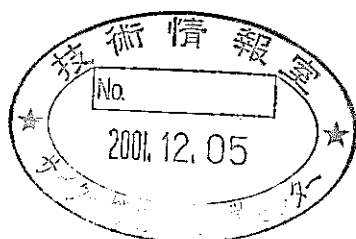
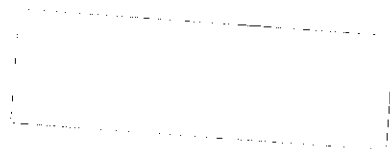


蒸気発生器伝熱管の高温ラプチャ型 破損評価手法の整備と適用 (II)

(研究 報 告)



2001年11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。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村村松 4 番地 4 9
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 319-1184,
Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)
2001

蒸気発生器伝熱管の高温ラプチャ型破損評価手法の整備と適用 (II)

(研究報告)

三宅収^{*}、浜田広次^{*}、田辺裕美^{**}岡部綾夫^{***}、宮川明^{***}

要 旨

高速増殖炉の蒸気発生器(以下、SGと略す)における伝熱管破損事故(ナトリウム-水反応事故)の高温ラプチャ型破損の評価手法とその適用については、既にJNC技術報告書「蒸気発生器伝熱管の高温ラプチャ型破損評価手法の整備と適用」にまとめられている。

本報告書では、上記報告書以降に検討を行った以下の事項を取りまとめた。

- (1) ナトリウム-水反応評価条件について、SWAT-3試験データに基づき、より現実的な熱的条件(反応温度及び局所的伝熱管加熱条件)を与える反応域モデルとして、定格運転及び40%給水運転条件に対しては反応温度1170℃を最高とするコサイン温度分布、10%給水運転条件に対しては1110℃を最高とするコサイン温度分布を設定した。
- (2) ナトリウム-水反応の管内冷却条件について、ヘリカルコイル型SGの伝熱相関式に加え、軽水炉における研究成果を調査し、限界熱流束(CHF)ならびにPost-CHF伝熱相関式を検討した。具体的には、CHF相関式としては甲藤の式、Post-CHF伝熱相関式としてはCondie-Bengston IVの式とBromleyの式の組み合わせを設定した。
- (3) その他、ナトリウム-水反応による伝熱管内の水/蒸気の全体的な加熱条件、伝熱管材料物性値の温度依存性等について検討を行った。

以上の検討に基づく新評価手法を整備して、新評価手法を採用した実機SG体系の高温ラプチャ解析を行った。その結果、カバーガス圧力計の検出信号によれば定格運転、40%給水運転、10%給水運転条件のいずれのケースでも高温ラプチャが発生しないことを確認した。また、カバーガス圧力検出と水ブローの信頼性向上を図った設備改造後のSG体系の高温ラプチャ解析においても、いずれの運転条件でも伝熱管に高温ラプチャが発生することはなく、高温ラプチャ型破損に対する安全裕度が改善されることがわかった。

^{*} 大洗工学センター 要素技術開発部 熱化学安全試験グループ

^{**} 大洗工学センター 要素技術開発部

^{***} 東京事務所 もんじゅ改革推進グループ

The Development and Application of Overheating Failure Model of FBR Steam Generator Tubes (II)

Osamu MIYAKE*, Hirotsugu HAMADA*, Hiromi TANABE**
Ayao OKABE***, Akira MIYAKAWA***

Abstract

The JNC technical report "The Development and Application of Overheating Failure Model of FBR Steam Generator Tubes" summarized the assessment method and its application for the overheating tube failure in an event of sodium-water reaction accident of fast breeder reactor's steam generators (SGs).

This report describes the following items studied after the publication of the above technical report.

1. On the basis of the SWAT-3 experimental data, realistic local heating conditions (reaction zone temperature and related heat transfer conditions) for the sodium-water reaction were proposed. New correlations are cosine-shaped temperature profiles with 1,170 C maximum for the 100% and 40% Monju operating conditions, and those with 1,110 C maximum for the 10% condition.
2. For the cooling effects inside of target tubes, LWR's studies of critical heat flux (CHF) and post-CHF heat transfer correlations have been examined and considered in the assessment. The revised assessment adopts the Katto's correlation for CHF, and the Condie-Bengston IV correlation for post-CHF.
3. Other additional examination for the assessment includes treatments of the whole heating effect (other than the local reaction zone) due to the sodium-water reaction, and the temperature-dependent thermal properties of the heat transfer tube material (2.25Cr-1Mo steel).

The revised overheating tube failure assessment method has been applied to the Monju SG studies. It is revealed consequently that no tube failure occurs in 100%, 40%, and 10% operating conditions when an initial leak is detected by the cover gas pressure detection system. The assessment for the SG system improved for the detection and blowdown systems shows even better safety margins against the overheating tube failure.

*) Thermochemistry Safety Engineering Group, Advanced Technology Division, OEC

***) Advanced Technology Division, OEC

***) Plant Improvement Planning Group, Tokyo Office

目 次

1.	はじめに	1
2.	ナトリウム-水反応時の熱的条件	
2.1	SWAT-3 試験データの再評価	2
2.2	実機評価条件の導出	
(1)	反応域内温度分布	3
(2)	管外熱伝達率	3
(3)	RUPIN 入力データ	4
3.	ナトリウム-水反応時の管内冷却条件	
3.1	限界熱流束 (CHF)	5
3.2	Post-CHF 熱伝達率	6
3.3	プール膜沸騰熱伝達式	7
3.4	RUPIN コードでの限界熱流束 (CHF) と Post-CHF 熱伝達の扱い	9
4.	新評価手法に基づく「もんじゅ」SG 伝熱管の健全性評価	
4.1	評価条件	
(1)	評価対象運転モード	10
(2)	水リーク位置	10
(3)	水リーク検出法	11
(4)	水側境界条件	11
①	水ブロー開始前の水側条件	
(a)	全体加熱による水側条件の計算	
(b)	局所加熱による水側条件の計算	
②	水ブロー開始後の水側条件	
(5)	ナトリウム側境界条件	13
(6)	伝熱管肉厚について	13
①	素管データに基づく肉厚	
②	曲げ加工代、腐食代の考慮	
③	ウェステージとの重ね合わせ	
(7)	伝熱管の物性値	14

