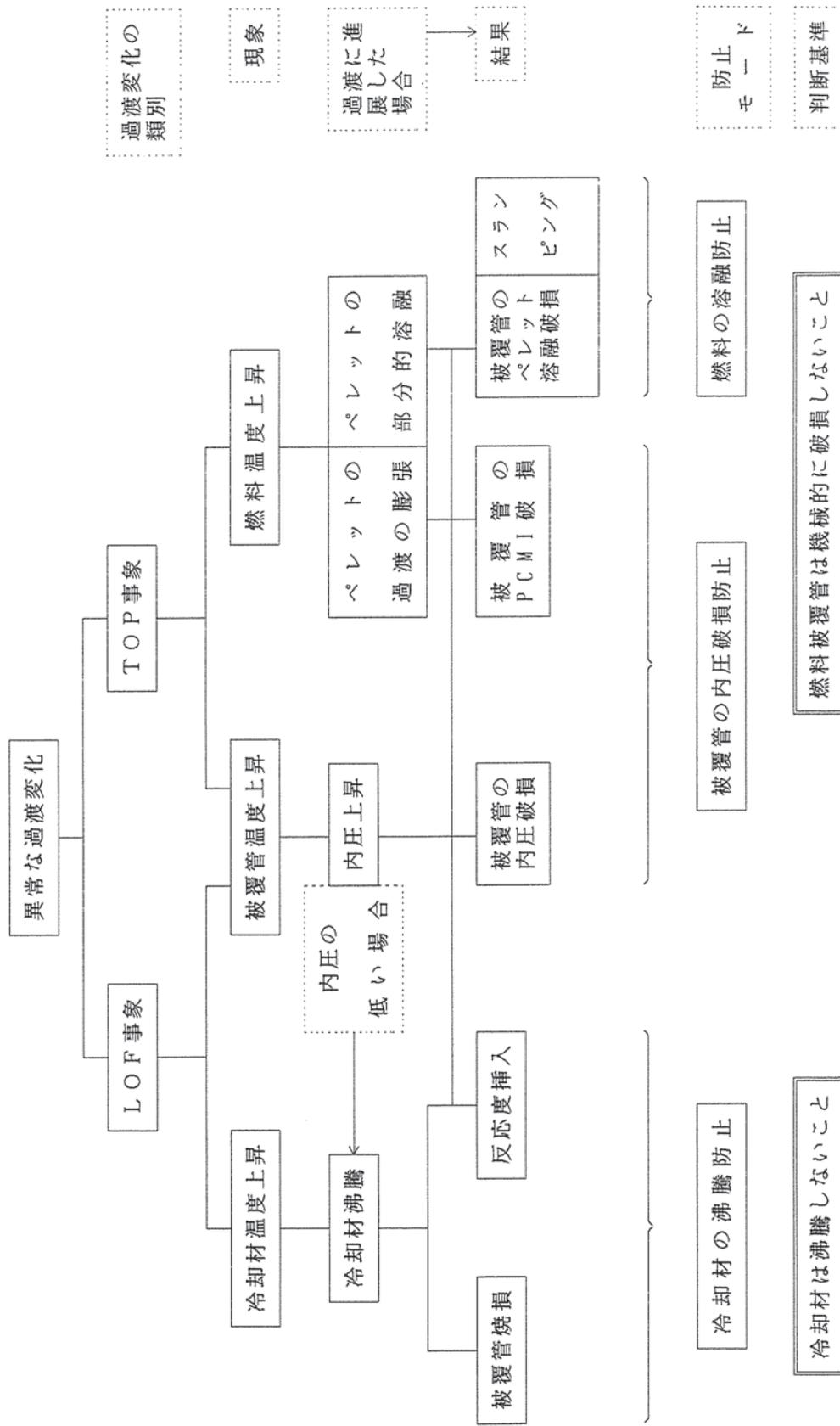
冷却能力低下型の事象においては、冷却材及び被覆管の温度が上昇するため、燃焼がある程度進み内圧が高くなった燃料要素の場合は、被覆管最高温度部分で内圧によるクリープ破損を生ずる可能性がある。「もんじゅ」の場合こうした破損を防止するため、被覆管制限温度として830℃を設定している。これは照射済燃料被覆管について行われた国内外の急速加熱試験データに基づいたものである。

(3) 被覆管の焼損防止

燃焼初期の燃料要素においては、内圧が低いため被覆管温度が冷却材の沸点近くまで上昇しても直ちに損傷には至らないが、いったん冷却材の沸騰が始まると被覆管温度が更に上昇し焼損する可能性がある。こうした燃料破損は冷却材温度を沸点以下に抑えることによって防止でき、「もんじゅ」の場合、そのための制限温度を炉心ナトリウム温度で920℃としている。

表1には「もんじゅ」における燃料許容設計限界の評価基準を示す。また表2には、

米国FFTF及びクリンチリバー高速原型炉で採用されていた判断基準を示す。ここで通常運転時及び異常な過渡変化はAnticipated Event に相当するものと考えられ、米国においては燃料熔融制限、被覆管温度制限の他に被覆管歪制限を設けていることがわかる。



破損を防止することによりFPガス放出の影響は避けられる。

図1 運転時の異常な過渡変化時の判断基準の構成

表1 「もんじゅ」における燃料許容設計限界評価基準

対象事象	評価基準	設定理由
反応度挿入型事象	燃料最高温度 < 2650℃	燃料溶融による被覆管の機械的損傷防止
冷却能力 低下型事象	被覆管最高温度 < 830℃	被覆管の内圧破損防止
	炉心ナトリウム温度 < 920℃ (冷却材の沸騰防止)	被覆管の焼損防止

表2 FFTF, CRBRP (米) における異常状態, 仮想状態に対する燃料の判断基準

事象分類	FFTF	CRBRP				
Anticipated Event	<ul style="list-style-type: none"> 燃料溶融なし (5000°F 以下) (2760℃) 被覆管歪 0.3% 以下 燃焼度に応じた被覆管温度限界 <table border="0"> <tr> <td>4万MWD/T</td> <td>1580°F (860℃)</td> </tr> <tr> <td>8万MWD/T</td> <td>1460°F (793℃)</td> </tr> </table> 	4万MWD/T	1580°F (860℃)	8万MWD/T	1460°F (793℃)	被覆管温度 1450°F 以下 (788℃)
4万MWD/T	1580°F (860℃)					
8万MWD/T	1460°F (793℃)					
Unlikely Event	<ul style="list-style-type: none"> 燃料溶融断面 50% 以下 被覆管歪 0.7% 以下 燃焼度に応じた被覆管温度限界 <table border="0"> <tr> <td>4万MWD/T</td> <td>1600°F (871℃)</td> </tr> <tr> <td>8万MWD/T</td> <td>1560°F (849℃)</td> </tr> </table> 	4万MWD/T	1600°F (871℃)	8万MWD/T	1560°F (849℃)	被覆管温度 1600°F 以下 (871℃) { 寿命分数和 (Cumulative Damage Function) は1以下 * 塑性及びサーマルクリープ歪の合計0.3%以下 }
4万MWD/T	1600°F (871℃)					
8万MWD/T	1560°F (849℃)					
Extremely Unlikely Event	<ul style="list-style-type: none"> 燃料溶融断面 50% 以下 (新燃料に対しては70%以下) 被覆管温度 1800°F 以下 (982℃) 	被覆管は溶融しないこと (2475°F 以下) (1357℃)				
備考		* PSAR Chap. 15の各事象の評価に於いては、被覆管温度にのみ着目して健全性を述べており、それ以外については燃料設計に於いて評価がなされると記されている。				

2.2 被覆管温度急上昇による内圧破損の防止に関する「もんじゅ」の評価手法

被覆管温度が急上昇する場合の内圧破損に関しては、HEDLが行った照射済FFTF用燃料被覆管（20%CW SUS316）の急速加熱試験及び動燃事業団が実施した「常陽」照射済燃料被覆管（昭和46年度試作10%CW SUS316）の急速加熱試験で、初期内圧及び被覆管温度上昇率をパラメータとして破損温度が調べられている。

図2に示す上記の二つの試験結果から、破損温度は以下の特徴を有することがわかる。

- 内圧による応力が大きくなるに従って低下する。
- 温度上昇率が大きくなるに従って上昇する。
- 照射による破損温度低下は、 $2 \sim 3 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$ 以上の領域では照射量への顕著な依存性は認められていない。

又、前記急速加熱試験データの統計解析により、応力及び温度上昇率をパラメータとした破損温度の95%信頼幅下限値が得られており、温度上昇率 10°C/sec の場合の破損温度下限値が実線で示されている。

「もんじゅ」燃料の使用末期内圧条件下（被覆管応力約 7 kg/mm^2 ）での破損温度下限値を温度上昇率の関数として示すと図3のとおりとなる。

運転時の異常な過渡変化のうち被覆管温度の上昇が比較的大きい事象においては、温度上昇率はいずれも 10°C/sec を下廻ることはない。そこで、過渡時被覆管の最高温度制限値（判断基準）は、図3から求まる温度上昇率 10°C/sec における破損温度下限値 880°C に対して約 50°C の工学的裕度を見込み 830°C が採用されてきた。

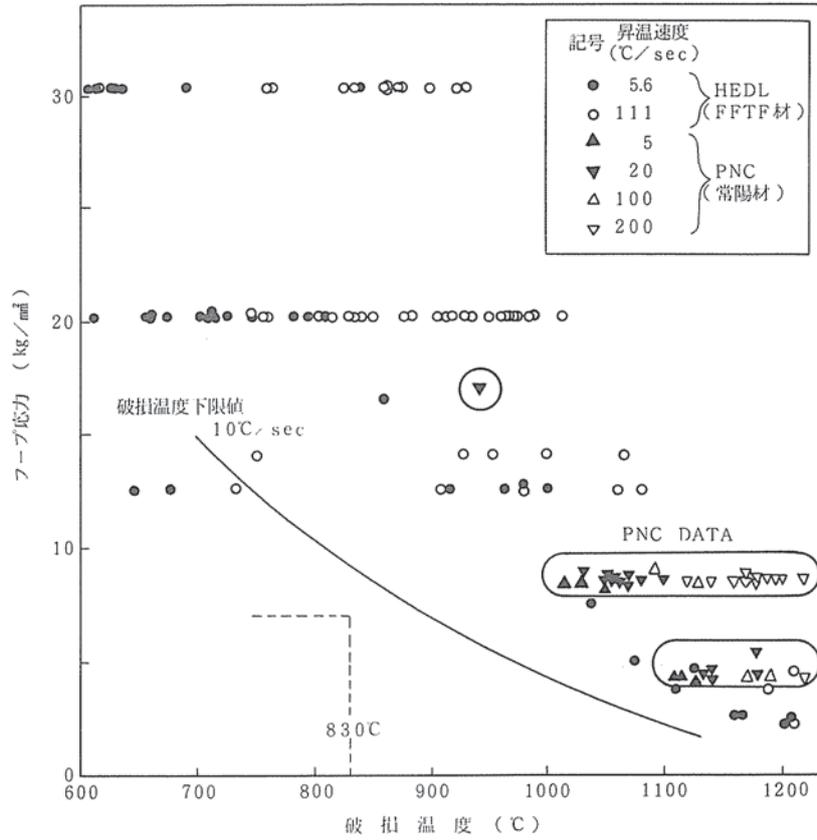


図2 照射済燃料被覆管の急速加熱時内圧破損温度

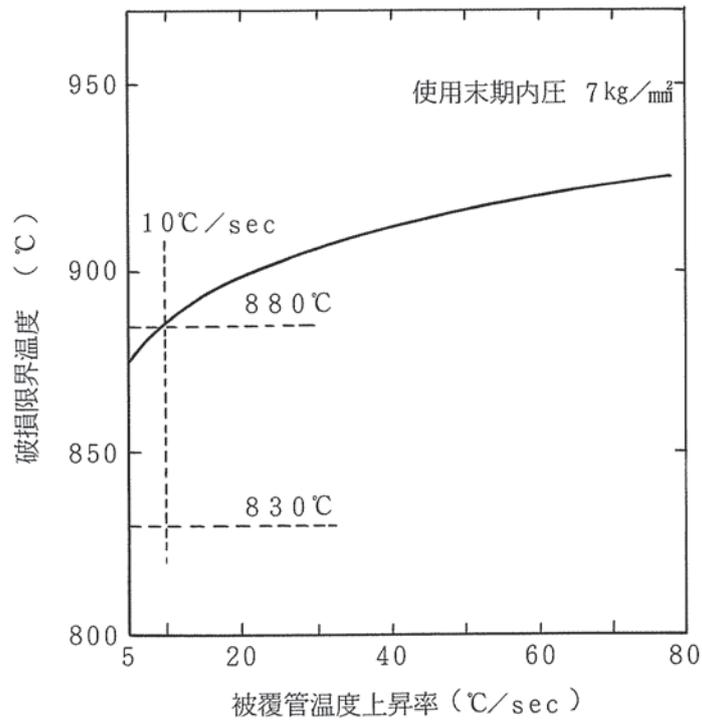


図3 破損限界温度の温度上昇率への依存性

3. 今回の評価手法

3.1 Larson-Miller Parameter Life Fraction法によるデータの整理

破損予測に対する一つの有効な評価手法はHEDLで行っているLarson-Miller Parameter Life Fraction¹⁾であり、この方法を用いて急速加熱試験、高温引張試験及びクリープ破断試験により得られたデータを評価した。

(1)式で表わせるLarson-Miller Parameter (LMP) は一定応力、温度条件での破損データ (クリープ破断試験データ) を基に、ある一定の応力、温度条件での破損を予測する際の有効な手段として知られている。

$$LMP = T (\log_{10} t_r + C) \dots\dots\dots (1)$$

T : 絶対温度 (K)

t_r : 破損時間 (hr)

C : 定数

一方、Life Fraction Ruleは(2)式のLife Fraction L(t)が1になったときに、破損が起るとするものである。

$$L(t) = \int_0^t \frac{dt}{t_r(\sigma, T)} \dots\dots\dots (2)$$

t : 時間 (hr)

t_r : 応力σ, 温度Tにおける破損時間 (hr)

(1)式と(2)式を結びつけ過渡条件における破損を予測しようとするものであるが、この際応力は一定と仮定し、またその応力に対応するLMPが一義的に定まるとすれば、(1)式より

$$t_r = 10^{-c} \exp(2.3LMP/T) \dots\dots\dots (3)$$

(2)式および(3)式より

$$L(t) = 10^c \int_0^t \exp\left(-\frac{2.3LMP}{T}\right) dt \dots\dots\dots (4)$$

(4)式の右辺で変数は温度Tのみである。したがって過渡状態における温度を時間の関数として表わすことができれば、L(t)が求まり、L(t*)=1より破損時間t*が求ま

る。

また、温度による弾性率の変化を考慮し、(5)式のModified Stress σ_m で整理する。

$$\sigma_m = \sigma_T \frac{E_{1023}}{E_T} \dots\dots\dots (5)$$

σ_T : 温度 T (K) の応力

E_{1023} : 1023 (K) の弾性率

E_T : 温度 T (K) の弾性率

(5)式の弾性率は弾性率の温度依存性を表わす(6)式より求めた。²⁾

$$E_T = 2.126 \times 10^4 - 10.125 \times (T - 273.15)$$

$$(723.15K < T \leq 923.15K)$$

$$E_T = 1.9731 \times 10^4 - 3.2761 \times (T - 273.15)$$

$$- 9.3538 \times 10^{-3} \times (T - 273.15)^2 + 3.7656 \times 10^{-6} \times (T - 273.15)^3$$

$$(923.15K < T < 1123.15K) \dots\dots\dots (6)$$

T : 絶対温度 (K)

上記範囲の温度を外れる時は上式を外挿して求めた。

急速加熱試験の温度条件は温度上昇率を用いると、時間に対して(7)式で表わされる。

$$T = \dot{T} \times t + T_1 \dots\dots\dots (7)$$

\dot{T} : 温度上昇率 (K/hr)

T_1 : 初期温度

(4)式と(7)式、および破損条件すなわち $L(t^*) = 1$ より

$$\frac{10^c}{\dot{T}} \int_{T_1}^{T^*} \exp\left(-\frac{2.3LMP}{T}\right) dT = 1 \dots\dots\dots (8)$$

T^* : 破損温度 (K)

(8)式を整理すると(9)式が得られる。

$$\frac{LMP}{T^*} + \log_{10} \frac{LMP}{T^*} = C - \log_{10} 2.3 - \log_{10} \frac{\dot{T}}{T^*} \dots\dots\dots (9)$$

ここで、(8)式から(9)式への導出は以下のとおりである。

$$\int_{T_1}^{T^*} \exp\left(-\frac{2.3LMP}{T}\right) dT = \dot{T} \cdot 10^{-c}$$

両辺に $\exp\left(\frac{2.3LMP}{T^*}\right)$ をかけると,

$$\exp\left(\frac{2.3LMP}{T^*}\right) \int_{T_1}^{T^*} \exp\left(-\frac{2.3LMP}{T}\right) = \exp\left(\frac{2.3LMP}{T^*}\right) \dot{T} \cdot 10^{-c}$$

これは次のように書き直すことができる。

$$\int_{T_1}^{T^*} \exp\left\{2.3LMP \frac{(T-T^*)}{T \cdot T^*}\right\} dT = \dot{T} \cdot 10^{\left(\frac{LMP}{T^*} - C\right)}$$