4.2	評価結果と考察	
(1)	現状設備の解析・評価	15
(2)	設備改造後の解析・評価	17
5.	おわりに	19
6.	参考文献	20

APPENDIX

- A. 破損伝播試験結果との比較・検証
- B. 参考評価結果

表 目 次

表 2. 1. 1	SWAT-3 Run16, 17, 19 試験の概要	22
表 3. 1. 1	限界熱流束相関式の適用範囲 (データベース範囲)	22
表 3. 2. 1	Post-CHF 伝熱相関式の適用範囲	22
表 4. 1. 1	管束上部での水ブロー直前の RUPIN 出力値 (現状設備)	23
表 4. 1. 2	定格及び部分負荷運転条件での評価に用いた反応域温度と熱伝達率	23
表 4. 2. 1	「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ (現状設備：カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚 4. 02mm：実測平均値-3. 5 σ)	24
表 4. 2. 2	「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ (現状設備：カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚 3. 5mm：溶接部肉厚)	25
表 4. 2. 3	「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ (現状設備：圧力開放板信号による検出、伝熱管肉厚 4. 02mm ：実測平均値-3. 5 σ)	26
表 4. 2. 4	「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ (設備改造後：カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚 4. 02mm：実測平均値-3. 5 σ)	27
表 4. 2. 5	「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ (設備改造後：カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚 3. 8mm：公称値)	28
表 4. 2. 6	「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ (設備改造後：カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚 3. 5mm：溶接部肉厚)	29

目 次

図 2.1.1	SWAT-3 Run16 と 19 の反応域温度分布評価に用いた熱電対位置	30
図 2.1.2	SWAT-3 Run17 の反応域温度分布評価に用いた熱電対位置	31
図 2.1.3	Run16 のジェット中心線からの距離と反応域温度	32
図 2.1.4	Run17 のジェット中心線からの距離と反応域温度	33
図 2.1.5	Run19 のジェット中心線からの距離と反応域温度	34
図 2.2.1	定格及び 40%給水条件に適用する反応域モデルと SWAT-3 Run19 温度分布の比較	35
図 2.2.2	10%給水条件に適用する反応域モデルと SWAT-3 Run17 温度分 布の比較	35
図 3.1.1	甲藤の式による限界熱流束 (CHF) と実験データの比較	36
図 3.1.2	甲藤の式による限界熱流束 (CHF) の計算例 (水ブロー開始前条件)	37
図 3.2.1 (a)	Post-CHF 伝熱相関式と実験データの比較例	38
図 3.2.1 (b)	Condie-Bengston IV の式と実験データの比較例	38
図 3.3.1	沸騰系流動様式	39
図 3.3.2	圧力条件と環状流遷移条件の関係	40
図 3.3.3	Post-CHF 熱伝達率の計算例 (水ブロー開始前条件)	41
図 3.3.4 (a)	Post-CHF 熱伝達率計算例 (水ブロー開始後条件: 圧力 10Mpa)	42
図 3.3.4 (b)	Post-CHF 熱伝達率計算例 (水ブロー開始後条件: 圧力 5Mpa)	42
図 3.3.4 (c)	Post-CHF 熱伝達率計算例 (水ブロー開始後条件: 圧力 1Mpa)	43
図 4.1	高温ラプチャ解析の手順	44
図 4.1.1	BLOOPH コードによる「もんじゅ」蒸気発生器体系の計算モデル (ノードとリンク)	45
図 4.1.2	「もんじゅ」蒸気発生器伝熱管破損事故時の作動シーケンス	46
図 4.1.3	輸送遅れと熱交換を考慮した全体加熱モデルの概念	47
図 4.1.4	管束上部 (リンク 13) 水リーク時の水側エンタルピ変化	47
図 4.1.5 (a)	比熱の温度依存性	48
図 4.1.5 (b)	熱伝導率の温度依存性	48
図 4.1.5 (c)	温度伝導率の温度依存性	48
図 4.2.1	蒸発器ブローダウン性能等に係る設備の改造	49
図 4.2.2	現状設備の定格運転時高温ラプチャ解析結果 (蒸発器管束部上部、カバーガス圧力計信号による検出)	50
図 4.2.3	現状設備の定格運転時高温ラプチャ解析結果 (蒸発器管束部中部、カバーガス圧力計信号による検出)	51
図 4.2.4	現状設備の定格運転時高温ラプチャ解析結果 (蒸発器管束部下部、カバーガス圧力計信号による検出)	52

図 4. 2. 5	現状設備の 40%給水運転時高温ラプチャ解析結果……………	53
	(蒸発器管束部中部、カバーガス圧力計信号による検出)	
図 4. 2. 6	現状設備の 40%給水運転時高温ラプチャ解析結果……………	54
	(蒸発器管束部下部、カバーガス圧力計信号による検出)	
図 4. 2. 7	現状設備の 10%給水運転時高温ラプチャ解析結果……………	55
	(蒸発器管束部上部、カバーガス圧力計信号による検出)	
図 4. 2. 8	現状設備の 10%給水運転時高温ラプチャ解析結果……………	56
	(蒸発器管束部中部、カバーガス圧力計信号による検出)	
図 4. 2. 9	設備改造後の定格運転時高温ラプチャ解析結果……………	57
	(蒸発器管束部上部、カバーガス圧力計信号による検出)	
図 4. 2. 10	設備改造後の定格運転時高温ラプチャ解析結果……………	58
	(蒸発器管束部中部、カバーガス圧力計信号による検出)	
図 4. 2. 11	設備改造後の定格運転時高温ラプチャ解析結果……………	59
	(蒸発器管束部下部、カバーガス圧力計信号による検出)	
図 4. 2. 12	設備改造後の 40%給水運転時高温ラプチャ解析結果……………	60
	(蒸発器管束部中部、カバーガス圧力計信号による検出)	
図 4. 2. 13	設備改造後の 40%給水運転時高温ラプチャ解析結果……………	61
	(蒸発器管束部下部、カバーガス圧力計信号による検出)	
図 4. 2. 14	設備改造後の 10%給水運転時高温ラプチャ解析結果……………	62
	(蒸発器管束部上部、カバーガス圧力計信号による検出)	
図 4. 2. 15	設備改造後の 10%給水運転時高温ラプチャ解析結果……………	63
	(蒸発器管束部中部、カバーガス圧力計信号による検出)	

1. はじめに

本報告書は、高速増殖炉の蒸気発生器（以下、SGと略す。）における伝熱管破損事故（ナトリウム-水反応事故）の高温ラプチャ型破損の評価に関するものである。高温ラプチャ型破損の評価手法とその適用については、既に核燃料サイクル開発機構（旧動力炉・核燃料開発事業団）技術報告書「蒸気発生器伝熱管の高温ラプチャ型破損評価手法の整備と適用」⁽¹⁻¹⁾（以下、「'98年高温ラプチャ報告書」と略す。）にまとめられている。「'98年高温ラプチャ報告書」では、高温・高速引張試験に基づく材料強度基準値を策定し、温度評価のためのナトリウム側及び水側の熱的境界条件やモデルの設定を行い、これら評価手法の妥当性を検証するために、伝熱管破損模擬試験（TRUST-2）、SWAT-3等試験及び英国PFR過熱器大リーク事故の解析結果がまとめられた。また、「もんじゅ」蒸気発生器の条件（以下、実機SG条件と略す。）での高温ラプチャ挙動評価への適用がまとめられた。

本報告書は、「'98年高温ラプチャ報告書」以降に検討を行った事項を取りまとめ、その検討内容と実機SG条件での解析結果を示すものである。本報告での主な報告事項は、以下のとおりである。

- ・ナトリウム-水反応時の熱的条件（反応温度と反応領域）の整理
SWAT-3試験で取得された反応領域の熱電対データを詳細に再評価することで、より現実的な熱的条件（反応温度と反応領域による局所的伝熱管加熱条件）の検討。
- ・ナトリウム-水反応時の管内冷却条件（ターゲット管内熱伝達相関）の整理
炉心伝熱解析やLOCA解析を目的とした軽水炉研究（限界熱流束（CHF）とPost-CHF伝熱相関式）を調査して、これら伝熱相関式に基づく水側熱伝達率の適用についての検討。
- ・その他、ナトリウム-水反応による伝熱管内の水・蒸気の全体的な加熱条件、伝熱管材料物性値の温度依存性等についての検討。
- ・以上の検討に基づき新評価手法を整備して、実機SG条件における高温ラプチャ挙動を評価した結果の検討。

以下、第2章ではナトリウム-水反応の熱的条件の検討結果を、第3章では管内冷却条件の検討結果を、第4章ではその他の検討項目を含めた新評価手法に基づく「もんじゅ」SG伝熱管の健全性評価結果を示す。

2. ナトリウム-水反応時の熱的条件

2.1 SWAT-3試験データの再評価

「'98年高温ラプチャ報告書」では、局所加熱を考慮するための高温反応域として水リーク時の反応ジェット（以下、ジェットと略す。）に直角な方向に500mm以内を1000~1200℃とし、それぞれの温度に対応した熱伝達率を与える下記のモデルを用いた。

- 1) 反応域中心より±100mm以内 : 1200℃ × 4000 (W/m²/K)
- 2) 1)の外側で反応域中心より±150mm以内 : 1150℃ × 4600 (W/m²/K)
- 3) 2)の外側で反応域中心より±200mm以内 : 1100℃ × 5800 (W/m²/K)
- 4) 3)の外側で反応域中心より±250mm以内 : 1000℃ × 10000 (W/m²/K)

しかしながら詳細に実験結果を再評価した結果、この反応域モデルは、過去のSWAT-3でのナトリウム-水反応実験データと比べると特に周辺部の反応温度等に過大評価の傾向が見られたことから、保守性が確保できる範囲でより実現象に近いモデルを創出することとした。

新モデル導出のためにSWAT-3の高温ラプチャ試験 (Run16⁽²⁻¹⁾、Run17⁽²⁻¹⁾、及びRun19⁽²⁻²⁾) の温度データの再評価を行った。表2.1.1に各試験の初期ナトリウム温度、注水時間、平均水リーク率を示す。Run16では、注水開始後23.5秒に2次破損が生じて水リーク率が2.2 kg/sから4.5 kg/sにほぼ倍増したが、ここでは実機評価における対象水リーク率である1.5kg/sから大きく離れている2次リークについては評価対象とせず、23.5秒までのデータを評価した。

反応域の空間的な広がりを表すため、SWAT-3 Run16、17、19試験において反応域内外の温度がジェット中心線からの距離に応じてどのように変化しているかを調べた。このためRun16、17、19の各試験で、水リーク孔の前方150~300mmの高温域に位置している熱電対とそこからジェットに直角な方向にずれた位置にある熱電対の温度データを用いて、ジェット中心線からの距離と平均温度の関係を整理した。Run16と19及びRun17の評価に用いた熱電対を図2.1.1及び図2.1.2に示す。Run16及び19は伝熱管と熱電対の配列が全く同じであることから、熱電対も同じ番号のものを用いた。また平均温度は、各熱電対の5秒ごとの時間平均値を用いた。このようにして得たジェット中心線からの距離と平均温度との関係を、Run16、17、19についてそれぞれ図2.1.3、図2.1.4、及び図2.1.5に示す。

反応域中心部で時折見られる低温は、未反応水にさらされているためである。この未反応水部分を除けば、反応域近傍の温度は、中心部にやや平坦な高温域があり周辺に行くと急速に温度が低下する傾向が見られることから、

実験を包絡する温度分布としてコサイン分布を設定した。コサイン分布のピーク温度は最大加熱部の反応温度として設定している1170℃（Run19及びRun16）及び1110℃（Run17）に合わせた。また、中心部から離れるとともに反応域温度は低下していくので、全体加熱による温度上昇分も勘案して周辺部温度は500℃とした。図2.1.3～5より、この温度を超える領域は、Run19では約50cm内に、またRun17では約40cm以内に十分な裕度をもって含まれることが分かる。この広がり方の違いは、Run17で伝熱管内を流れる水がサブクール条件であったため水リーク後の噴出状況が比較的穏やかであったことによると考えられる。先ほどの図2.1.3～図2.1.5にコサイン分布の実験包絡線を重ね書きした。Run16についても実験条件に近いRun19と同じ包絡式を適用しているが、Run19以上に実験値と包絡線の差が大きい。

2.2 実機評価条件の導出

(1) 反応域内温度分布

SWAT-3実験条件と実機SG条件の関係は、運転時のナトリウム温度が高い領域（管束部上部）が含まれる定格及び40%給水条件については初期ナトリウム温度の高いRun19が、また、初期ナトリウム温度が約300℃と低く水側も全領域にわたってサブクール条件となる10%給水条件についてはRun17がほぼ対応している。このことから、それぞれの運転条件に対する反応域温度Tの実機評価式は、ジェット中心線からの距離をLとすると次の(2-1)式及び(2-2)式となる。図2.1.3～2.1.5では、比較のためRun16と19には(2-1)式を、またRun17には(2-2)式を破線で示した。

i) 定格及び40%給水条件 (Run19より)

$$T = 670 \cos \{ (\pi/2) \times L/250 \} + 500 \quad (2-1)$$

ii) 10%給水条件 (Run17より)

$$T = 610 \cos \{ (\pi/2) \times L/200 \} + 500 \quad (2-2)$$

ここで

T = 反応域温度 (°C)

L : ジェット中心線からの距離 (mm)