ここでリニアな温度勾配に対しては、上記の積分は T が T^* に近づいた時のみ意味をもつ。この温度範囲では、 $T \cdot T^*$ は $(T - T^*)$ に比較して変化が小さいので、 $T \cdot T^*$ は $(T^*)^2$ で近似できる。従って、

$$\begin{aligned} & \int_{T_1}^{T^*} \exp\left\{2.3LMP \frac{(T-T^*)}{(T^*)^2}\right\} dT = \dot{T} \cdot 10^{\left(\frac{LMP}{T^*} - C\right)} \\ & \frac{(T^*)^2}{2.3LMP} \left[\exp\left\{\frac{2.3LMP \cdot (T-T^*)}{(T^*)^2}\right\} \right]_{T_1}^{T^*} = \dot{T} \cdot 10^{\left(\frac{LMP}{T^*} - C\right)} \\ & \frac{(T^*)^2}{2.3LMP} \left\{ 1 - \exp\left\{-\frac{2.3LMP \cdot (T_1 - T^*)}{(T^*)^2}\right\} \right\} = \dot{T} \cdot 10^{\left(\frac{LMP}{T^*} - C\right)} \end{aligned}$$

LMPは典型的には $20T^*$ のオーダーであり、 T_1 は $\sim 0.5T^*$ なので、 \exp の $\{ \}$ 内は e^{-20} のオーダーになり、これは1に比べて無視できるため、

$$\frac{(T^*)^2}{2.3LMP} = \dot{T} \cdot 10^{\left(\frac{LMP}{T^*} - C\right)}$$

を得ることができる。さらに両辺の対数を取り、整理すると(9)式となる。

したがって、(9)式の非線形方程式を解く事により、温度上昇率 \dot{T} 及び破損温度 T^* に対するLMPを求めることができる。

一方、高温引張試験データについては、引張速度 (0.2%耐力までは0.5%/min, 耐力以降5%/min) と破断伸びより t_r を求めLMPを算出する。

クリープ破断試験データについては、(1)式よりLMPを求める。

3.2 評価手順

Larson-Miller Parameter Life Fractionを用いた今回の評価手法を図4に示す。まず受入材の急速加熱試験、クリープ破断試験、高温引張試験の各試験結果について、LMP, σ_m をそれぞれ求め、LMP- σ_m のフィッティング式及び95%信頼幅下限式を求める。この時の定数Cは、LMP- σ_m の関係式の残差平方和が最小になるように定める。照射材についても同様にLMP- σ_m の関係を求めるが、この時の定数Cは受入材のものを使用する。ここで照射によるLMPの変化 (Δ LMP) は、同等の σ_m に対しての受入材のベストフィット式と、照射材の差である。この様にして求めた Δ LMPの最下限値をさらに高フルエンス側に外挿し、各フルエンスにおけるLMP- σ_m の95%信頼幅下限式を得ることができる。

この様にして求めたLMP- σ_m の関係から、破損温度下限値の設定を行う。

今回の評価手法と「もんじゅ」で用いられた許容設計限界評価手法の比較を表3に示す。

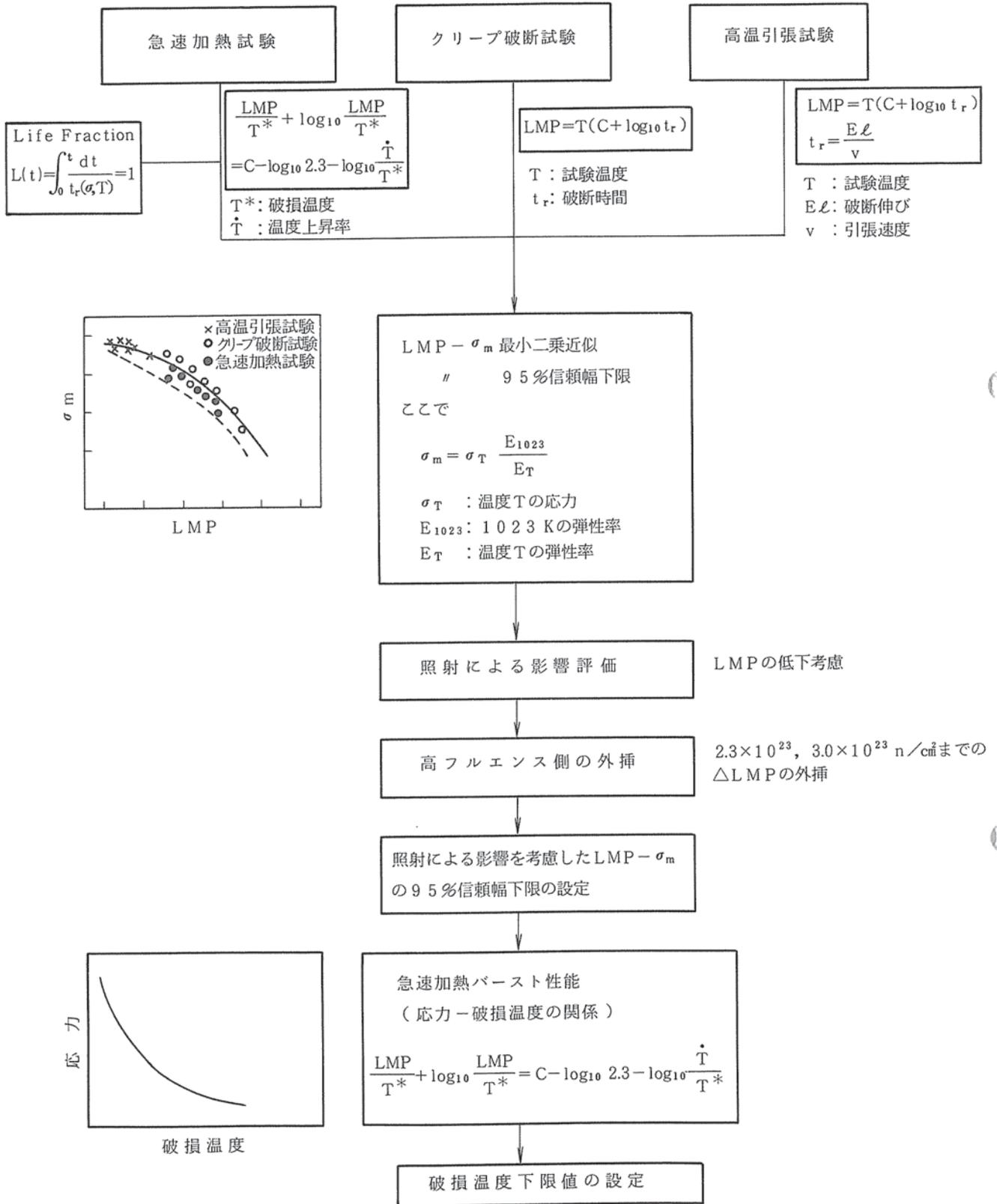


図4 Larson-Miller Parameter Life Fractionを用いた評価手法

表3 燃料許容設計限界検討方法の比較

項目	「もんじゅ」における 許容設計限界評価	今回の検討方法
使用被覆管	SUS316相当鋼 〔昭和46年度試作材〕 〔10%CW〕	改良SUS316鋼 (PNC316) 〔昭和55年度試作材20%CW, P, B, Ti, Nbの微量添加〕
評価試験方法	急速加熱試験	急速加熱試験
データ評価方法	応力, 温度上昇率をパラメータ とした破損温度の95%信頼幅下 限值を使用	LMP-Life Fraction法
照射結果	$2 \sim 3 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$ 以上の領域 では照射量への顕著な依存性は 認められない	受入材のベストフィット式との 差 (ΔLMP) を外挿する

4. 実験方法

4.1 供試材

急速加熱試験に供した被覆管は神戸製鋼，住友金属で昭和50年度，55年度に製造されたSUS316相当鋼及び改良SUS316鋼である。それぞれの仕様を表4に示す。

表4 供試材の仕様

管種	主要化学成分 (wt%)				冷間加工度 (%)	結晶粒度 (No.)	公称寸法 (mm)
	P	B	Ti	Nb			
50MK	0.027	0.0020	0.003	0.005	20.0	8.3	6.5 ^{OD} ×5.60 ^{ID} ×0.45 ^T
50MS	0.029	0.0012	0.003	0.002	21.0	8.3	6.5 ^{OD} ×5.60 ^{ID} ×0.45 ^T
55MK	0.028	0.0031	0.080	0.079	20.0	8.9	6.5 ^{OD} ×5.56 ^{ID} ×0.47 ^T
55MS	0.030	0.0039	0.097	0.070	19.2	8.3	6.5 ^{OD} ×5.56 ^{ID} ×0.47 ^T

50年度に製造されたSUS316相当鋼及び55年度に製造された改良SUS316鋼は，スエリング及びクリープ破断強度を改善するため，微量化学成分（JIS規格では不純物元素と考えられているP，B，Ti，Nb）の最適化を図っている。

4.2 照射条件

供試材は，「常陽」及び仏フェニックスで照射したものであり，このうち55年度材のフェニックス照射だけは材料照射である。表5に各被覆管の照射炉と照射条件を示す。

表 5 供試材の照射炉と照射条件

被 覆 管 製 造 年 度	照 射 炉	照 射 量 ($\times 10^{22}$ n/cm ² E>0.1MeV)	照 射 方 法
50	フェニックス	6 ~ 18	燃料ピン照射 (Phenix-P3)
55	常 陽	2.9 ~ 8.7	燃料ピン照射
	フェニックス	5.61 ~ 12.1	材料照射 (Phenix-P4)

4.3 強度試験方法

(1) 急速加熱試験機

急速加熱試験は、照射済試料に関しては、大洗工学センター照射材料試験室で実施し、受入材に関しては照射材料試験室以外に東芝（株）（日本核燃料開発（株）³⁾）でも実施した。

(2) 急速加熱試験条件

急速加熱試験条件を表 6, 7 に示す。この中で温度上昇率・フープ応力は、冷却能力低下型事象における被覆管が受ける条件（温度上昇率10℃/sec以上、フープ応力10kg/mm²以下）を含んでいる。

(3) 高温引張試験, クリープ破断試験

受入材の高温引張試験及びクリープ破断試験結果のうち、50年度材、55年度材の結果はそれぞれ参考文献4), 5)より引用した。

表 6 受入材急速加熱試験条件一覧

被覆管種	照射炉	照射量 ($\times 10^{22}$ n/cm ² , E>0.1MeV)	照射方法	試験条件		試験機関
				温度上昇率 (°C/sec)	7-f応力 (kg/mm ²)	
50年度材 神戸製鋼	—	—	—	100	5~10	PNC
	—	—	—	5	5~10	
	—	—	—	100	10~20	
55年度材 神戸製鋼	—	—	—	1	5~30	東芝
	—	—	—	2	10	
	—	—	—	5	5~30	
55年度材 住友金属	—	—	—	5	5~22	PNC
	—	—	—	10	10	
	—	—	—	20	5~30	
55年度材 住友金属	—	—	—	100	10~22	PNC
	—	—	—	1	5~30	
	—	—	—	2	10	
55年度材 住友金属	—	—	—	5	5~30	東芝
	—	—	—	5	5~22	
	—	—	—	10	10	
55年度材 住友金属	—	—	—	20	5~30	東芝
	—	—	—	100	10~22	
	—	—	—	100	10~22	

表7 照射炉，照射条件，急速加熱試験条件一覧

被覆管種	照射炉	照射量 ($\times 10^{22}$ n/cm ² , E>0.1MeV) 照射温度	照射方法	試験条件		試験機関
				温度上昇率 (°C/sec)	7-7応力 (kg/mm ²)	
50年度材 神戸製鋼 住友金属	フェニックス	6~18 495°C~605°C	燃料ピン 照射	5	5~20	PNC
				10	10	
				100	10~20	
55年度材 神戸製鋼 住友金属	常陽	2.9~8.7 425°C~629°C	燃料ピン 照射	4	5~22	
				5	5~22	
				80	5~22	
55年度材 神戸製鋼	フェニックス	5.61~12.1, 420°C~630°C	材料照射	100	8~22	
				5	5~22	

5. 実験結果の整理と考察

5.1 受入材

(1) 温度上昇率の影響

昭和50, 55年度材の温度上昇率別の破損温度とフープ応力の関係を図5, 6に示す。曲線は各データ点を最小二乗近似により求めたものである。

温度上昇率が大きい値になるにつれ破損温度が高くなることがわかる。

(2) 年度別急速加熱バースト性質の比較

温度上昇率5℃/sec, 100℃/secにおける破損温度とフープ応力を50年度材と55年度材に対して比較した結果を図7, 8に示す。曲線は昭和50, 55年度材の各データ点を最小二乗近似により求めたものである。いずれの温度上昇率の場合でも昭和55年度材の方が高い破損温度を示しており, その差はフープ応力10kg/mm²で約50℃である。

(3) 被覆管製造メーカーによる影響

昭和55年度材の温度上昇率1℃/sec, 5℃/sec, 20℃/secにおける被覆管製造メーカー(神戸製鋼, 住友金属)別の破損温度とフープ応力の関係を図9, 10, 11に示す。曲線は各データ点を最小二乗近似により求めたものである。神戸製鋼製の方が破損温度が若干高い傾向にあるが, 差は僅かであり, 両者の間に性能差はないと考えられる。

(4) 試験機関による影響

昭和55年度材の温度上昇率5℃/secにおける試験機関(PNC, 東芝)別の破損温度とフープ応力の関係を図12に示す。曲線は各データ点を最小二乗近似により求めたものである。両者間の差はごく僅かであり試験機関による差はないと考えられる。

(5) 高温引張試験, クリープ破断試験及び急速加熱試験結果の相関

Larson-Miller Parameter Life Fraction法により昭和55年度材の急速加熱試験, クリープ破断試験, 高温引張試験及び昭和50年度材の急速加熱試験結果をLMPと σ_m でまとめた結果を図13~16に示す。回帰式(定数C含む)は各データのベストフィットにより求めた。各試験別に見ると急速加熱試験(図13)にバラつきが大きく(LMPで2程度), クリープ破断試験, 高温引張試験(図14, 15)のバラつきは小さい。昭和55年度材の3つの試験結果を同一図上に整理した結果を図17に示す。これから高温引張

試験とクリープ破断試験は同一曲線上にフィットするが、急速加熱試験の高応力側 ($\sigma_m > 20$) が回帰曲線の下側に集中しており、全体のバラつきを大きくする結果となった。

次に急速加熱試験と高温引張試験の2つに注目して、図18, 19に示す様に横軸に「破損温度 (急速加熱試験), 試験温度 (高温引張試験)」、縦軸に「フープ応力 (急速加熱試験), 引張強さ (高温引張試験)」をとり、内圧と単軸の応力の等価応力への換算を無視して参考までにプロットする。温度範囲は異なるが、急速加熱試験の低温度上昇率側のデータと高温引張試験のデータは連続性があるように見える。この事をさらに確認するためには、800℃～1000℃の温度範囲における高温引張試験が今後必要である。

5.2 照射材

(1) 温度上昇率の影響

昭和50, 55年度材の温度上昇率別の破損温度とフープ応力の関係を図20, 21に示す。曲線は、各データ点を最小二乗近似により求めたものである。

温度上昇率が大きくなるに従い破損温度が高くなる傾向は受入材と同じである。

(2) 年度材別破損温度の比較

温度上昇率 5℃/sec, 100℃/secにおける破損温度とフープ応力の年度材別の比較を図22, 23に示す。曲線は各データ点を最小二乗近似により求めたものである。受入材と同様に破損温度は、昭和55年度材の方が50年度材よりも高くなっている。

(3) フープ応力の影響

昭和55年度材のフープ応力別の温度上昇率と破損温度の関係を図24に示す。フープ応力が低い程破損温度は高くなっているが、フープ応力が高くなるに従い破損温度の温度上昇率依存性が小さくなっている特徴がある。

(4) 照射による影響

受入材と照射材の温度上昇率別の破損温度とフープ応力の関係を図25～27に示す。曲線は、各データ点を最小二乗近似により求めたものである。いずれの場合も受入材の方が破損温度が高い傾向にある。

(5) 燃料ピン照射と材料照射の比較

図28に昭和55年度材の温度上昇率 5℃/secにおける燃料ピン照射と材料照射の比較を示す。今回の調査範囲では、両者の間に明瞭な差は見られない。

6. 過渡時の被覆管最高温度制限値の評価

これまで得られた急速加熱試験データを統計解析することにより、フープ応力をパラメータとした破損温度の95%信頼幅下限値を得ることができる。図29には、こうして評価した昭和55年度照射済被覆管の破損温度の信頼幅下限値を温度上昇率5℃/secの場合について実線で示した。原子炉の使用末期内圧条件下（もんじゅの場合被覆管応力7 kg/mm²）での破損温度下限値は昭和55年度材で約1010℃と見積ることができる。

そこで、照射材の各加熱速度に対して得られたフープ応力と破損温度の関係から(9)式及び(5)式を用いて、LMP- σ_m で整理した結果を図30に示す。図中には、図13に示した受入材のLMP- σ_m のベストフィット式を破線で示した。これから同等のModified Stress σ_m に対して照射材のLMPは受入材に比べて全体に低下傾向にあることがわかる。図31は昭和55年度材について同等のModified Stress σ_m に対するLMPの変化量(Δ LMP)を照射量に対して整理したものである。図中には、燃料ピン照射と材料照射の結果を異なる印で示しているが、両者で明瞭な差は特定できない。また図32、図33、図34、図35はそれぞれの照射温度に対して Δ LMPと照射量の関係を整理したものである。図31に示す Δ LMPと照射量の関係から、 Δ LMPの最下限値を見積り、照射量が 10^{23} n/cm²以上では Δ LMPの低下は飽和し、一定値をとるとすることにより、⁶⁾「もんじゅ」及び実証炉で想定されるピーク中性子照射量が 2.3×10^{23} n/cm²、 3×10^{23} n/cm²における Δ LMPの低下量を評価した。その結果以下のLMP低下量が得られた。

$$\Delta \text{LMP} = -1.2833 \quad (2.3 \times 10^{23}, 3 \times 10^{23} \text{n/cm}^2 \text{において})$$