である。

(2) 管外熱伝達率

管外熱伝達率については、1170℃（又は1110℃）～900℃までは「'98年高温ラプチャ報告書」で示した反応温度と実効熱伝達率との逆相関関係を用

いて算出する。しかし、ジェット中心線から離れるにしたがって伝熱管に当たる高温流体の流速が低下してついに反応域の外側（ここでは500℃）で通常運転時並みの流速となることを考えれば、反応温度が通常温度まで低下している領域では、通常運転条件での熱伝達率 (Hoeの式) を用いることができる。したがってその途中の領域 (900~500℃) については、補間法により (2-3) 式で求める。

管外温度 : T_{Na}	管外熱伝達率 : α
1170℃	4300 (W/m ² /K)
.	.
.	.
950℃	15000 (W/m ² /K)
900℃	34900 (W/m ² /K)
900~500℃	下式 (2-3)

$$\alpha = \{34900 \times (T_{Na} - 500) + \alpha_{Na} \times (900 - T_{Na})\} / (900 - 500) \quad (\text{W/m}^2/\text{K}) \quad (2-3)$$

ただし、 α_{Na} はナトリウム側の通常運転条件での熱伝達率で、次のHoeの式より求める。

$$Nu = \alpha_{Na} De / \lambda = 4.03 + 0.228 \times Pe^{1/3} \quad (2-4)$$

ここで

De : 水力直径 (m)

λ : ナトリウムの熱伝導率 (W/m/K)

Pe : ペクレ数 (= Re · Pr)

である。

(3) RUPIN 入力データ

ジェットで加熱された伝熱管内の水側状態量を計算する管内伝熱解析コード RUPIN では反応域内の温度分布と管外熱伝達率を境界条件として与えるため、前記 (2-1) 式から (2-4) 式により求めたナトリウム温度と管外熱伝達率をメッシュ状に分割した伝熱管モデルとして階段状に与える。上述のとおり定格条件と 40% 給水条件では反応域温度分布は同じものを与えるが、ナトリウム流速が異なるため反応域外周部の熱伝達率が異なることになる。各運転条件に対する新旧モデルの入力温度を実験値と比較して図 2.2.1 及び図 2.2.2 に示す。

3. ナトリウム-水反応時の管内冷却条件

「'98年高温ラプチャ報告書」におけるSG伝熱管の高温ラプチャ評価では、ターゲット伝熱管の管内の冷却条件についてはBL00PHコード（水ブロー解析）とRUPINコード（管内伝熱解析）を組合せて、伝熱管の温度変化の解析を行った。これらの解析の中で、水ブロー開始前の水・蒸気流動状態でのRUPINコードによる管内伝熱解析では、ヘリカルコイル型SGの試験データ（大洗工学センター1MW及び50MW蒸気発生器試験）で得られた伝熱相関式並びにドライアウトクオリティを計算条件としていた。

以下では、軽水炉研究の動向を踏まえて、限界熱流束（CHF）とPost-CHF伝熱特性にかかわる伝熱相関式を高温ラプチャ評価の管内伝熱解析に適用するための調査検討を行った。

3.1 限界熱流束 (CHF)

軽水炉の炉心伝熱特性の把握やLOCA解析を目的として、強制対流場における汎用あるいは燃料集合体に対する限界熱流束（CHF）を与える式が多数提案されている^{(3-1)~(3-8)}。本検討では、汎用性があると考えられるTongの式⁽³⁻¹⁾、⁽³⁻⁴⁾と甲藤の式⁽³⁻²⁾、⁽³⁻⁵⁾、⁽³⁻⁶⁾の適用性について比較検討した。

表3.1.1に両式の適用範囲を示す。両式ともに圧力やサブクール度/クオリティ範囲に関して適用可能であるが、Tongの式は、水力直径範囲（2.54～13.7mm：実機SG条件 24.2mm）と質量流束範囲（271～10,850 kg/m²/s：実機SG条件162～1,620 kg/m²/s）について、適用範囲から外れる。他方、甲藤の式は表に示されるように水力直径範囲（1.2～38.1mm）、質量流束範囲（無次元パラメータ $\sigma_s \rho_l / (G^2 z)$ で表わす $2.8 \times 10^{-9} \sim 1$ ：実機SG条件 $2 \times 10^{-5} \sim 4 \times 10^{-4}$ ）ともに、実機SG条件は式の導出範囲内にあることから、これを採用することとした。

甲藤の式は、4つの無次元数 ($q_c / (G \Delta h_{fg})$ 、 ρ_g / ρ_l 、 $\sigma_s \rho_l / (G^2 z)$ 、 z/d) で整理され限界熱流束（CHF）は、次の形で表される。

$$q_c = q_{c0} \left(1 + K \frac{\Delta h_{sub}}{\Delta h_{fg}} \right) \quad (3-1)$$

ここで、

q_c : 限界熱流束CHF (W/m²)

q_{c0} : 管入口が飽和水のCHFで ρ_g / ρ_l 、 $\sigma_s \rho_l / (G^2 z)$ 、 z/d で表される (W/m²)

K : ρ_g / ρ_l 、 $\sigma_s \rho_l / (G^2 z)$ 、 z/d で表されるパラメータ

Δh_{sub} : 管入口サブクールエンタルピ (J/kg)

- Δh_{fg} : 蒸発潜熱 (J/kg)
 G : 質量流束 ($\text{kg}/\text{m}^2/\text{s}$)
 ρ_g : 飽和蒸気比重量 (kg/m^3)
 ρ_l : 飽和水比重量 (kg/m^3)
 σ_s : 表面張力 (N/m)
 z : 加熱長さ (m)
 d : 管内径 (m)

である。

計算の詳細は、伝熱ハンドブック⁽³⁻⁶⁾に記載されている方法に従うこととする。

甲藤の式と測定データの比較の例を図3. 1. 1に示す^{(3-7)、(3-8)}。甲藤の式は保守的かつ良い精度で、測定された限界熱流束 (CHF) を予測できることを表している。図3. 1. 2には、実機SG条件 (水ブロー開始前) での甲藤の式による限界熱流束 (CHF) 値の計算例を示す。

3. 2 Post-CHF熱伝達率

限界熱流束 (CHF) が生じた後の遷移並びにPost-CHF熱伝達率の研究は、限界熱流束 (CHF) 研究と同様に軽水炉の炉心伝熱特性把握のために実施されている^{(3-3)、(3-9)-(3-14)}。本検討では、Groeneveld 5. 9の式⁽³⁻¹⁰⁾とCondie-Bengston IVの式⁽³⁻¹¹⁾の適用性について比較検討した。

表3. 2. 1に両式の適用範囲⁽³⁻¹²⁾を示す。Groeneveld 5. 9の式は、質量流束範囲 ($700 \sim 5,300 \text{ kg}/\text{m}^2/\text{s}$: 実機SG条件 $162 \sim 1,620 \text{ kg}/\text{m}^2/\text{s}$) が適用範囲から外れること、また低クオリティ域についても適用範囲から外れると考えられる。他方、Condie-Bengston IVの式は表に示されるように、質量流束範囲 ($16.5 \sim 5,234 \text{ kg}/\text{m}^2/\text{s}$) 及びクオリティ ($-0.12 \sim 1.73$) とともに適用範囲にある。また、定格・40%給水流量・10%給水流量の各運転モードの範囲のみならず、水ブローを開始した後の状態 (圧力: 実機では約1MPaまで低下、質量流束: 適用範囲の $16.5 \text{ kg}/\text{m}^2/\text{s}$ は実機の約1%流量に相当) についても適用が可能と判断できる。したがって、従来水ブロー開始後においてLOCA式 (Dougall-Rohsenowの式、Groeneveldの式、Bromleyの式の組合せ) としていた伝熱相関式はCondie-Bengston IVの式に統一することとする。Condie-Bengston IVの式は、次の形で表される。

$$\alpha = 0.05345 \left(\frac{k_g^{0.4593}}{De^{0.8095}} \right) Pr_w^{2.2598} (1 + Xe)^{-2.0514} Re_g^{(0.6249 + 0.2043 \ln(1 + Xe))} \quad (3-2)$$

ここで、

- α : 熱伝達率 (W/m²/K)
- k_g : 飽和蒸気熱伝導率 (W/m/K)
- D_e : 水力直径 (m)
- Pr_w : 伝熱面温度基準プラントル数
- X_e : 熱平衡クオリティ
- Re_g : 飽和蒸気レイノルズ数

である。

Condie-Bengston IVの式は、全般に保守性を保ちつつ良い精度の予測を与えることが報告されている^{(3-9)、(3-13)、(3-14)}（正確には、文献⁽³⁻⁹⁾ではCondie-Bengston (RELAP5/MOD1)の式で検討されているが、両者の差は小さい）。Condie-Bengston IVの式と測定データの比較の例を図3. 2. 1に示す^{(3-13)、(3-14)}。図3. 2. 1 (a)では、Groeneveld 5. 9の式、Dougall-Rohsenowの式及びGroeneveld-Delormeの式についても併せて比較されているが、Condie-Bengston IVの式は全クオリティ域に渡って保守的な値を示しており、Groeneveld 5. 9の式よりCondie-Bengston IVの式の方が低クオリティ域で良い一致を示している。また、図3. 2. 1 (b)においても、Condie-Bengston IVの式は、実測値に対して保守的な傾向を示している。

3. 3 プール膜沸騰熱伝達式

Condie-Bengston IVの式は、強制対流場におけるPost-CHF熱伝達率式であるが、低流量条件に適用すると、計算上でプール膜沸騰熱伝達率を下回る値を与える場合がある。特に、液相が支配的な低ボイド率領域においては、流動様式として逆環状流となり膜沸騰の伝熱様相となることが考えられることから、以下のボイド率条件でCondie-Bengston IVの式の適用下限を考慮する。

(1) 低ボイド率領域 (ボイド率 : 0. 0~fg)

Condie-Bengston IVの式を適用するが、低流量条件でCondie-Bengston IVの式による熱伝達率がプール膜沸騰熱伝達率 (Bromleyの式にふく射を考慮する) を下回る場合は、プール膜沸騰熱伝達率を採る。すなわち、Bromleyの式を下限値として計算する。

(2) 高ボイド率領域 (ボイド率 : fg~1. 0)

高ボイド率領域では、気相支配の噴霧流様相となることが考えられることから、Condie-Bengston IVの式を適用することとする。

以上のボイド率 (fg) による流動様相の考え方を、図3. 3. 1に示す⁽³⁻¹⁵⁾。

同図に示すように、高熱流束条件における逆環状流から噴霧流への遷移は、低熱流束条件における気泡・スラグ流から環状流への遷移と考えることができる。環状流への遷移条件の関係を図3.3.2に示す。同図より、解析条件の流量条件（定格流量約1,600kg/m²/s以下=5.8×10⁶kg/m²/hr以下）において、遷移条件は高圧条件（140ata=13.7MPa）でクオリティ約0.4以上（ボイド率で約0.8以上）、低圧条件（70ata=6.9MPa, 35ata=3.4MPa）でクオリティ約0.05以上（ボイド率で約0.7以上）である。以上より、遷移条件のボイド率は低めの値とすることが厳しい計算結果を与えることからfgの値として0.65を遷移条件とする。

ふく射熱伝達を考慮したBromleyの式は、以下である⁽³⁻¹⁶⁾。

$$\alpha = \alpha_c \left(\frac{\alpha_c}{\alpha} \right)^{1/3} + \alpha_{rad} \quad (3-3)$$

$$\alpha_c = 0.62 \left(\frac{k_g^3 g \rho_g (\rho_l - \rho_g) \Delta h'_{fg}}{De \eta_g \Delta T_{sat}} \right)^{1/4} \quad (3-4)$$

$$\alpha_{rad} = \sigma_{sb} \varepsilon \left(\frac{T_w^4 - T_{sat}^4}{T_w - T_{sat}} \right) \quad (3-5)$$

ここで、

- α : プール膜沸騰熱伝達率 (W/m²/K)
- α_c : Bromleyの式による膜沸騰熱伝達率 (W/m²/K)
- α_{rad} : ふく射による熱伝達率 (W/m²/K)
- k_g : 飽和蒸気熱伝導率 (W/m/K)
- D_e : 代表長さ (m)
- g : 重力加速度 (m/s²)
- ρ_g : 飽和蒸気比重量 (kg/m³)
- ρ_l : 飽和水比重量 (kg/m³)
- η_g : 飽和蒸気粘性係数 (kg/m/s)
- $\Delta h'_{fg}$: 蒸発潜熱+膜温度エンタルピ変化 (J/kg)
- ΔT_{sat} : 過熱度 (K) (=T_w-T_{sat})
- σ_{sb} : ステファン・ボルツマン係数 (W/m²/K⁴)
- ε : 壁面放射率
- T_w : 壁面温度 (K)
- T_{sat} : 飽和温度 (K)

である。

図 3.3.3 と図 3.3.4 に、実機 SG 条件での Post-CHF 熱伝達率 (Condie-Bengston IV の式と Bromley の式の組合せ) の計算例を示す。