そこで受入材に対して得られているLMP- σ_m の95%信頼下限値をとり、これに上で求めた照射によるLMPの低下を考慮することにより(10)式に示す照射材のLMP- σ_m の関係が求められる。図30の実線はこの関係式を示す。

$$\begin{aligned} \text{LMP} \times 10^{-3} = & 28.14 - 34.35 \log_{10} \sigma_m + 29.86 (\log_{10} \sigma_m)^2 \\ & - 9.712 (\log_{10} \sigma_m)^3 \dots\dots\dots (10) \end{aligned}$$

このようにして求めたLMP- σ_m の関係から、(5)式、(9)式に従い、温度上昇率が5℃/secと10℃/secにおける破損温度とフープ応力の関係を求めた。これを図36に示す。昭和55年度材被覆管の中性子照射量が 10^{23} n/cm²以上において、温度上昇率が5℃/sec、10℃/secにお

ける破損温度とフープ応力の95%信頼幅下限曲線は以下の様になった。

中性子照射量： $1 \times 10^{23} \text{n/cm}^2$ 以上

温度上昇率： 5℃/secの時 $\sigma = 6.4056 \times 10^{-5} \times T^2 - 0.17274 \times T + 114.83$

： 10℃/secの時 $\sigma = 6.5364 \times 10^{-5} \times T^2 - 0.17998 \times T + 122.4$

ここで σ ：フープ応力 (kg/mm^2)

T：95%信頼幅下限値の破損温度 (℃)

一般に運転時の異常な過渡変化時における被覆管温度上昇率は扱う事象によって異なるもの表7に示すように一般には10℃/sec以上であることが知られている。

表7 代表事象における被覆管温度上昇率

事象	温度上昇率 (℃/sec)
① 出力運転中の制御棒の異常な引抜き (初期出力91%)	17℃/sec
② 1次冷却材流量減少	17℃/sec
③ 外部電源喪失	36℃/sec

そこで、原子炉の使用末期内圧条件下での破損温度を10℃/secにて評価すると、「もんじゅ」の場合の被覆管応力が 7 kg/mm^2 においては1016℃となり、これに工学的裕度50℃を見込んでも966℃になる。

以上の評価結果から、「もんじゅ」でこれまで採用されていた冷却能力低下型事象における被覆管許容設計限界温度830℃が保守側であることを確認するとともに、本評価によって得られた新たな被覆管最高温度の値は被覆管焼損防止の観点から定められている炉心ナトリウム沸騰防止のための制限温度920℃よりも高温側になる結果を得た。

7. 結 論

冷却能力低下型事象において、内圧によるクリープ破損を防止する観点から「もんじゅ」では被覆管最高温度は830℃以下に制限されている。これはHEDLが行ったFFTF照射済被覆管及び、動燃事業団が行った「常陽」照射の46年度試作10%CW SUS316の急速加熱試験結果に基づき定められたものである。本評価では、「もんじゅ」に採用される55年度試作20%CW SUS316（改良SUS316鋼）の急速加熱試験結果を用いて、Larson-Miller Parameter Life Fraction法による破損予測手法を適用することにより、より合理的な被覆管制限温度を設定した。本手法は、異なる温度上昇率のデータを統一的に評価できるものであり、また照射による破損温度の低下を見積ることができる。その結果、「もんじゅ」条件下における被覆管温度制限値は966℃となり従来採用されてきた830℃の保守性を確認するとともに、この温度は冷却能力低下型事象において被覆管の焼損防止（冷却材沸騰防止）の観点から定められているナトリウム温度920℃を上回ることが判明し、制限温度の合理化の可能性が示された。

8. 謝 辞

急速加熱試験結果，クリープ試験結果及び引張試験結果の計算機によるデータ処理に関し，原子炉システム（株）の関根伸行，有松能力両氏に御協力いただいたことを付記し，ここに感謝致します。

又，本報告は燃料材料開発部照射材料試験室を始めとする関連部門の御協力のもとに実施し得た受入材試験結果及び照射後試験結果に基づくものであり，ここに改めて感謝の意を表わします。

9. 参考文献

- 1) J. L. Straalsund, R. L. Fish and G. D. Johnson, Nucl. Technol, 25(1975)531
- 2) 動燃事業団, 解説 高速原型炉燃料集合体の構造設計方針材料強度基準 (案)
PNC ZN241 85-22(2) 1985年12月
- 3) 東芝, 高速増殖炉燃料被覆管の炉外急速加熱バースト試験 (Ⅱ)
PNC SJ9164 88-008 1988年12月
- 4) 高速炉用燃料被覆管のクリープ試験 (第7次クリープ試験)
PNC SN-241-79-29 昭和54年9月
- 5) 高速炉用燃料被覆管のクリープ試験 (第11次クリープ試験)
PNC SN-241-82-24 昭和57年12月
- 6) G. D. Johnson et al., Trans. Am. Nucl. Soc., 38(1981)265
- 7) 動燃事業団, もんじゅ燃料の許容設計限界 PNC ZN243 83-16 1983年8月