3.4 RUPINコードでの限界熱流束 (CHF) と Post-CHF 熱伝達の扱い

高温ラプチャ評価に用いる RUPIN コードは、管外加熱条件を反応温度と管外熱伝達率で境界条件として与え、管内の水・蒸気の流れによる伝熱管の冷却を計算するコードである。「'98年高温ラプチャ報告書」において RUPIN コードは、水・蒸気の伝熱計算について管内の状態により以下の扱いとしていた。

- ・サブクール域 : 森-中山の液相式
- ・飽和域 :
 - ($x_e : 0.0 \sim x_{eDNB}$) : 飽和核沸騰 修正 Shrock-Grossman の式
 - ($x_e : x_{eDNB} \sim 1.0$) : 遷移膜沸騰 x_{eDNB} 点と飽和蒸気点をクオリティで内挿
- ・過熱蒸気域 : 森-中山の気相式
- ・水ブロー開始以降 : LOCA 式 (Dougall-Rohsenow の式、Groeneveld の式、Bromley の式)

本報告では、上述の検討結果に基づき、以下の限界熱流束 (CHF) 判定と Post-CHF 伝熱計算を RUPIN コードに追加することとした。

- ・サブクール域～飽和域 : 甲藤の式で限界熱流束 (CHF) 判定
- ・Post-CHF 伝熱 : Condie-Bengston IV の式 (下限値は、ふく射を考慮した Bromley の式)

また、水ブロー開始前と後の扱いの区別は行わずに、Post-CHF 伝熱相関式を用いることとした。

4. 新評価手法に基づく「もんじゅ」SG伝熱管の健全性評価

実機SG伝熱管に対する高温ラプチャ解析手順を図4.1に示す。第1ステップでは、定常及び水ブロー時の水側熱流動をBL00PHコードで解析し、SG全体の伝熱管内水側状態量（圧力、エンタルピ、流量）を計算する。第2ステップでは、ナトリウム-水反応に伴う発生熱で加熱される伝熱管（局所加熱部）を対象に、BL00PHで得られた局所加熱部入口の水側状態量とナトリウム側の温度・熱伝達率を境界条件として、局所加熱部内の伝熱管内水側状態量（水・蒸気温度、熱伝達率）をRUPINコードで計算する。第3ステップでは、反応ジェットの温度・熱伝達率及びRUPINで得られた局所加熱部の伝熱管内の水側状態量を境界条件として、最大加熱部での伝熱管壁の温度と強度を伝熱管破損解析コード(TRUE)⁽⁴⁻¹⁾で解析する。

4.1 評価条件

(1) 評価対象運転モード

代表的な運転条件として定格条件について評価を行う。また、40%給水流量条件（原子炉起動停止過程の約30時間、原子炉出力約40%）及び10%給水流量条件（原子炉起動過程の約10時間、原子炉出力約10%）も評価を行う。なお、10%給水流量条件の評価にあたっては、極く短時間しか存在しないプラント状態であるが高温ラプチャ評価に対して最も厳しい条件となるナトリウム温度（300℃）を使用した。

(2) 水リーク位置

高温ラプチャ評価における水リーク位置として、水ブロー開始までは、蒸発器のヘリカルコイル管束部上部が通常運転時の伝熱管温度が高いため評価上厳しくなる。水ブロー開始後は、伝熱管内の蒸気流の停滞が生じる管束下部から中部が厳しくなる。また、管束部中部は、ナトリウム-水反応の加熱により限界熱流束（CHF）に早く到達して、水・蒸気側熱伝達率が低下する影響で厳しくなる可能性が考えられる。水リーク位置は、これらを踏まえて、蒸発器のヘリカルコイル管束部を上部、中部、下部（上部：リンク⑬～⑯、中部：リンク⑨～⑫、下部：リンク⑤～⑧ 図4.1.1参照）に分け、厳しい部位2ケースを選定した。ただし、代表的な運転状態である定格出力については、上部、中部、下部の3ケースとした。

なお、定格、40%給水条件では、CHF到達後の水・蒸気側熱伝達率が小さい、水ブロー開始後の流量が停滞するという観点から、管束中部及び管束下部が厳しくなる。10%給水条件では、流量が停滞する部位が管束中部から管

束上部の方に移動する影響で、管束上部及び管束中部が厳しくなる。

(3) 水リーク検出法

「もんじゅ」SG伝熱管破損事故における事象推移と水リーク信号処理のフローチャートを図4.1.2に示す。ナトリウム-水反応による2次主冷却系内の圧力上昇を検出する検出器として蒸発器カバーガス圧力計（以下、カバーガス圧力計と略す。）及び圧力開放板の開放信号検出器が設置されている。

現状設備では、2次主冷却系内の圧力が上昇するとカバーガス圧力計がそれを検出し、水リーク信号が発信される。これにより、自動的に2次主冷却系循環ポンプ主モータトリップ、原子炉トリップ、水・蒸気系のしゃ断、内部保有水・蒸気の急速ブロー（以下、水ブローと略す。）等、一連のプラント停止操作が行われる。仮にカバーガス圧力計が故障した場合でも、蒸発器及び過熱器に設置された圧力開放板が開放し、開放信号で水リーク検出信号が発信され、前記と同様な一連のプラント停止操作が行われる。ここでは先ず、カバーガス圧力計により水リークが検出される場合の高温ラブチャ評価、さらに参考としてカバーガス圧力計が故障し、圧力開放板の開放信号で水リークを検出した場合の高温ラブチャ評価を行う。

設備改善後、カバーガス圧力計を、2個/ループから3個/ループに追加設置し、検出論理回路を2 out of 2から2 out of 3に変更することから、仮にひとつのカバーガス圧力計が故障しても残りのカバーガス圧力計により確実に水リークを検出できる。設備改善後は、カバーガス圧力計で確実に水リークを検出できることから、カバーガス圧力計が故障したことを仮定して圧力開放板の開放信号で水リークを検出する場合の高温ラブチャ評価は、行わない。

(4) 水側境界条件

図4.1で示した、第2ステップで用いるRUPINの水側境界条件について記載する。

① 水ブロー開始前の水側条件

ナトリウムと水・蒸気が定常的に流動している状態でナトリウム-水反応が継続すると、水リーク位置より下流のナトリウム温度は反応による発生熱で上昇し、それが管束部で熱交換して水・蒸気も加熱され、エンタルピ（温度）が上昇する。この現象を全体加熱という。一方、ジェットにより直接加熱される伝熱管では、ジェットの熱が水・蒸気に入熱となって加わり、エンタルピが上昇する。この現象を局所加熱という。水ブロー開始前は、全体加