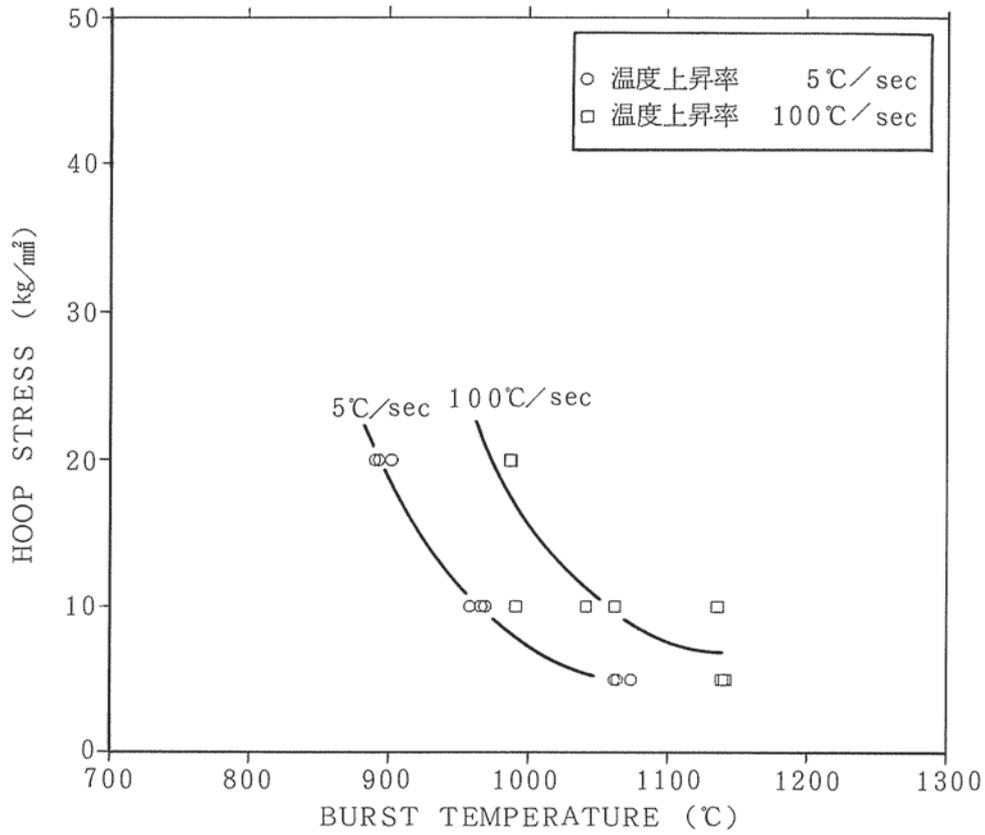


図5 昭和50年度受入材の温度上昇率別性質

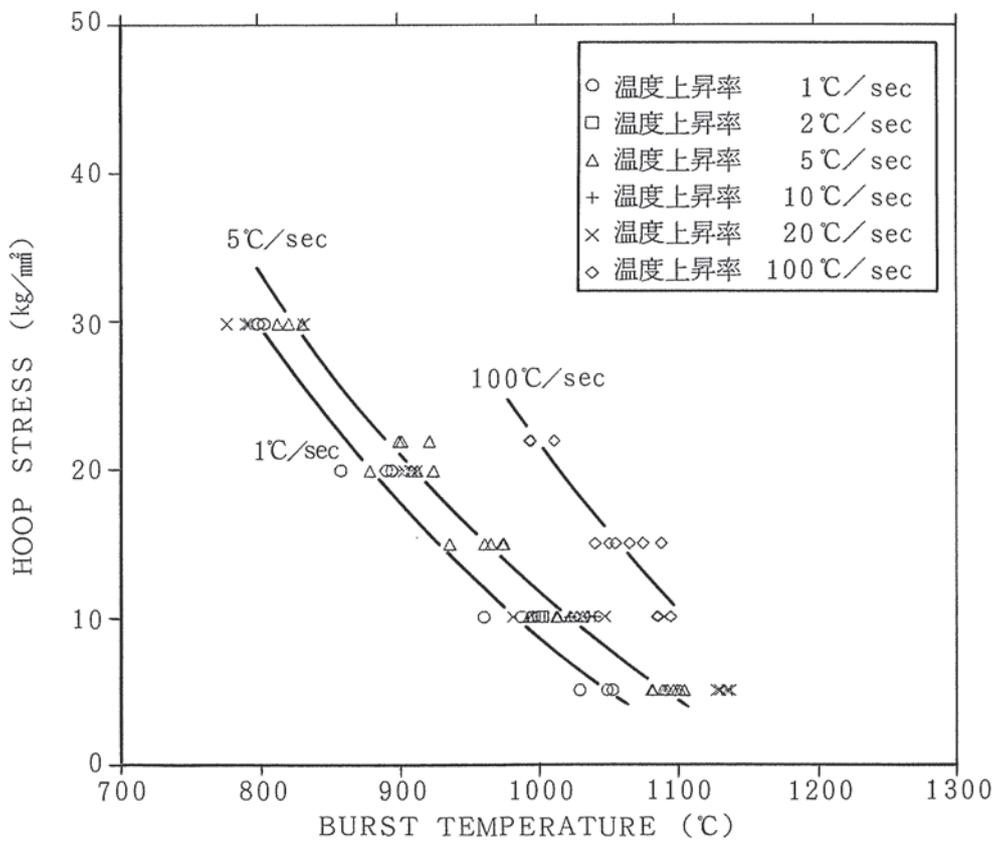


図6 昭和55年度受入材の温度上昇率別性質

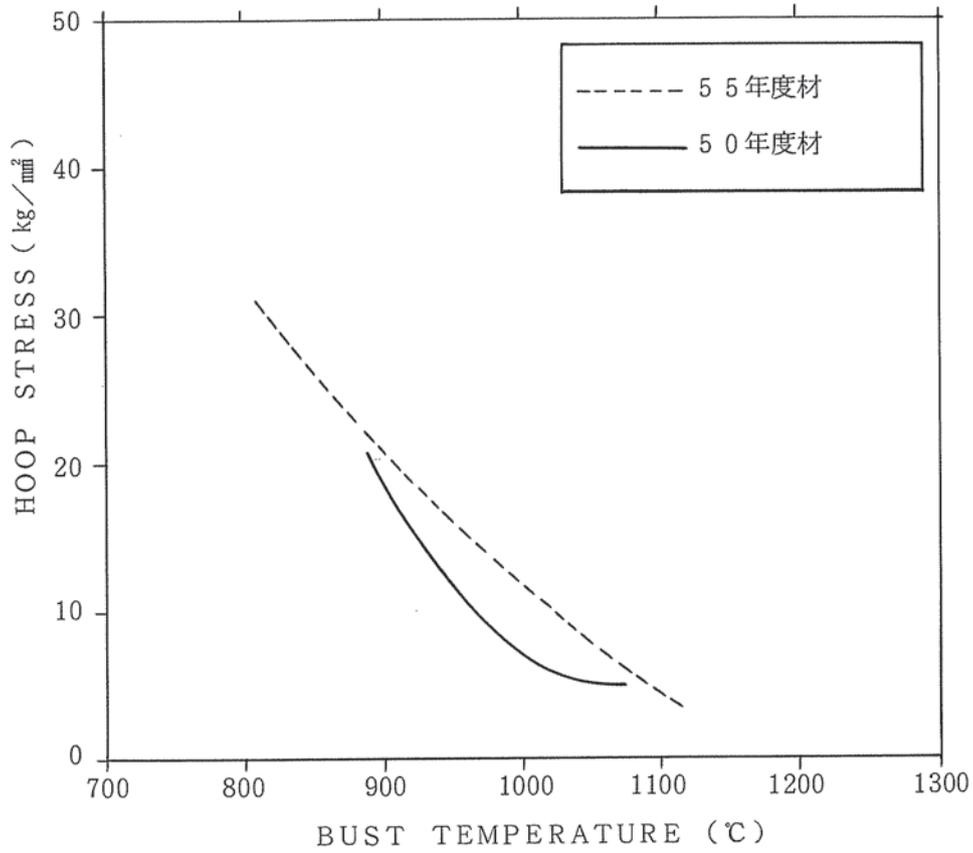


図7 温度上昇率5℃/secにおける受入材の年度別性質

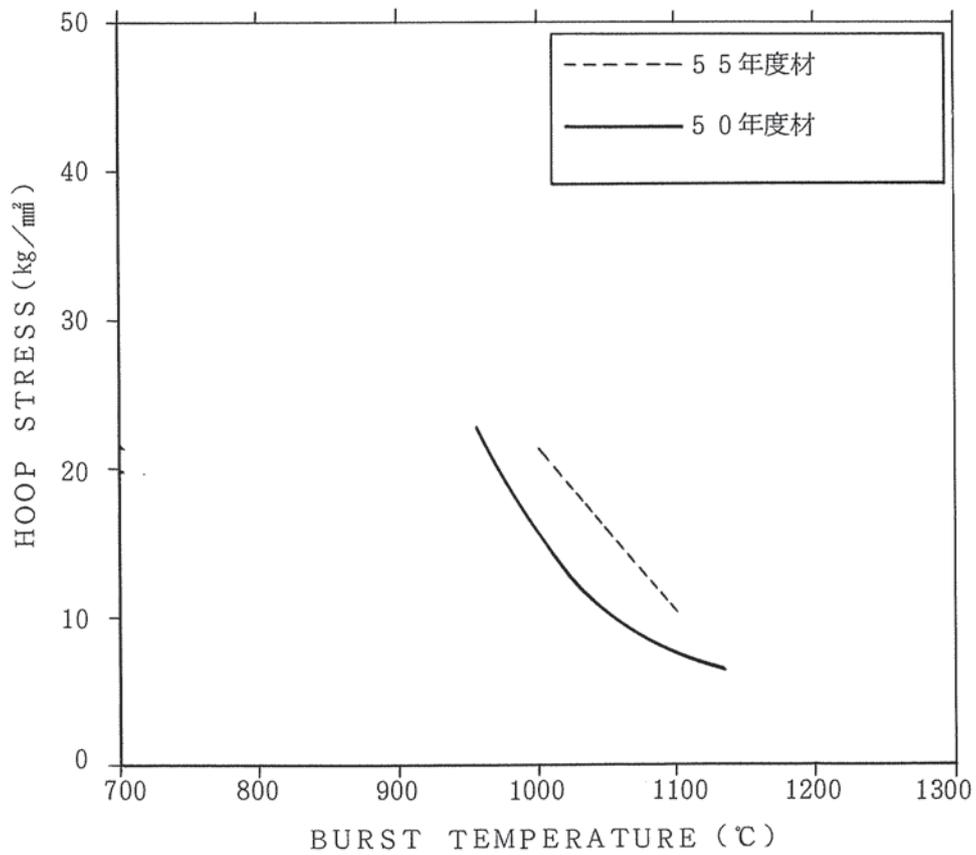


図8 温度上昇率100℃/secにおける受入材の年度別性質

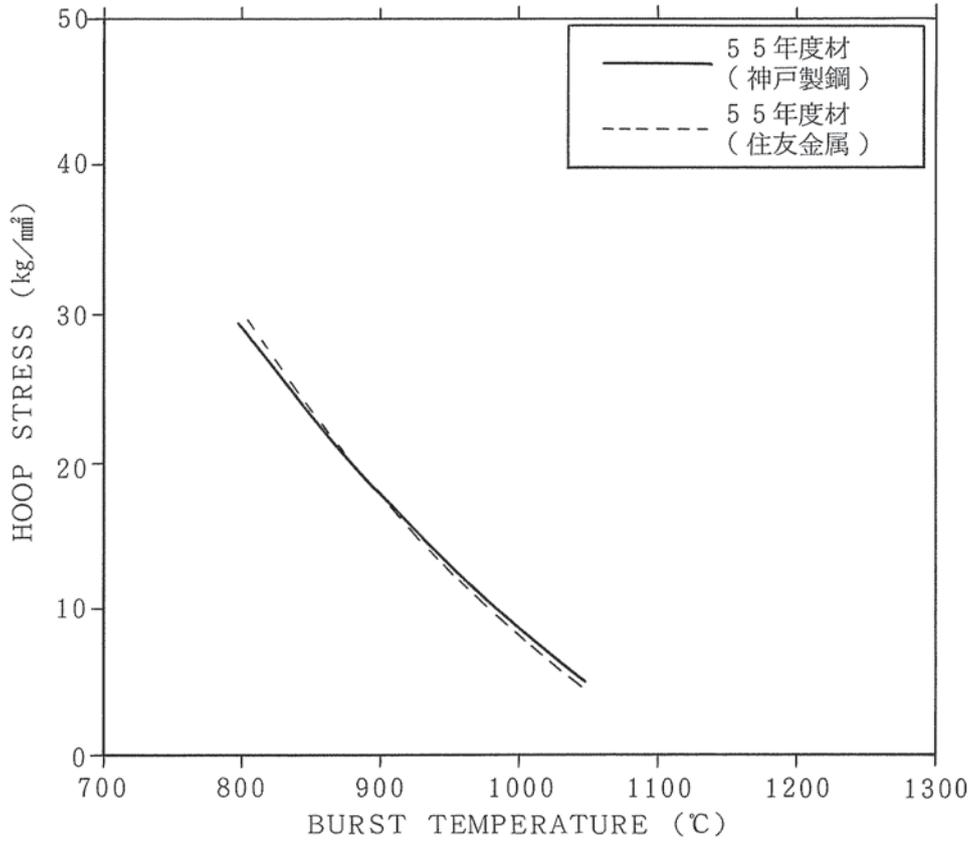


図9 昭和55年度受入材の温度上昇率1℃/secにおける被覆管製造メーカー別性質

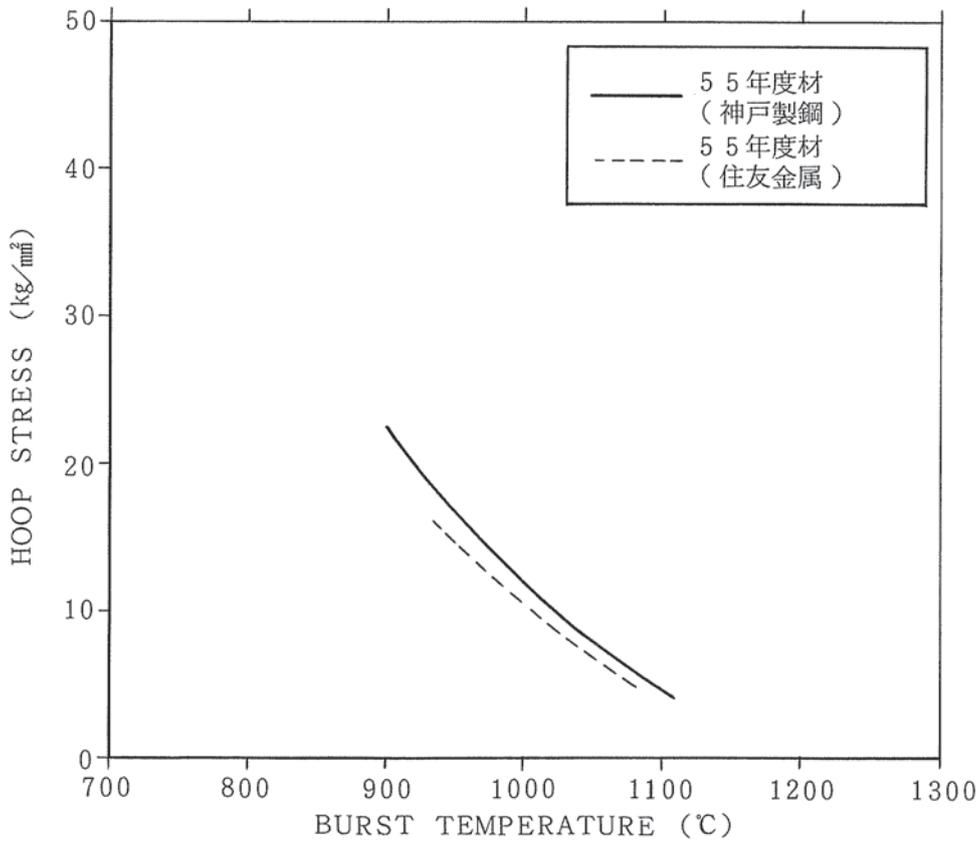


図10 昭和55年度受入材の温度上昇率5℃/secにおける被覆管製造メーカー別性質

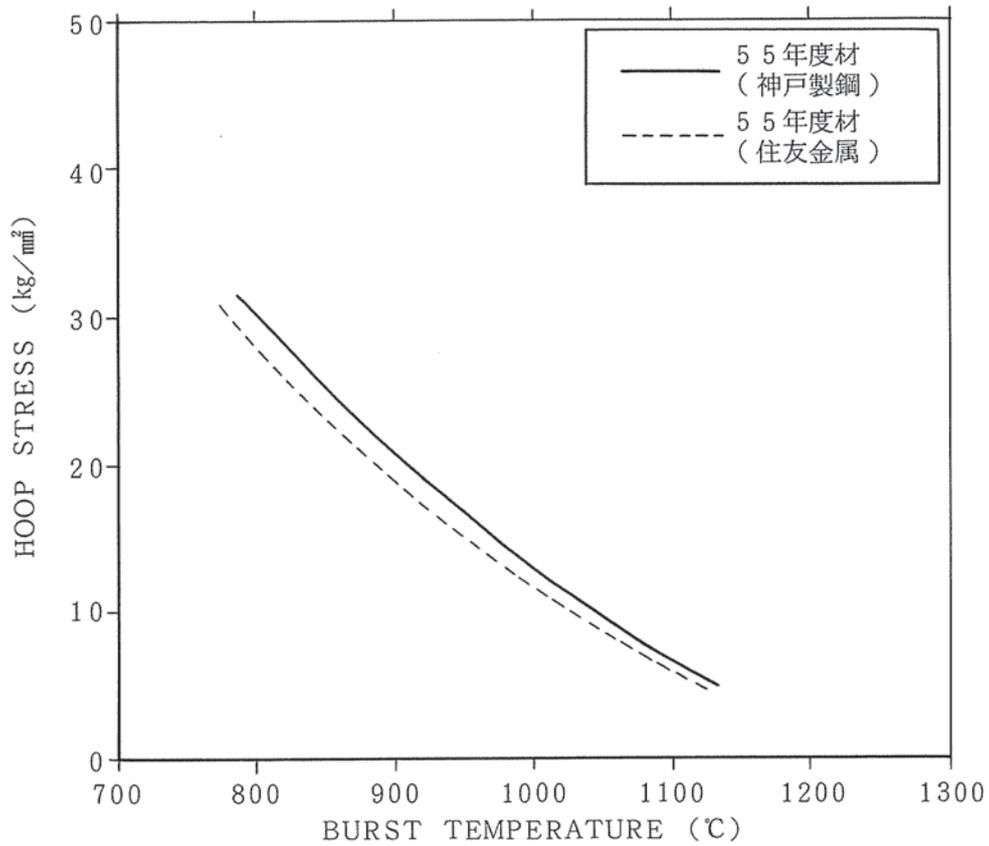


図11 昭和55年度受入材の温度上昇率20℃/secにおける被覆管製造メーカー別性質

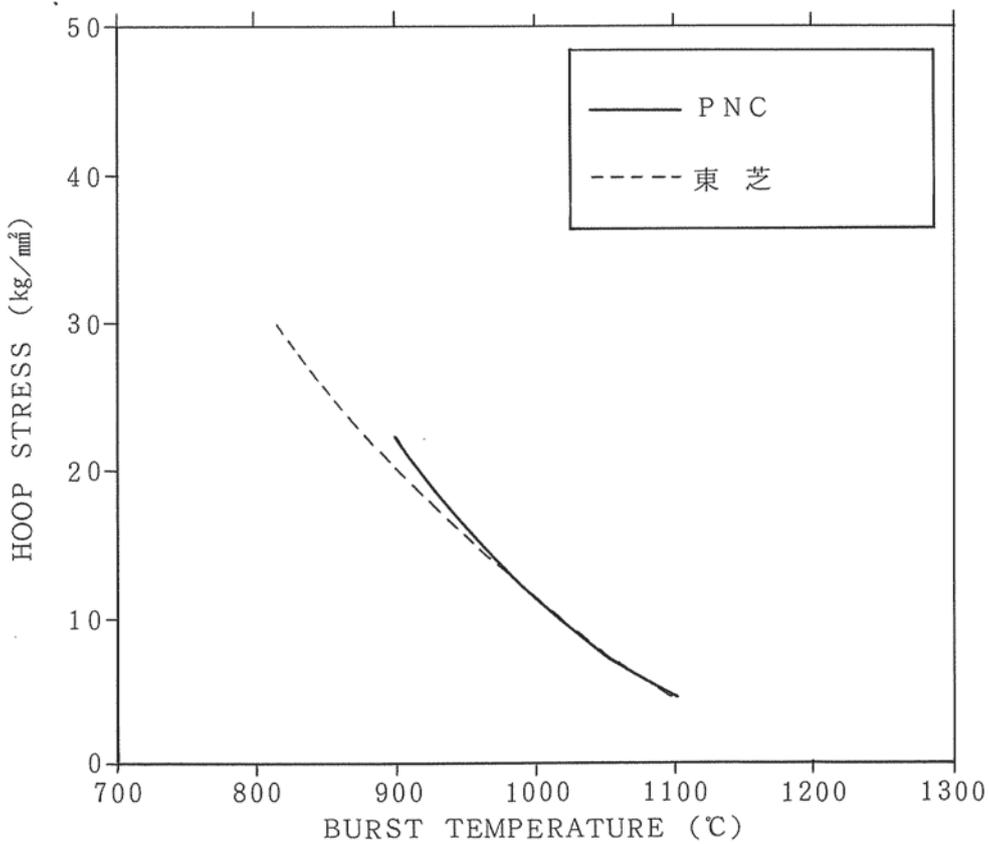


図12 昭和55年度受入材の温度上昇率5℃/secにおける試験機関（PNC、東芝）別性質

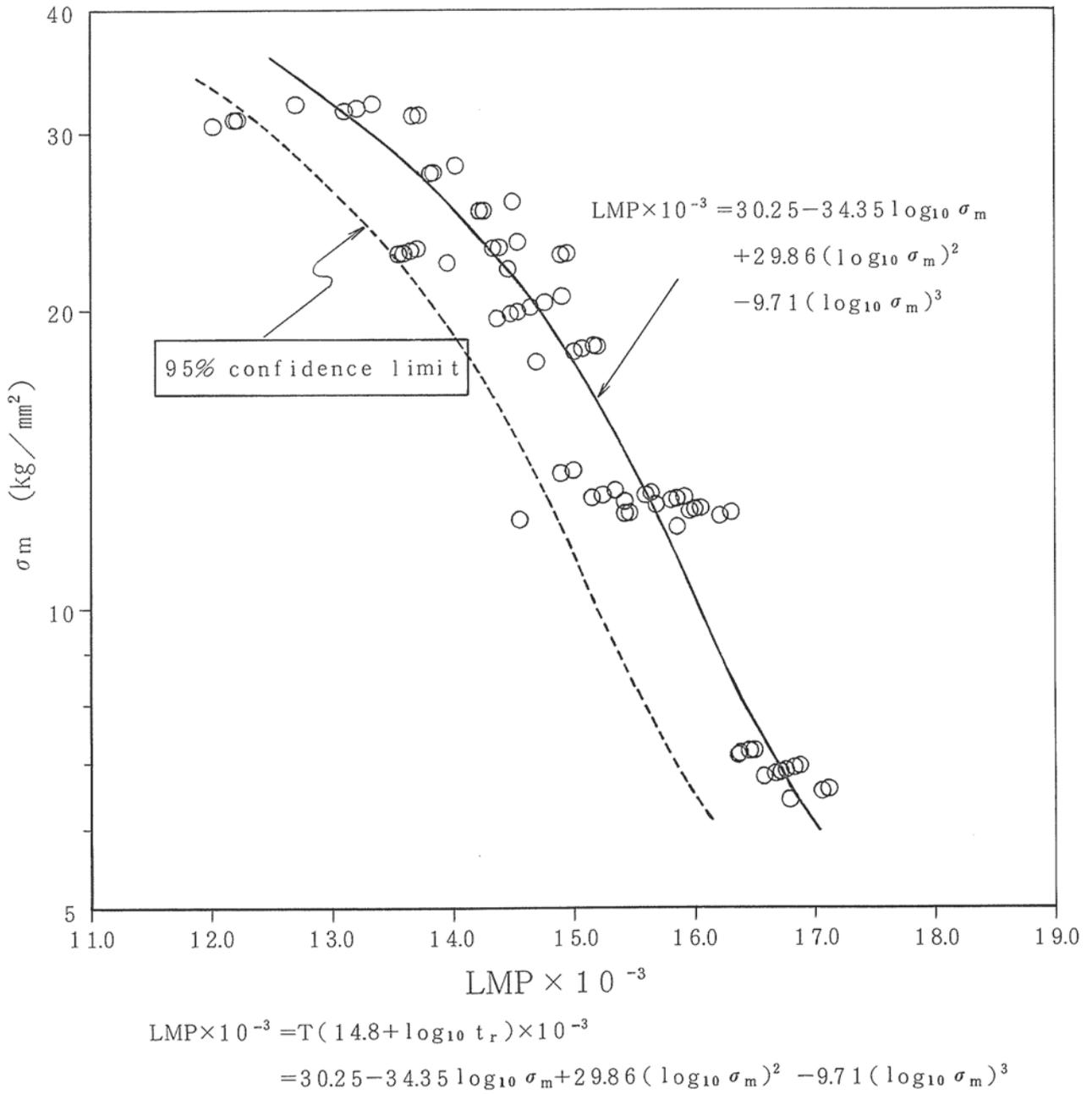
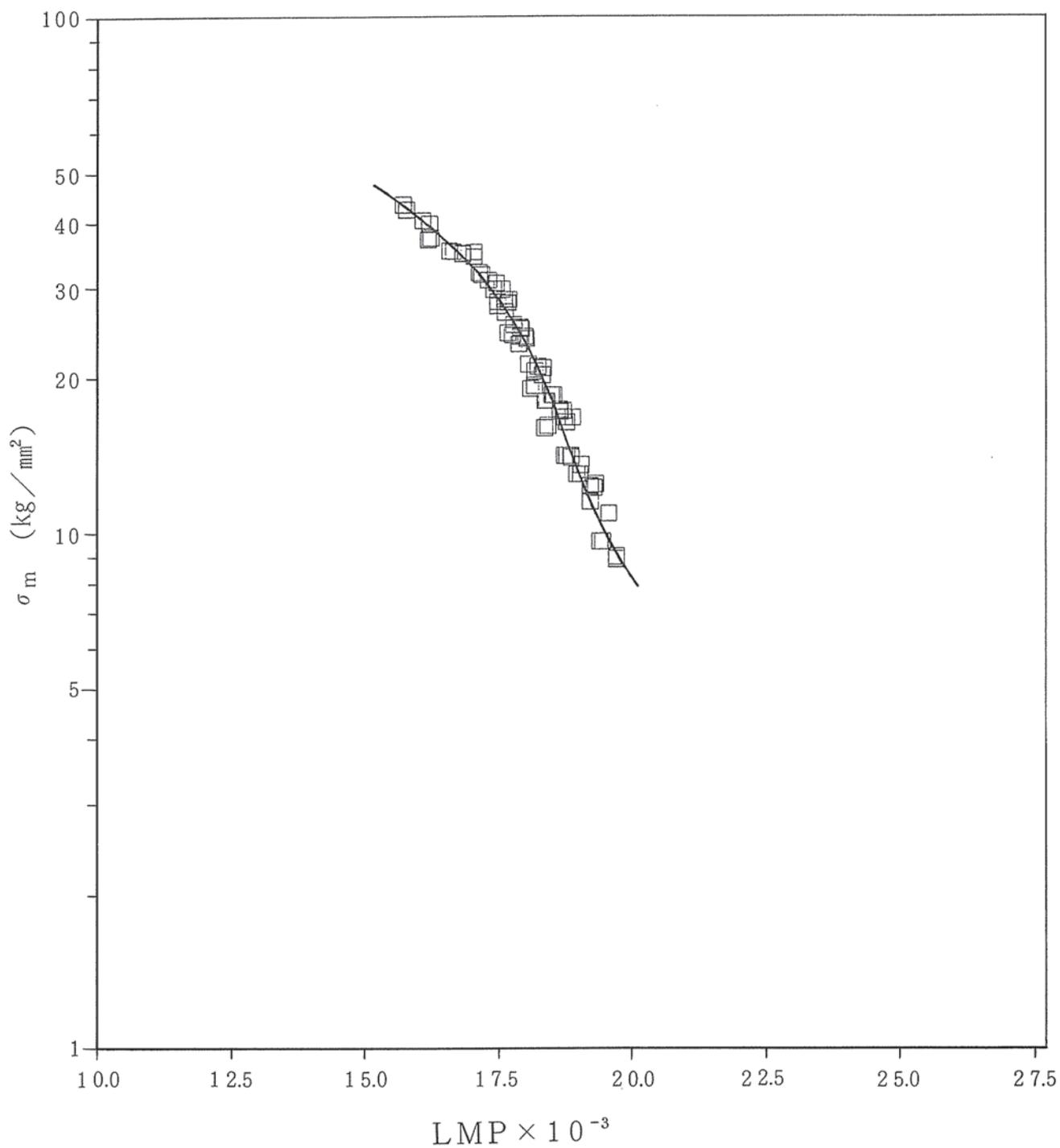
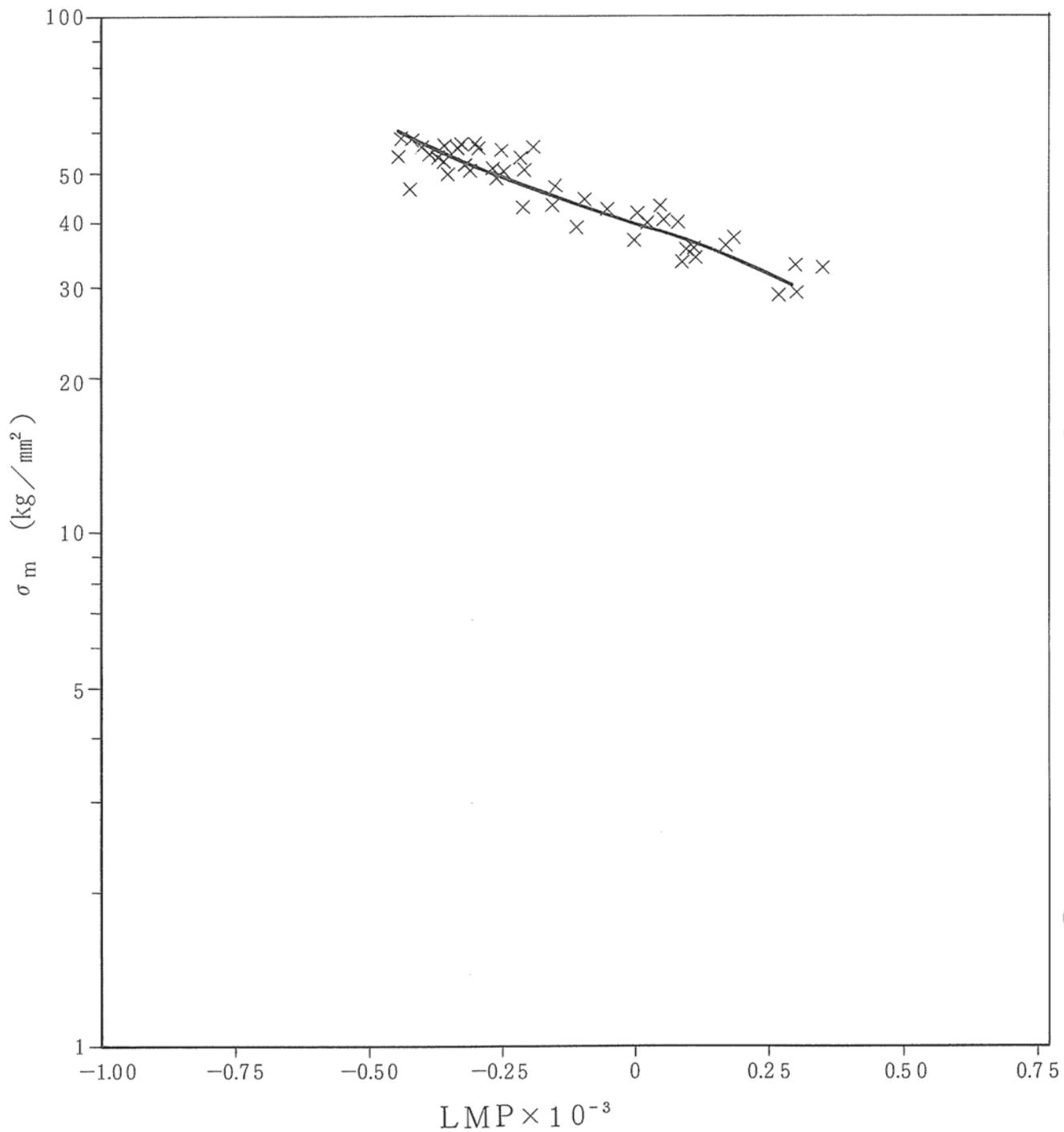