熱と局所加熱を重畳した水側状態量をTRUEの評価条件として設定する。その際、全体加熱によるエンタルピ上昇の計算を、より適切な評価条件とするために、伝熱管内の水側輸送遅れ及び伝熱管を介したナトリウムと水との熱交換を考慮する。また、局所加熱によるエンタルピ上昇及び管内熱伝達率の計算は、同様の趣旨により、RUPINのナトリウム側入力条件である反応域内温度分布を見直す。これらのモデルについて以下に記載する。

(a) 全体加熱による水側条件の計算

「'98年高温ラプチャ報告書」の全体加熱では、水リーク発生と同時に、全ての発生熱量が全ての伝熱管内の水・蒸気に移行するという厳しい条件を与えていた。図4.1.3に示すように、実機SGの伝熱管管束部は、構造的に6セクタに分かれている。したがって、水リークによる反応熱は、水リーク部を含む1セクタ内のナトリウム温度を上昇させるものの、ほかのセクタのナトリウム温度を直接的に有意に上昇させることはない。伝熱管内の水・蒸気は旋回・上昇しながら各セクタを通過する。このため、当該セクタに流入する伝熱管内の水・蒸気は、それ以外の5セクタを通過するための輸送遅れが生じる。また、ナトリウムと水・蒸気の熱交換による全体加熱の影響（エンタルピ上昇）は、従来想定していたステップ状のエンタルピ上昇ではなく、なだらかに上昇すると考えられる。そこで、以下のモデルにより、全体加熱に輸送遅れ時間を考慮する。

- 1) 保守的に、水リーク発生と同時に、温度上昇したナトリウムが瞬時に1ターン下層の伝熱管に到達し、水・蒸気の全体加熱（熱交換）が開始される。
- 2) 1ターン下層で全体加熱された水・蒸気は、5セクタをナトリウムと熱交換しながら通過した後に、水リークセクタに流入して局所加熱される。
- 3) 前述の熱交換は、各セクタのナトリウム側境界条件を与えて、RUPINにより計算する。

なお、水リークセクタの伝熱管長さは、全体加熱量を多く評価するため、保守的に管束部最外層のコイル径で評価する。一方、5セクタの伝熱管長さは、この輸送遅れ時間を短く評価するため、保守的に管束部最内層のコイル径で評価する。

実機SG条件で計算した管束部上部水リーク時の水側エンタルピ変化を、

図4.1.4に示す。

(b) 局所加熱による水側条件の計算

局所加熱による水側エンタルピ（温度）の上昇及び管内熱伝達率は、「'98年高温ラプチャ報告書」と同様にRUPINで計算する。その際、第2章で記載したコサイン分布で模擬する反応域内温度分布モデルを入力条件とする。計算条件となる具体的な温度分布は、定格条件及び40%給水条件を図2.2.1、10%給水条件を図2.2.2に示す。

RUPINで得られた計算結果（水フロー開始前）のうち、管束部上部での出力値を表4.1.1にまとめる。この管内熱伝達率は、第3章で記載した伝熱相関式にしたがって計算した値である。

② 水フロー開始後の水側条件

「'98年高温ラプチャ報告書」と同様の考え方に従い、局所加熱による水側状態量の計算を行う。

(5) ナトリウム側境界条件

TRUE解析で使用するナトリウム側の反応域温度と管外熱伝達率は、「'98年高温ラプチャ報告書」と同様に表4.1.2に示す値を用いる。

(6) 伝熱管肉厚について

① 素管データに基づく肉厚

「もんじゅ」蒸発器伝熱管の公称肉厚は3.8mmであるが、製作実績では約4.2mmの肉厚の管材が使用されている。蒸発器伝熱管の曲げ加工前の肉厚データを統計処理し、肉厚が正規分布に従うとして、伝熱管肉厚の最小値を存在確率が十分低い4.02mm（平均値 -3.5σ ）とした。

なお、蒸発器伝熱管は、約20mの管を複数溶接してつなぎ合わせている。この溶接部分については約10mmに渡って開先加工を施しているが、ここでは一様な減肉を仮定して保守的な評価を行うこととする。

② 曲げ加工代、腐食代の考慮

曲げ加工代は、曲げ加工前後のデータから1%と考えられる。また使用期間中の腐食による減肉は0.28mmと考えられることから、この両者を差し引いて管束部母材部の肉厚として3.70mm（ $=4.02 \times 0.99 - 0.28$ ）を使用する。また、溶接部は、最小肉厚に曲げ加工代などを考慮した3.5mmから腐食によ

る減肉を差し引いた3.22mmを使用する。

③ ウェステージとの重ね合わせ

高温ラプチャ評価に当たっても、ウェステージによる減肉の影響を考慮することとする。1.5kg/sの水リークに対しては最大0.012mm/sのウェステージ率を用いた。また、高温ラプチャ解析に当たっては、水リーク検出までに伝熱管の全周がウェステージにより減肉するものとして、②で求めた初期肉厚からウェステージによる減肉分を差し引いて計算上の伝熱管肉厚とした。

(7) 伝熱管の物性値

TRUE解析で使用する物性値は、比熱 C_p 、熱伝導率 λ 、比重 ρ であるが、管壁温度を計算する場合には、温度伝導率 $a = \lambda / \rho C_p$ の形で熱伝導方程式を解いている。

実機SG伝熱管材である2・1/4Cr-1Mo鋼の物性値は、過去に調査⁽⁴⁻²⁾あるいは測定・定式化⁽⁴⁻³⁾されているが、通常運転時の温度条件に余裕を見て、約600℃までの温度範囲を対象としている。それより高温側で物性値を測定した結果⁽⁴⁻⁴⁾もあるが、それでも800℃程度を上限としている。これら実験式⁽⁴⁻³⁾（ただし600℃を超える適用範囲外については外挿）と実測値⁽⁴⁻⁴⁾を比較したところ、図4.1.5に示すように、700～800℃程度までは両者間に大きな違いがなく、おおむね実験式は外挿可能である。

「'98年高温ラプチャ報告書」では、800℃相当の2・1/4Cr-1Mo鋼の物性値を固定して与えていた。この解析結果からは、実機SG伝熱管の延性破損及びクリープ破損で厳しくなる管壁温度は、およそ800℃以上の高温域であり、それ以下の温度では延性破損及びクリープ破損ともに高温ラプチャへの影響は小さいことが分かる。一方、物性値を変えたTRUEの感度解析では、温度伝導率が高いほど管壁温度（延性破損）と累積損傷和（クリープ破損）が厳しくなることを確認できる。したがって、800℃を超える高温域での高温ラプチャ評価に対しては、温度伝導率を保守側（大きめ）に設定することとする。