図13 昭和55年度受入材（急速加熱試験）のLMP- σ_m の関係



$$\begin{aligned}
 LMP \times 10^{-3} &= T(15.9 + \log t_r) \times 10^{-3} \\
 &= 48.56 - 68.55 \log_{10} \sigma_m + 55.06 (\log_{10} \sigma_m)^2 - 15.53 (\log_{10} \sigma_m)^3
 \end{aligned}$$

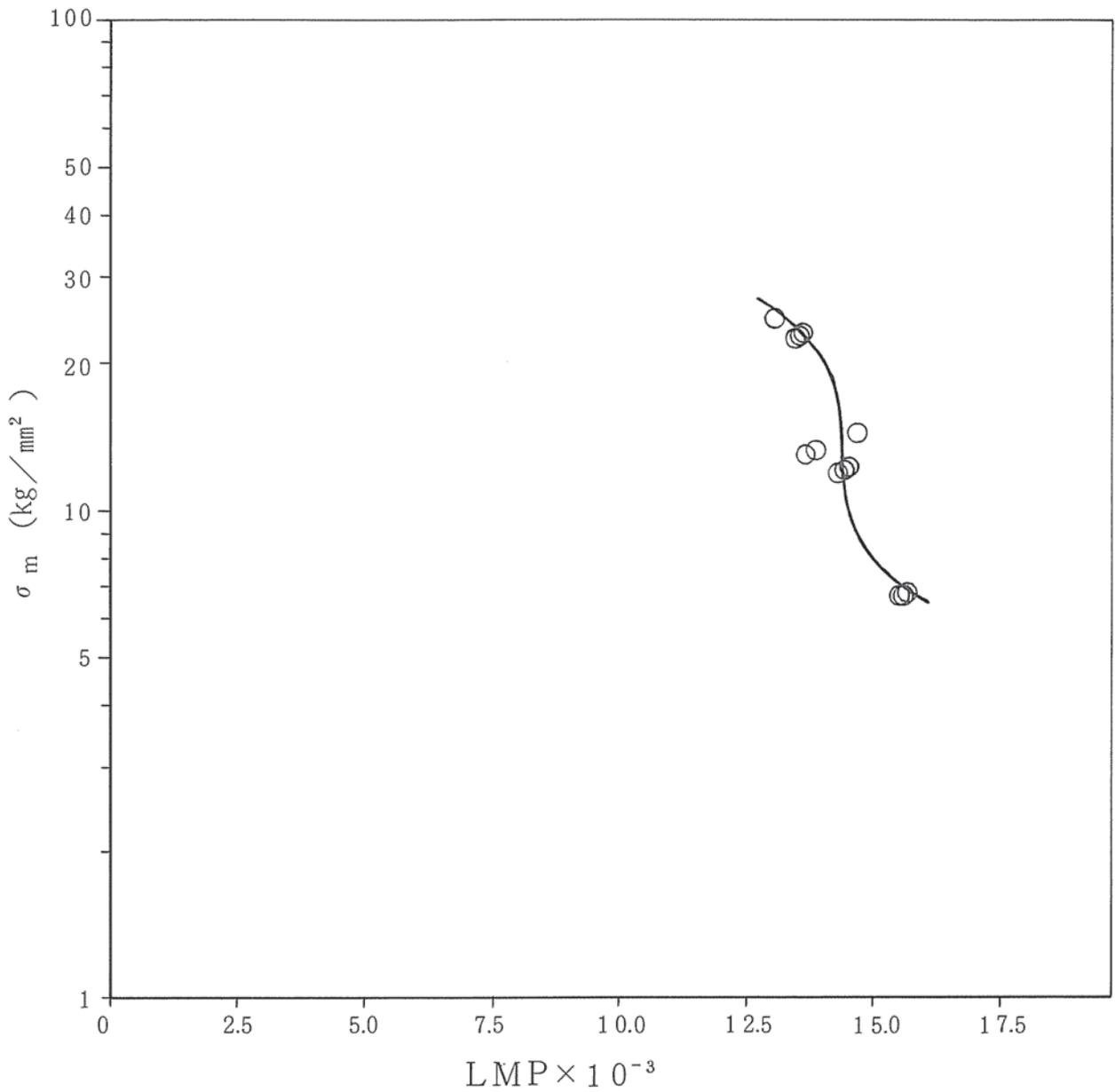
図14 昭和55年度受入材（クリープ破断試験）のLMP- σ_m の関係



$$LMP \times 10^{-3} = T(1.2 + \log_{10} t_r) \times 10^{-3}$$

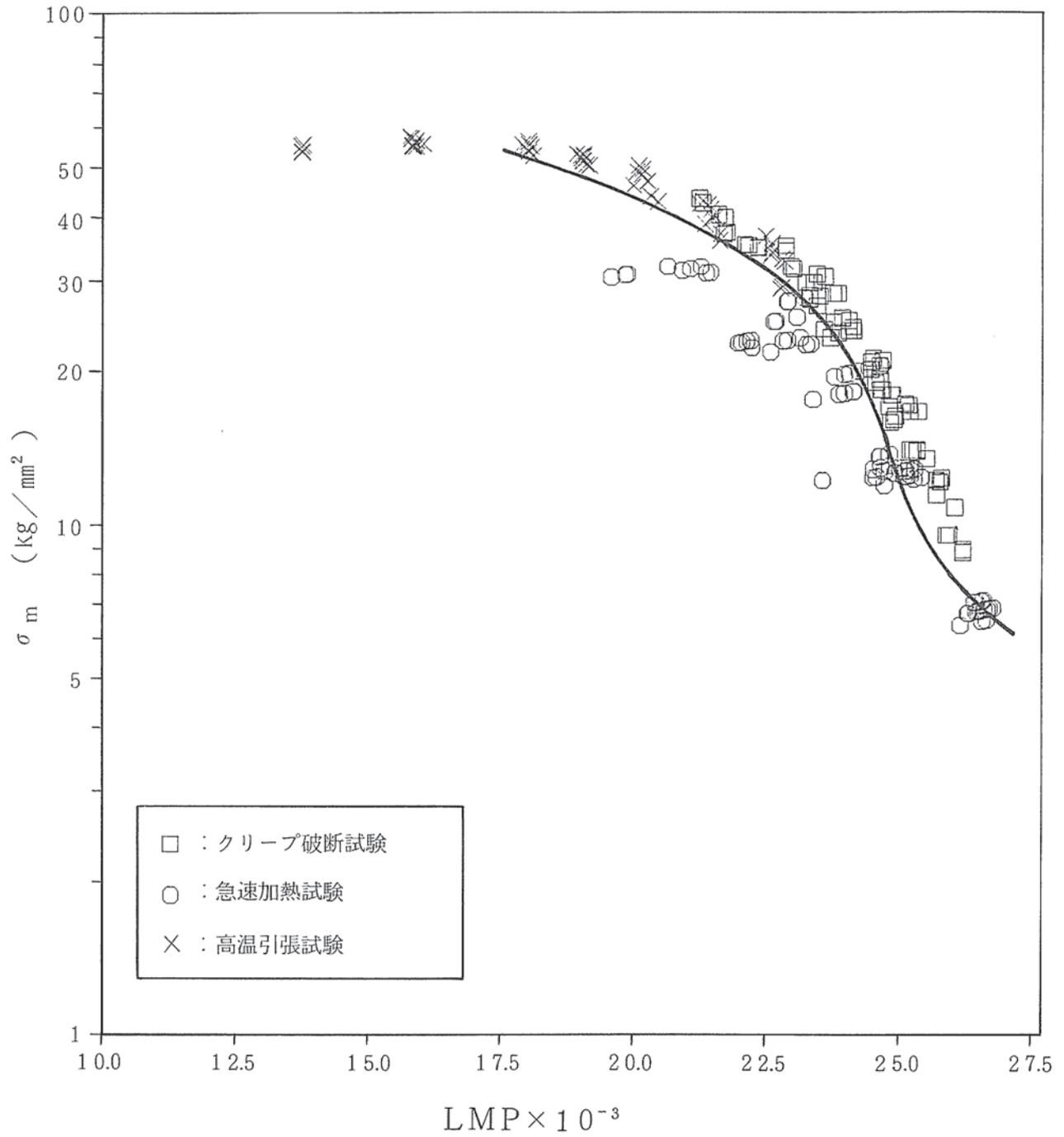
$$= -138.54 + 263.91 \log_{10} \sigma_m - 165.67 (\log_{10} \sigma_m)^2 + 34.28 (\log_{10} \sigma_m)^3$$

図15 昭和55年度受入材（高温引張試験）のLMP- σ_m の関係



$$\begin{aligned}
 \text{LMP} \times 10^{-3} &= T(14.2 + \log_{10} t_r) \times 10^{-3} \\
 &= 92.8 - 209.6 \log_{10} \sigma_m + 186.7 (\log_{10} \sigma_m)^2 - 55.5 (\log_{10} \sigma_m)^3
 \end{aligned}$$

図16 昭和50年度受入材（急速加熱試験）のLMP-σ_mの関係



$$\begin{aligned}
 LMP \times 10^{-3} &= T(22.2 + \log_{10} t_r) \times 10^{-3} \\
 &= 69.87 - 111.26 \log_{10} \sigma_m + 94.13 (\log_{10} \sigma_m)^2 - 27.34 (\log_{10} \sigma_m)^3
 \end{aligned}$$

図17 昭和55年度受入材（クリープ破断試験，急速加熱試験，高温引張試験）のLMP- σ_m の関係

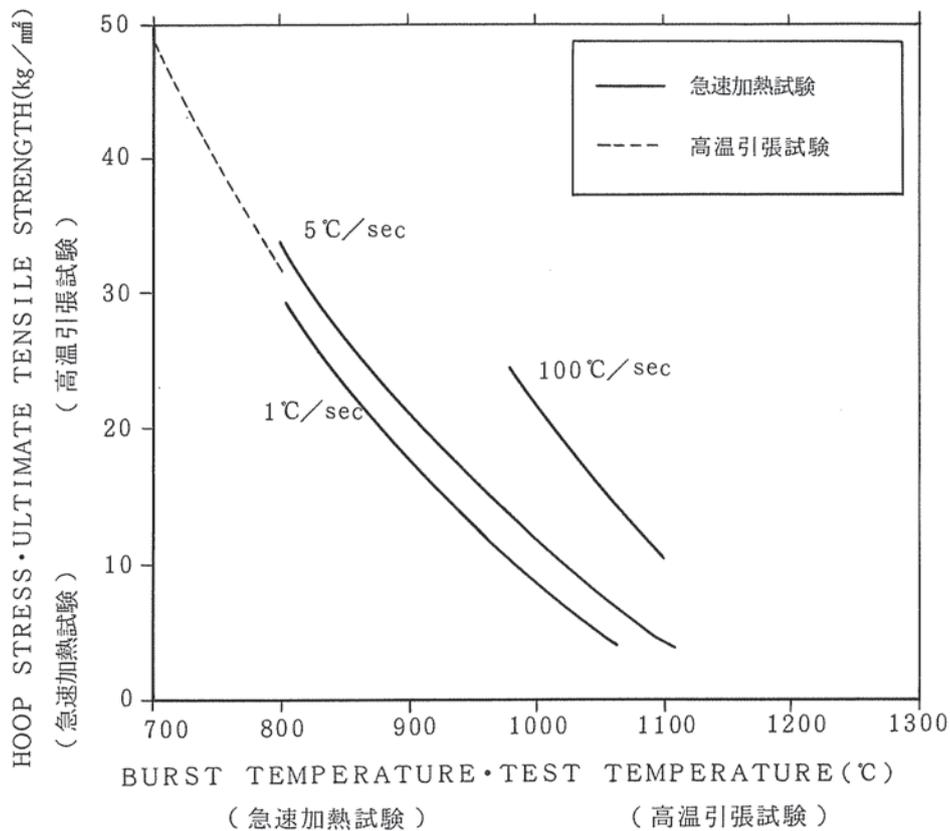


図18 昭和55年度受入材の急速加熱試験と引張試験の関係

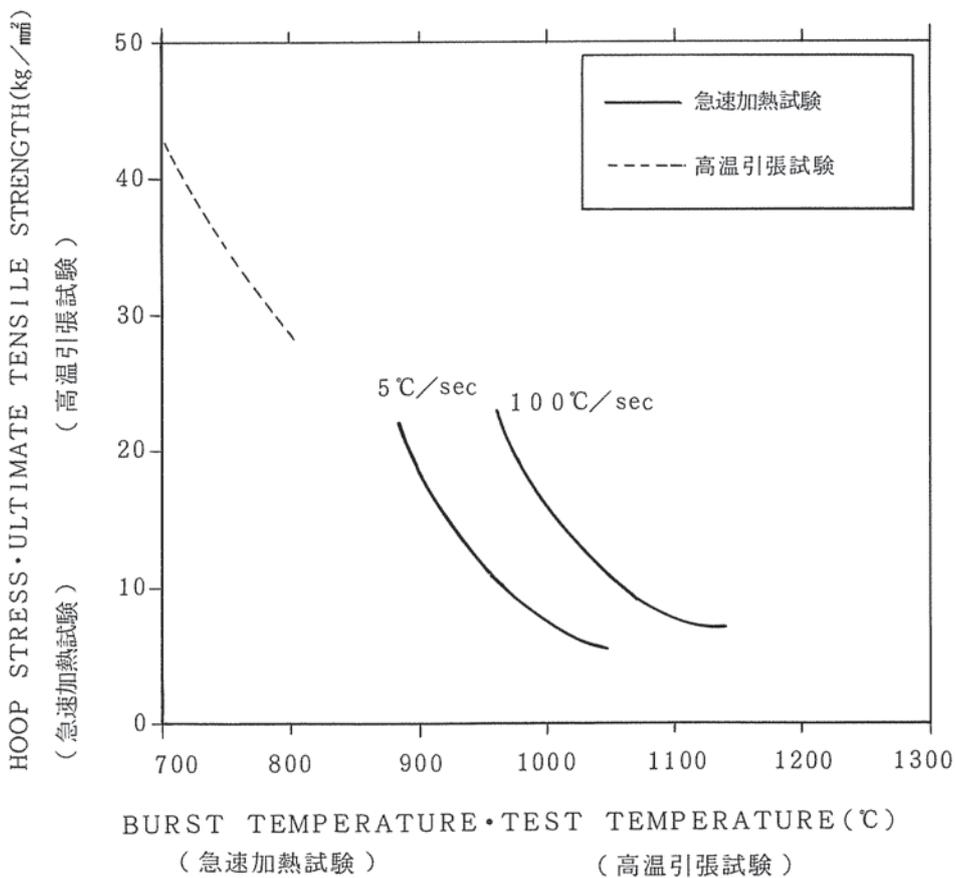


図19 昭和50年度受入材の急速加熱試験と引張試験の関係

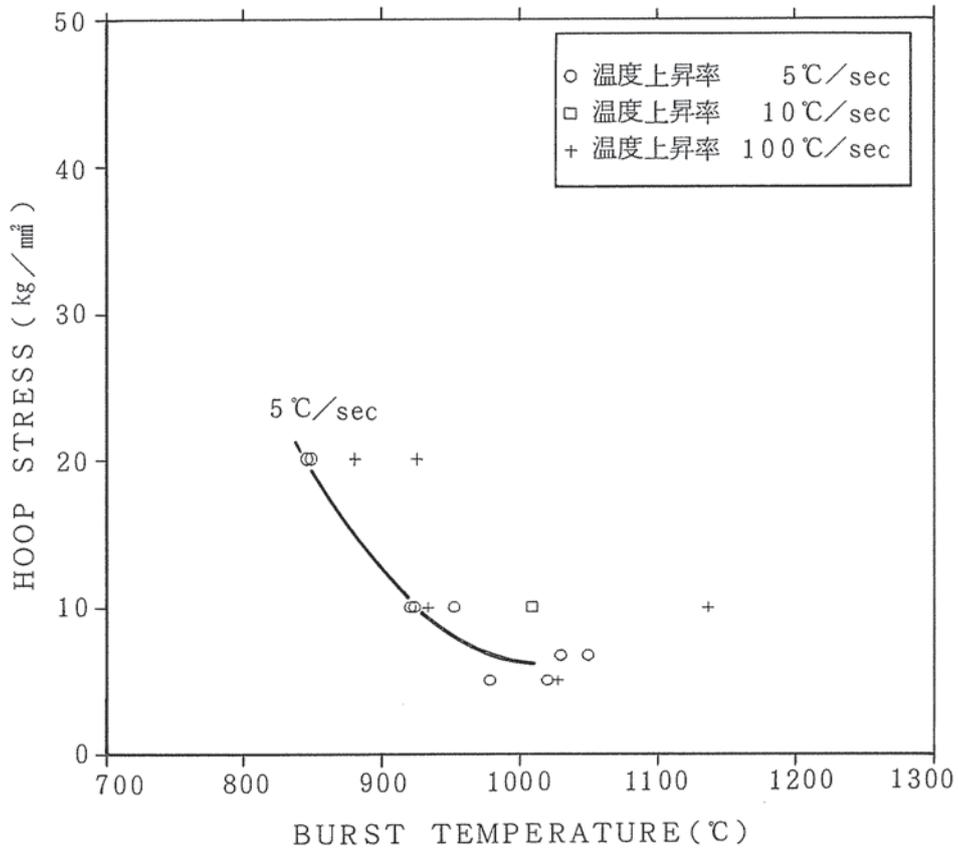


図20 昭和50年度照射材の温度上昇率別性質

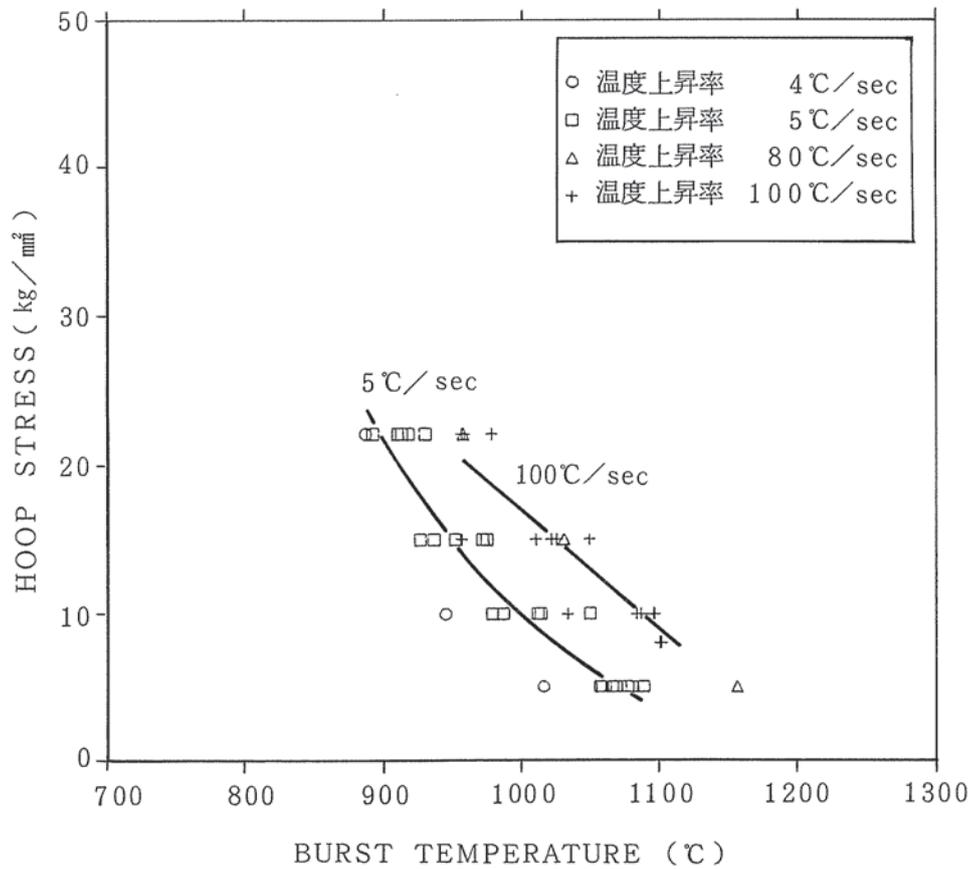


図21 昭和55年度照射材の温度上昇率別性質

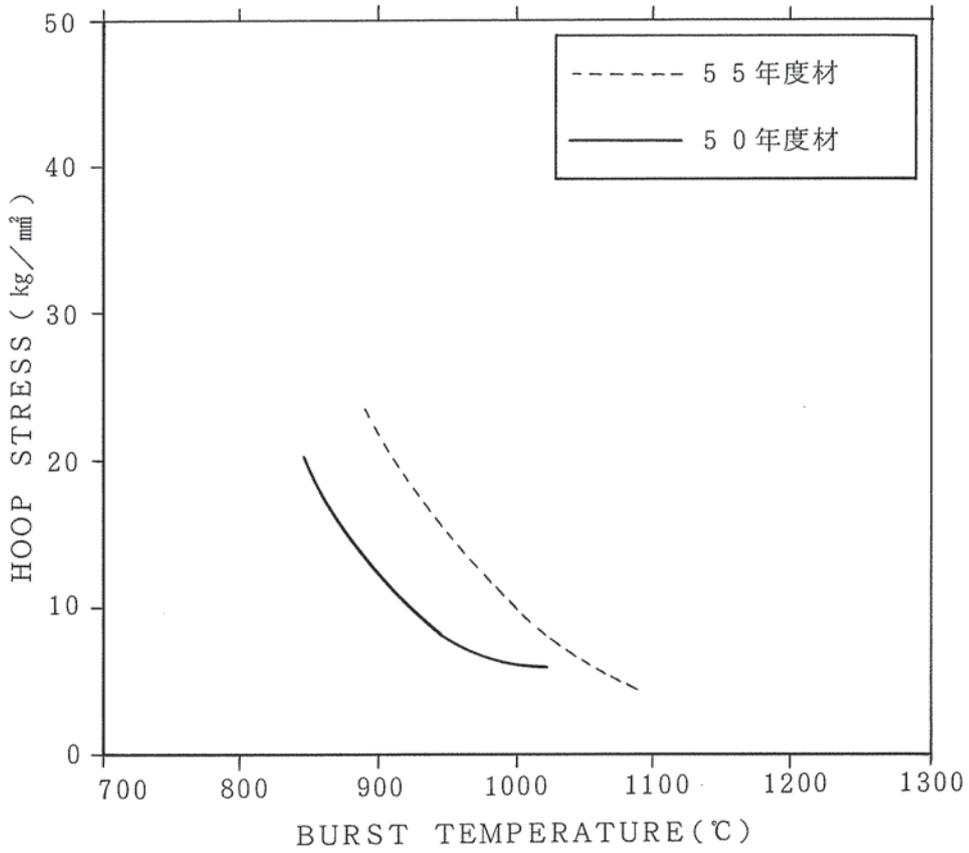


図22 温度上昇率 5°C/secにおける照射材の年度別性質

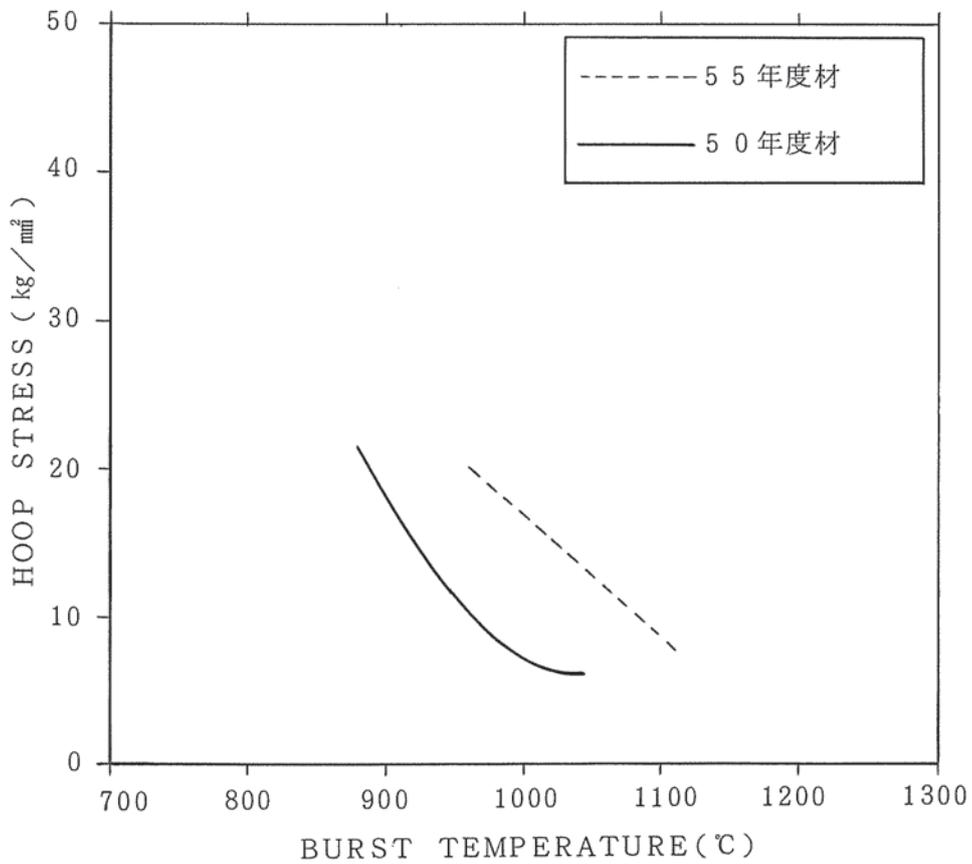


図23 温度上昇率 100°C/secにおける照射材の年度別性質

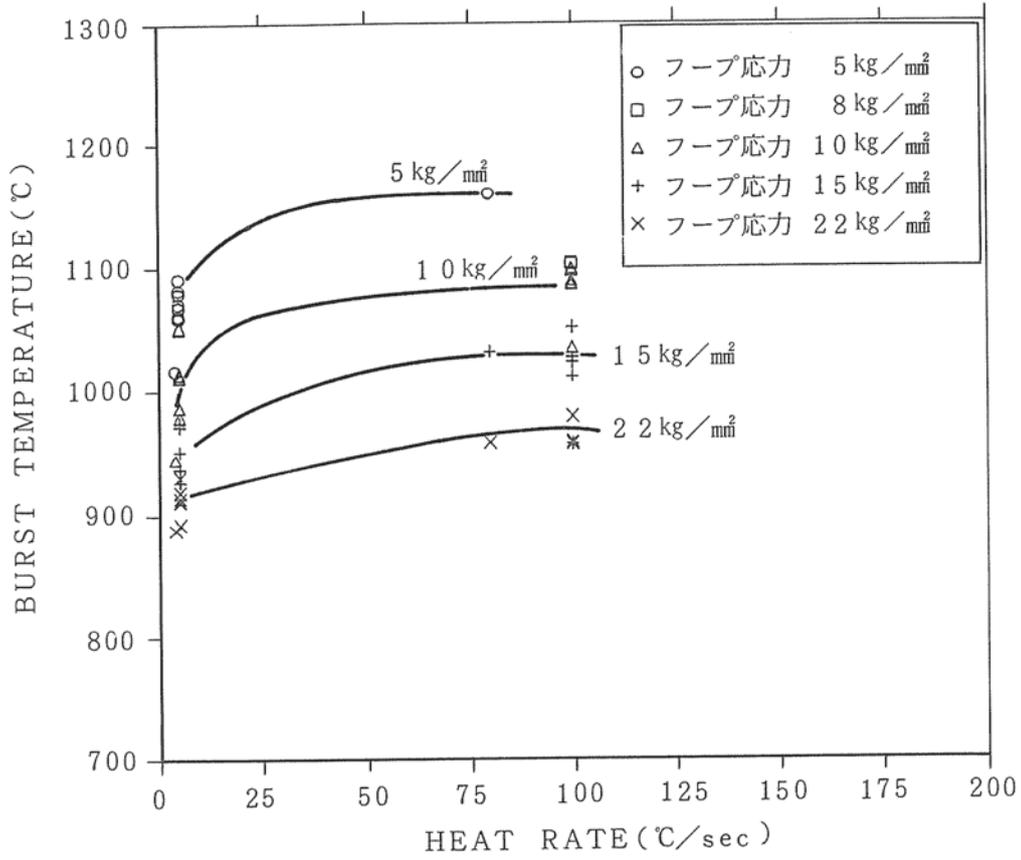


図24 昭和55年度照射材のフープ応力別加熱速度と破損温度の関係

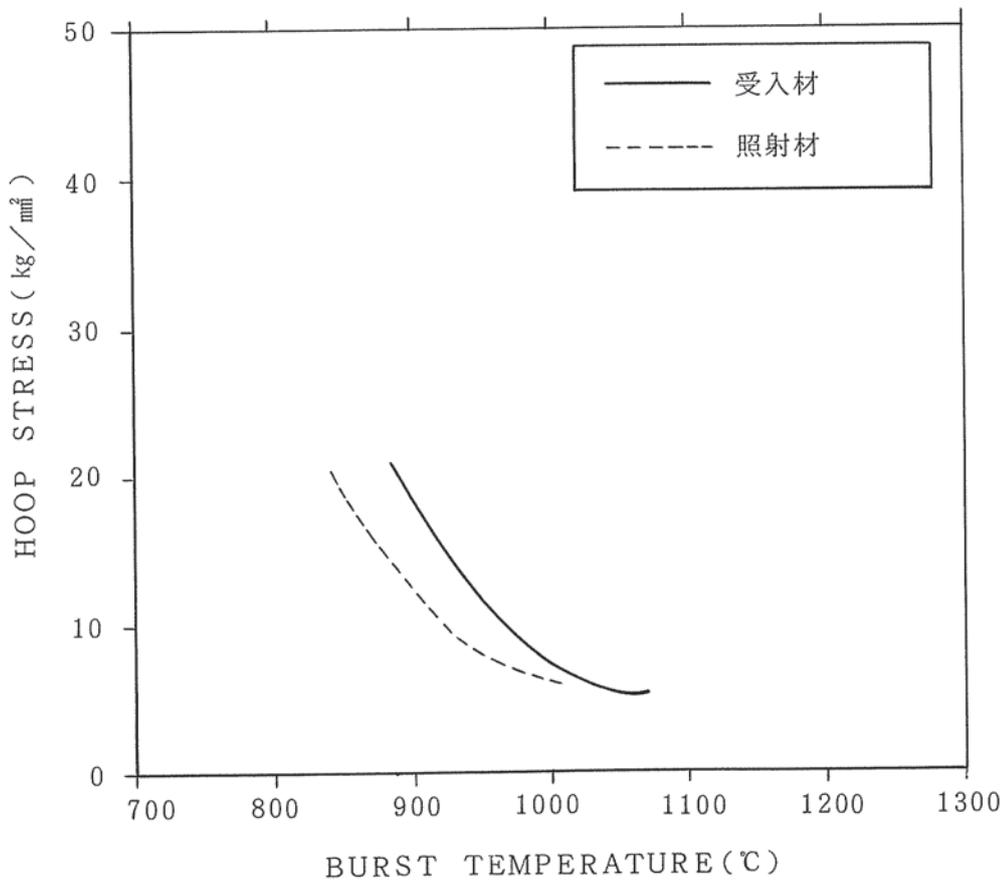


図25 昭和50年度受入材と照射材の温度上昇率5°C/secにおける比較

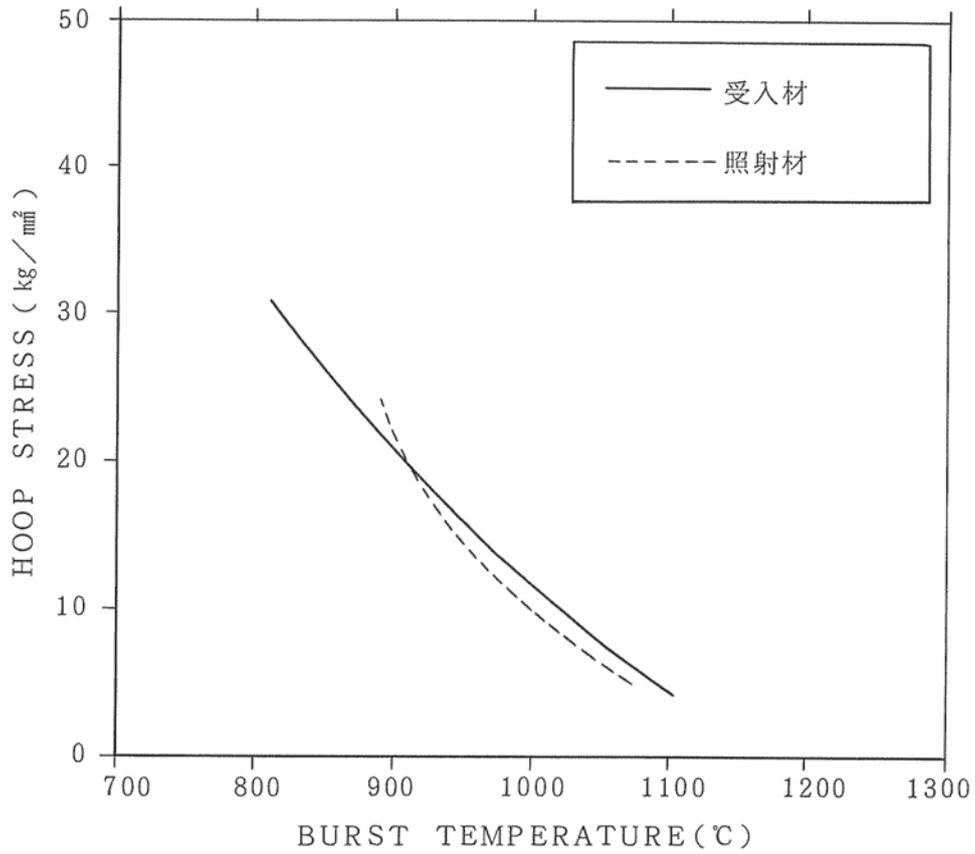


図26 昭和55年度受入材と照射材の温度上昇率5℃/secにおける比較

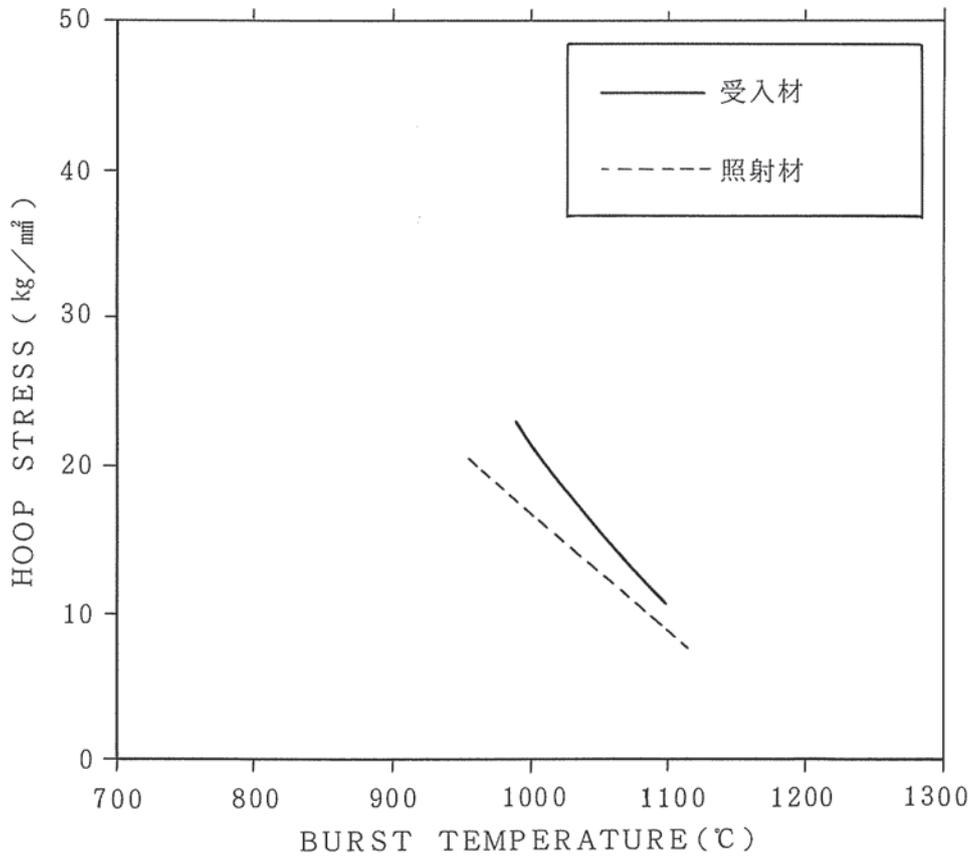


図27 昭和55年度受入材と照射材の温度上昇率100℃/secにおける比較

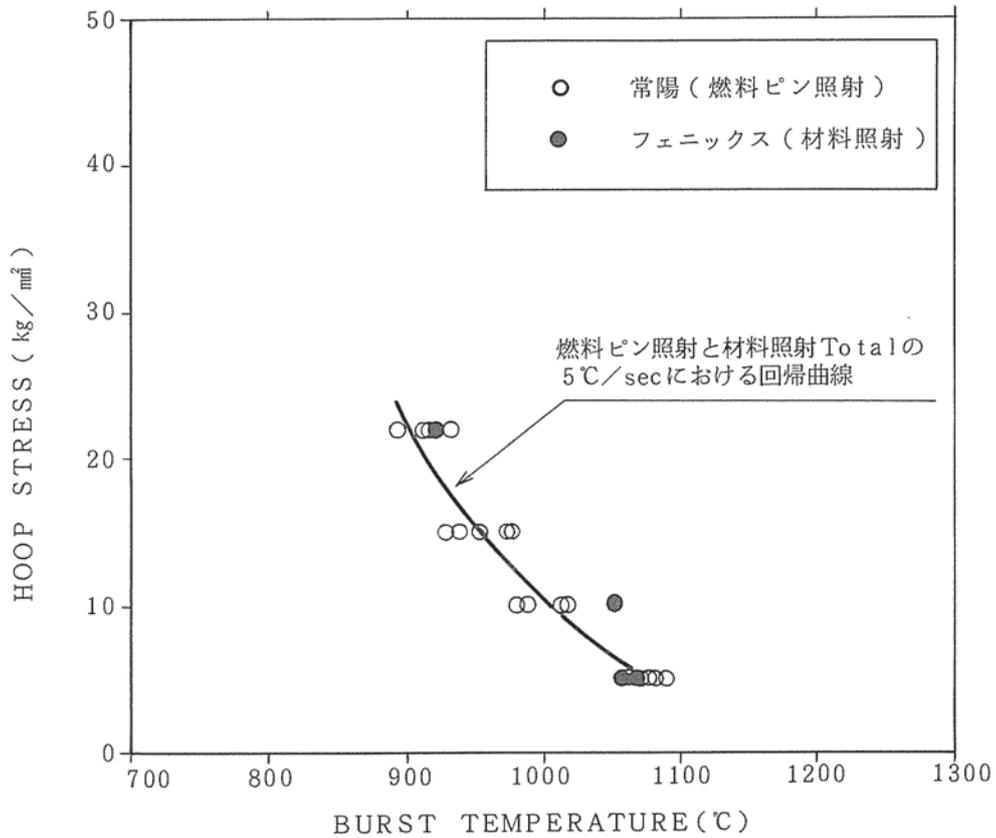


図28 昭和55年度材の温度上昇率 5°C/secにおける燃料ピン照射と材料照射の比較

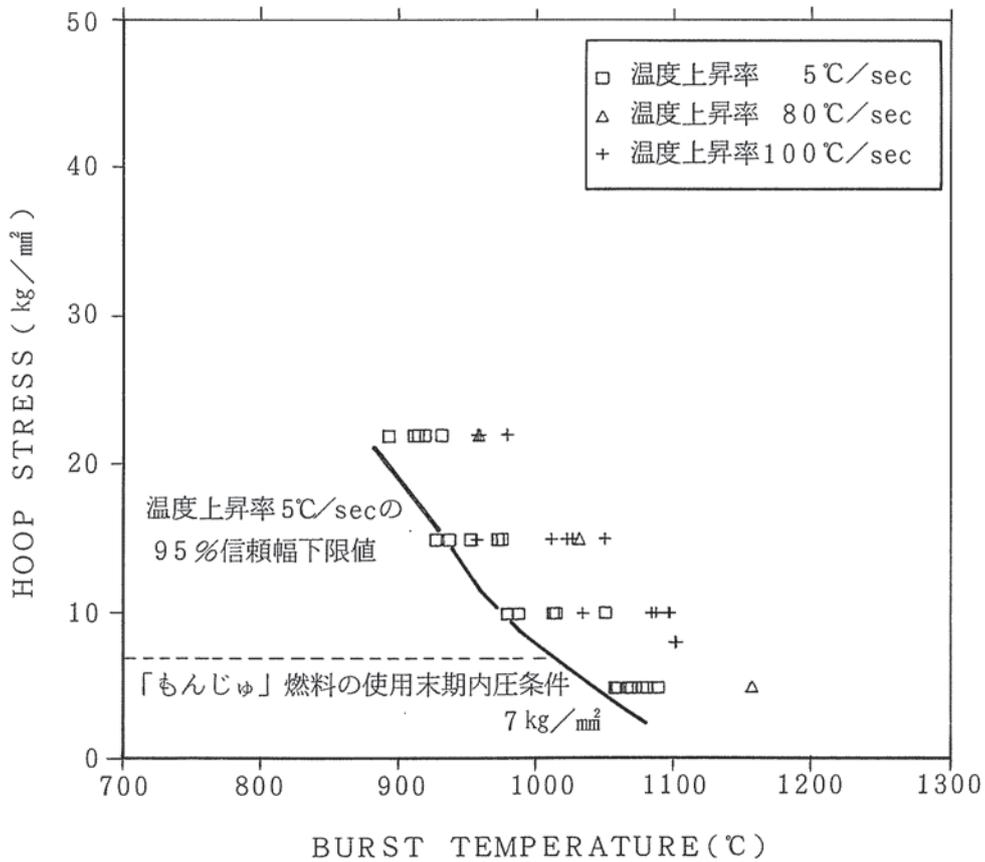
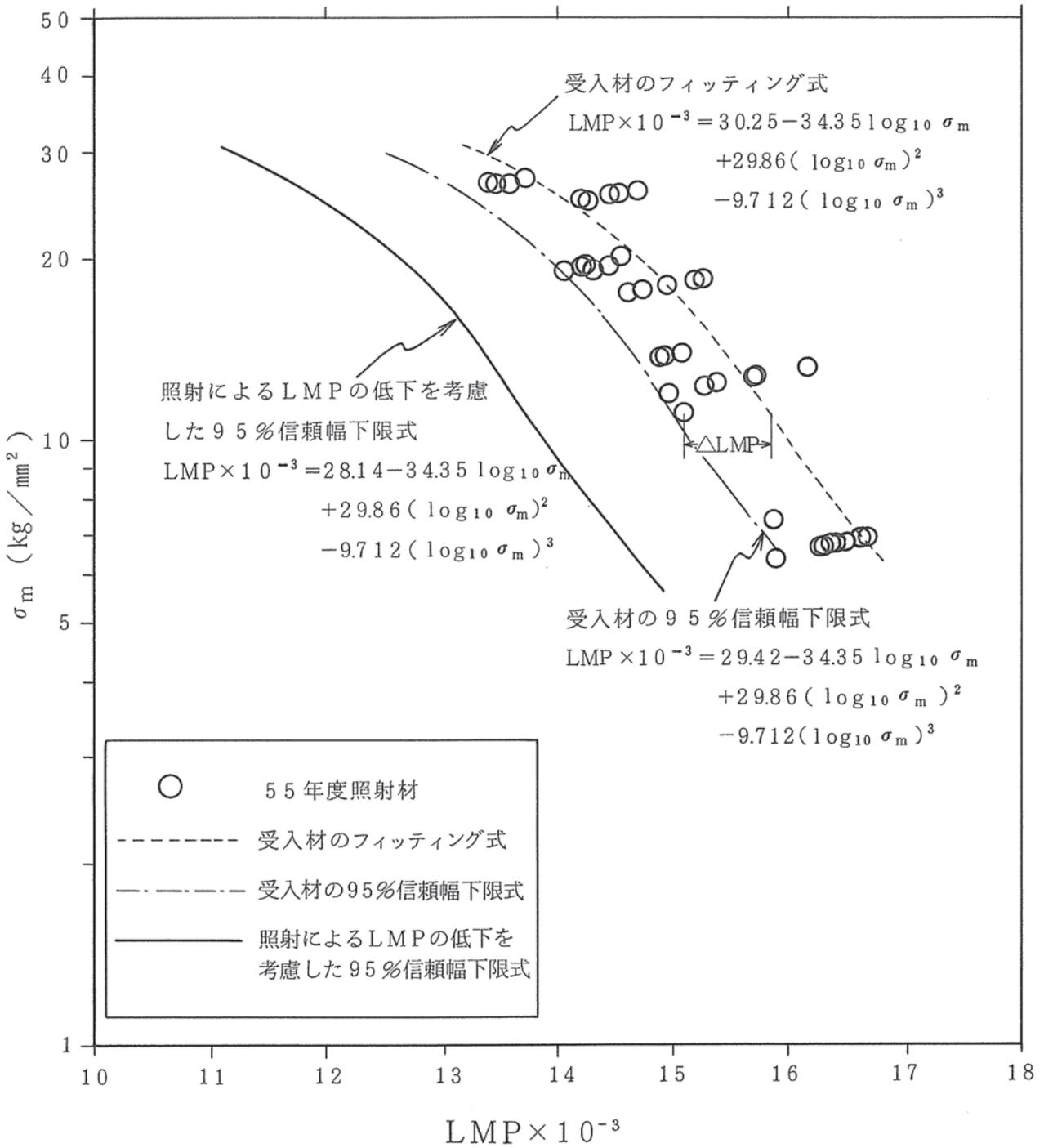


図29 昭和55年度材照射済燃料被覆管の急速加熱時内圧破損温度



$$LMP = T(14.8 + \log_{10} t_r)$$

図30 昭和55年度材照射済燃料被覆管（急速加熱試験）のLMPと σ_m の関係

55年度材

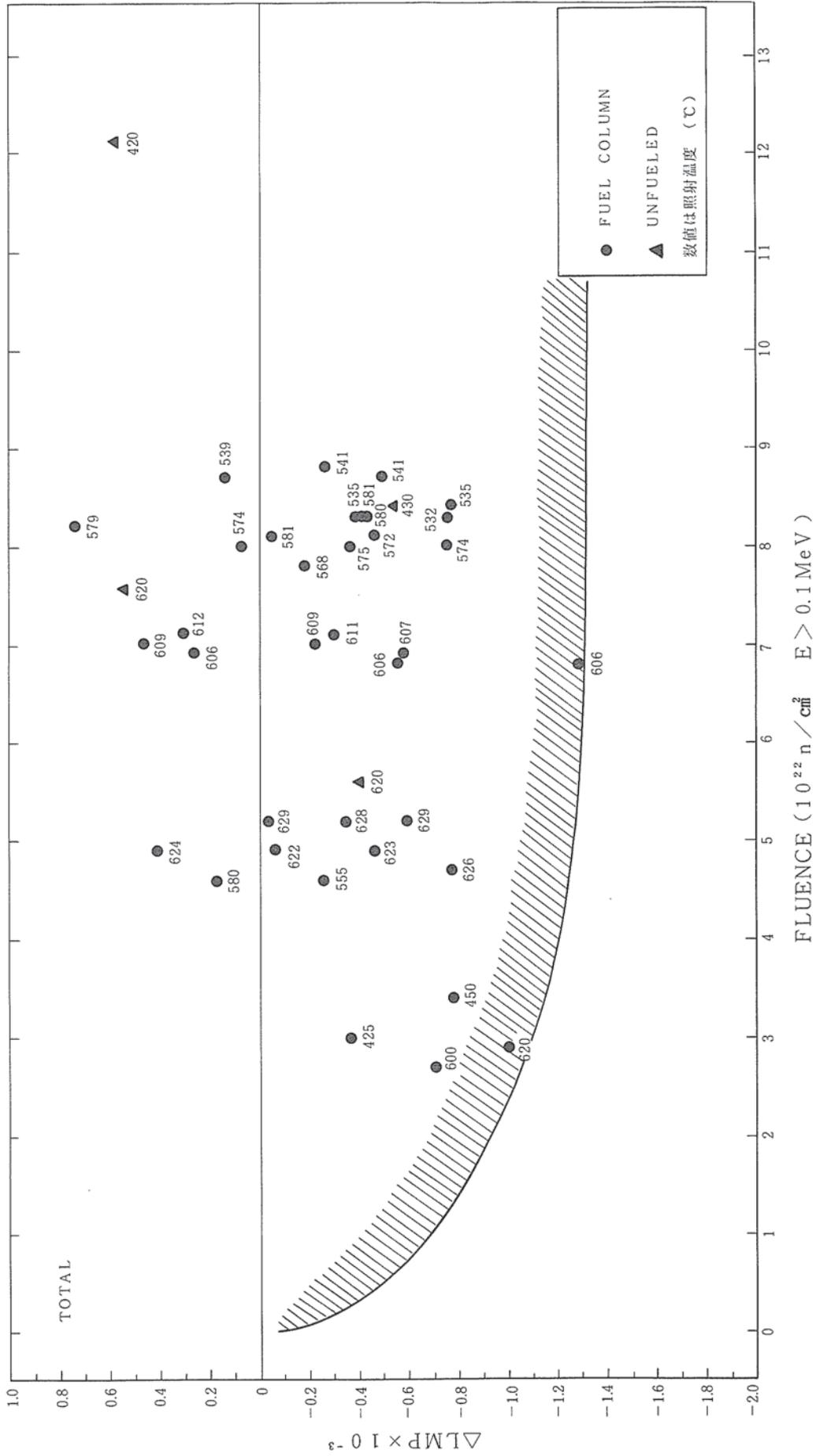


図31 照射量によるLMPの変化 (昭和55年度材 Total)

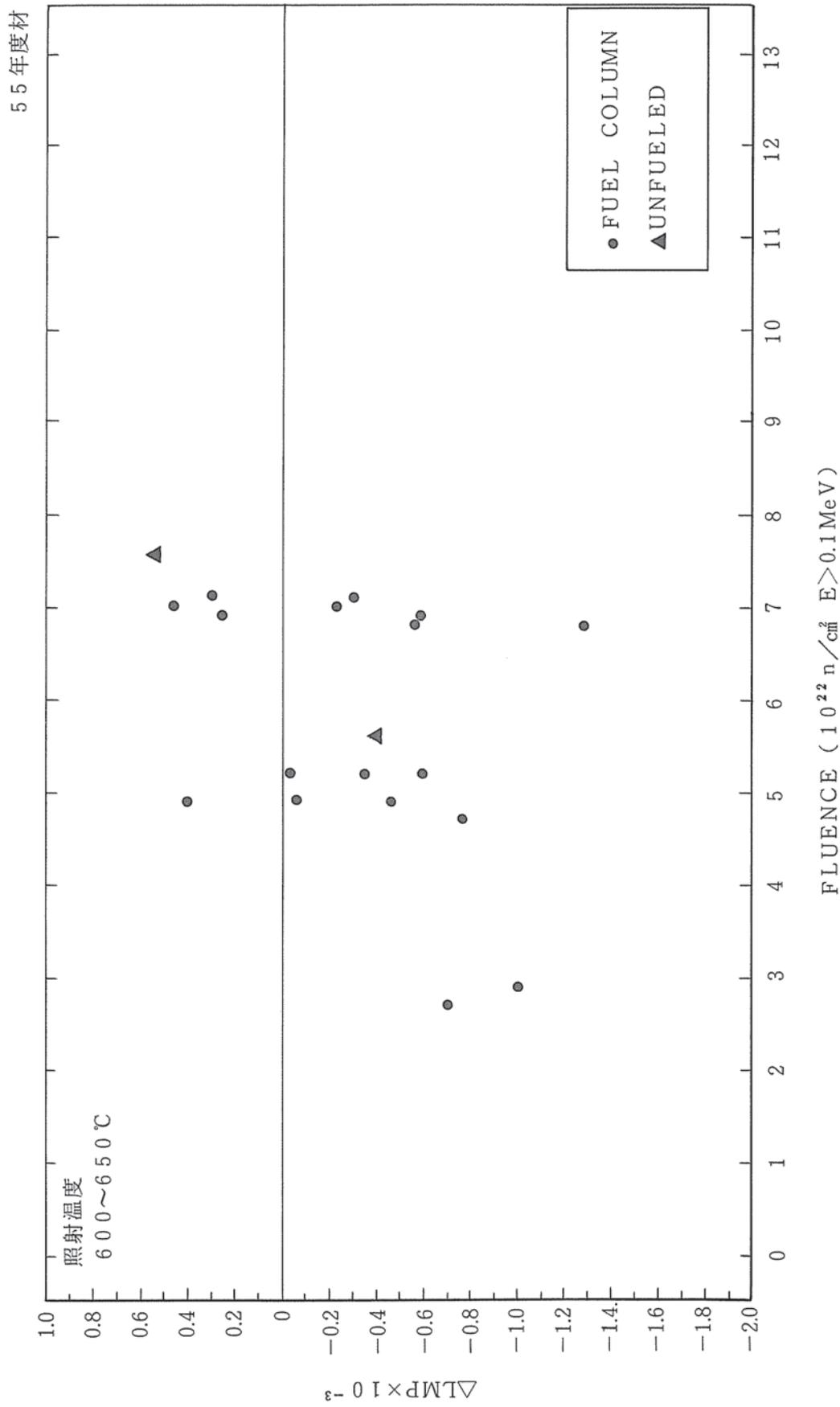


図32 照射量によるLMPの変化 (昭和55年度材, 照射温度600~650°C)

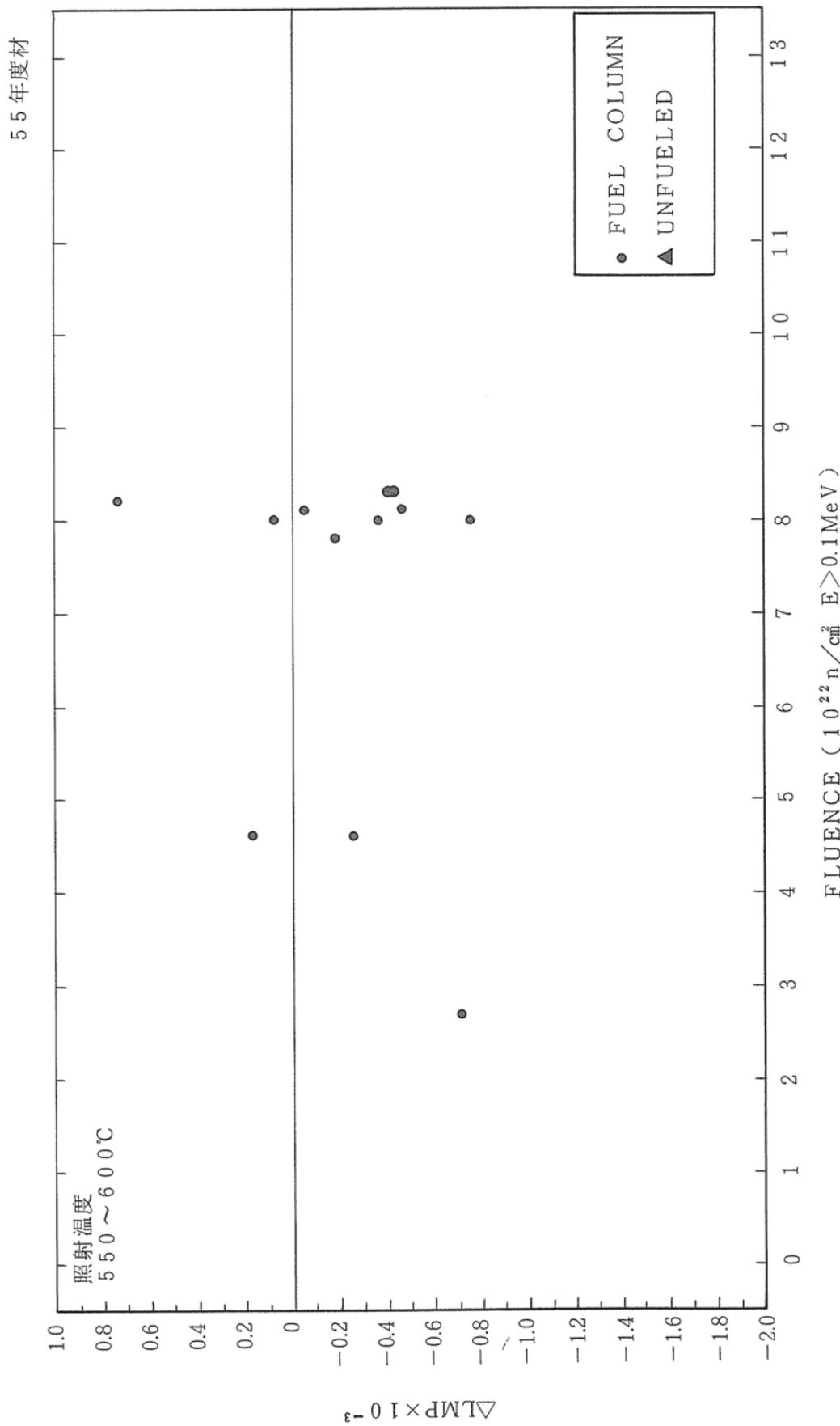


図33 照射量によるLMPの変化 (昭和55年度材, 照射温度550~600°C)

55年度材

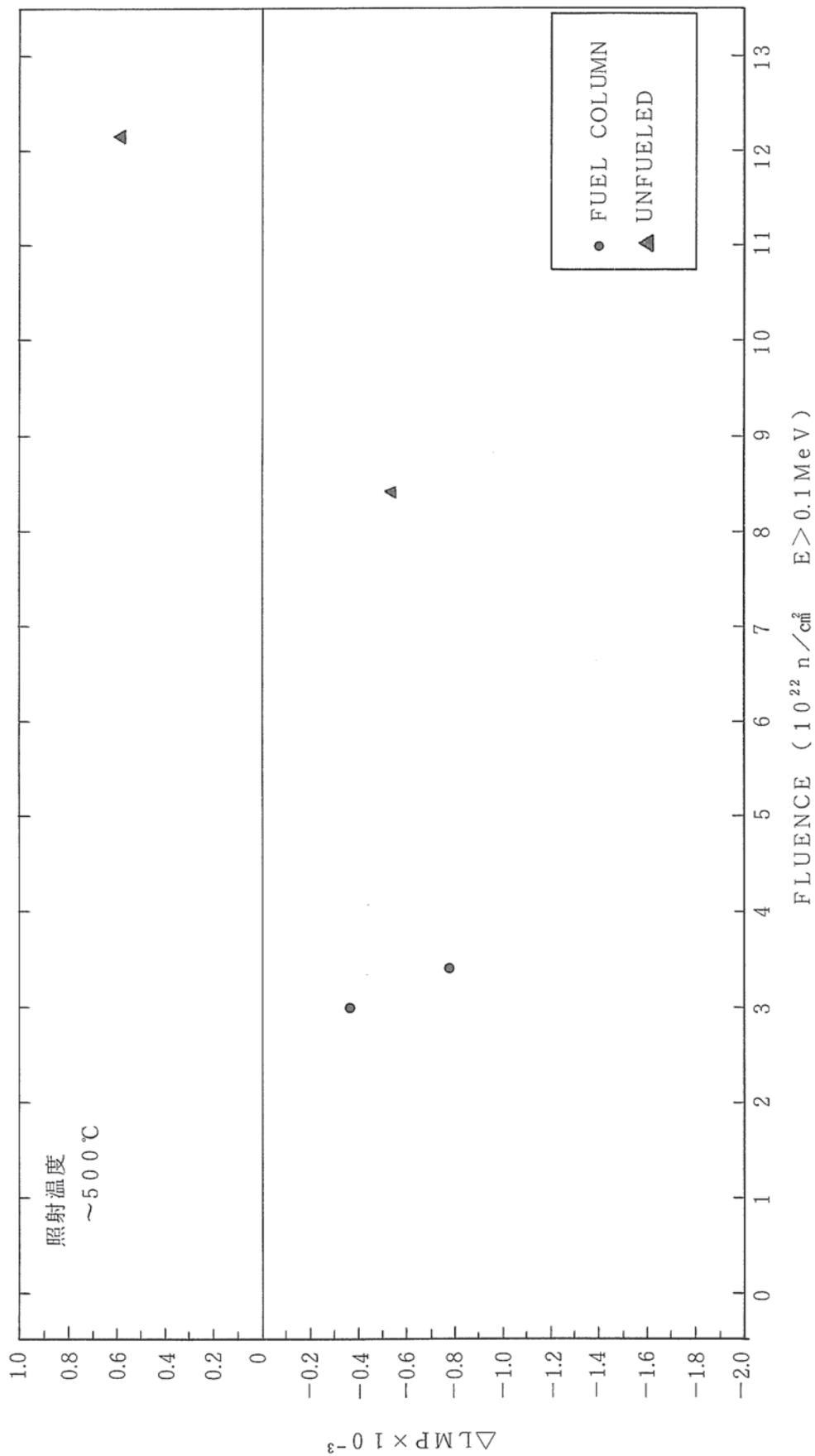


図35 照射量によるLMPの変化 (昭和55年度材, 照射温度~500°C)

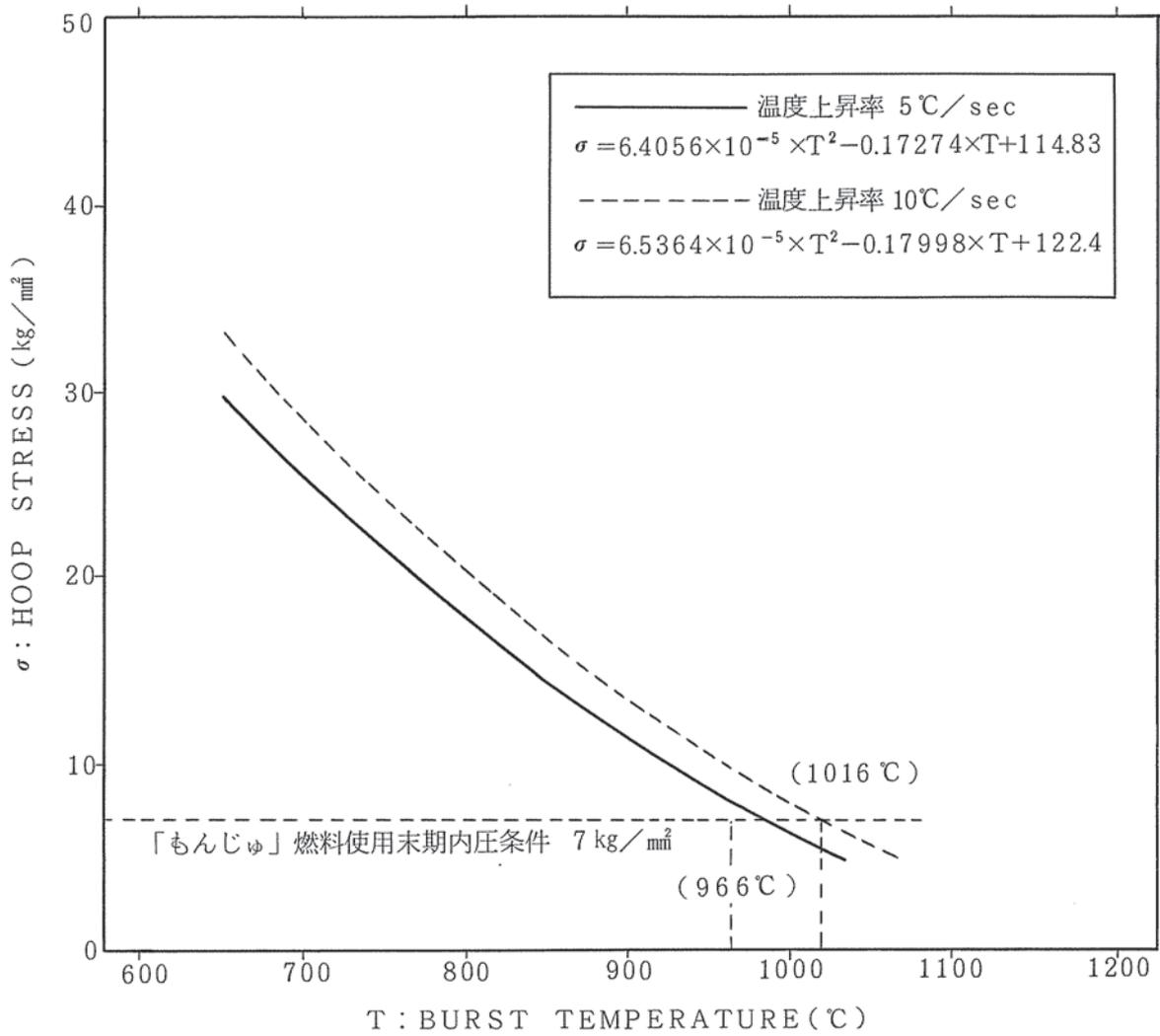


図36 照射済燃料被覆管の急速加熱時の破損温度と内圧の関係