以上の検討結果から、TRUE解析で使用する物性値（組込式）は、700～800℃程度まで温度依存の実験式を適用する。また、それを超える高温域での物性値については、以下のように取り扱う。比熱 C_p は、図4.1.5(a)に示すように800℃まで実験式を外挿し、それ以上の高温域の物性値は、800℃の値で固定する。熱伝導率 λ は、図4.1.5(b)に示すように800℃の実測値になる温度ま

では実験式を外挿して使うが、それ以上の高温域の物性値は、800℃の実測値で固定する。この設定により、800℃を超える高温域では、温度伝導率は保守側になっている。比重量 ρ については、温度依存性が小さいこと、及びTRUE解析のメッシュ体系は温度依存させずに固定していることから、伝熱管寸法を測定した室温相当の値を使用する。TRUEコード内では温度伝導率 a を $\lambda/\rho C_p$ として計算することから、前述の比熱 C_p と熱伝導率 λ を用いて、比重量 ρ を室温相当とした場合の温度伝導率を図4.1.5(c)に示す。TRUEでは、温度伝導率が実測値の800℃の値を下回る場合、保守的に800℃の物性値で固定して使用する。

4.2 評価結果と考察

(1) 現状設備の解析・評価

これまでに説明した評価モデル及び評価条件に従い、高温ラブチャ評価を行った。評価対象は、「もんじゅ」現状設備のSG体系、水リーク検出はカバーガス圧力計信号とした。伝熱管の破損の判断としては、「'98年高温ラブチャ報告書」と同様に以下の条件とした。

- 1) 延性破損 : 管壁温度に対応する引張強さが、圧力容器設計公式による応力を下回った時点
- 2) クリープ破損 : 時間係数として $\alpha_R = 3$ を与えた場合に、累積損傷和が1を超えた時点

なお、図4.2.1に示す設備改造後の解析・評価については、後述の(2)で示す。

カバーガス圧力計で検出する場合の主な解析条件及び計算結果を表4.2.1及び表4.2.2に、その詳細を図4.2.2~8示す。

① 定格条件

定格での水ブロー開始前の条件では、管内流動による除熱効果が大きいため、伝熱管の管壁温度は最高でも900℃以下にとどまる。最も厳しい位置は、限界熱流束(CHF)が相対的に小さく、膜沸騰に遷移しやすい管束部中部となっている。しかし、この部位においても、応力と引張強さとの比は0.75にとどまり、延性破損の判定条件には達しない。

水ブローが開始後、管内蒸気流の停滞が生じるため、伝熱管温度上昇による引張強さの低下が生じるが、減圧効果により応力が低下するため、応力と引張強さの比は0.75にとどまる。累積損傷和は管束部中部で最も

大きくなるが、0.29にとどまり、クリープ破損が発生する条件には達しない。

なお、溶接部の評価に当っては、保守的に伝熱管の肉厚を全面に渡って一様に3.5mmとして解析したが、応力と引張強さの比は最大で0.88、累積損傷和は最大で0.77にとどまり、延性破損、クリープ破損ともに発生する条件には達しない。

② 40%給水流量条件

40%給水での運転条件では定格条件よりも水・蒸気側流量が小さいので、伝熱管温度の上昇が大きい、圧力が低いため、応力と引張強さの比が最大で0.80、累積損傷和は0.35であり、定格運転条件よりも小さい。また、延性破損、クリープ破損ともに発生する条件とはならない。

溶接部については、応力と引張強さの比は最大で0.97、累積損傷和は最大で0.95であり、延性破損、クリープ破損ともに発生する条件には達しない。

③ 10%給水条件

10%給水での運転条件では水・蒸気側がさらに低流量のため除熱が小さいこと、また、検出時間が遅くなる影響（定格運転時と比べて約3秒）で伝熱管温度が高くなる。応力と引張強さの比が最大で0.68、累積損傷和が0.39まで上昇するが、延性破損、クリープ破損ともに発生する条件には達しない。

溶接部については、応力と引張強さの比は最大で0.81、累積損傷和は最大で0.97であり、延性破損、クリープ破損ともに発生する条件には達しない。

以上の溶接部の結果は、一様減肉条件で保守側に評価しても破損条件に至らないことを示したものである。溶接部の開先加工は局所的な減肉となっており、その条件を考慮した現実的な評価では、安全裕度はさらに大きくなると考えられる。

「もんじゅ」では、圧力開放板による水リーク検出に先立ってカバーガス圧力計による水リーク検出が行われる。参考としてカバーガス圧力計が故障したと仮定し、圧力開放板により水リークを検出する場合の解析を行った。この場合の水ブロー開始時間は、定格及び40%給水流量条件で43秒、10%流

量で54秒である。その他の条件は、カバーガス圧力計信号のケースと同じである。主な解析条件及び結果を表4.2.3に示す。

(2) 設備改造後の解析・評価

高温ラプチャに対する裕度を拡大する方策としては、水リークの早期検出と水ブローの高速化が効果的と考えられる。そこで、高温ラプチャに対する安全裕度の向上のため、図4.2.1に示す設備改造を行う計画としている。ここでは、これらの設備改造の効果について評価を行った。

現状設備の水ブロー系に対して、蒸発器入口側の放出弁の個数を1個から2個、蒸発器出口側の放出弁の個数を2個から3個へ増設した体系を想定して水ブロー解析及び高温ラプチャ解析を実施した。また、検出機能の強化として、カバーガス圧力計の個数を2個から3個へ追加設置すること及びその設定値を0.27MPaから0.25MPaに変更する設備改造を考慮した。水ブロー開始時間は、定格及び40%給水流量条件で11秒、10%流量で14秒である。

設備改造を考慮した解析ケースの結果を表4.2.4～6及び図4.2.9～図4.2.15に示す。

前述の「現状設備のカバーガス圧力計信号検出のケース」と「改造設備のカバーガス圧力計信号検出のケース」を伝熱管肉厚4.02mmのケースについて比較し整理すると以下のように要約される。

① 定格条件

改造後は現状設備と比べ、応力と引張強さとの比0.75で同じであるが、累積損傷和が0.29→0.14となり、延性破損及びクリーブ破損の判定条件に達しない。設備改造による水リークの早期検出とブローダウン性能の向上により、累積損傷和が半減し、裕度が拡大している。

② 40%給水流量条件

40%給水のケースでも、改造後は現状設備と比べ、応力と引張強さの比が0.80→0.63、累積損傷和が0.35→0.10となり、設備改造により裕度が拡大している。

③ 10%給水流量条件

10%給水のケースでも、改造後は現状設備と比べ、応力と引張強さの比が0.68→0.61、累積損傷和が0.39→0.18となり、設備改造により裕度が拡大している。

以上のとおり、設備改造後については、裕度の小さい10%給水流量時の管東部中部でも、応力と引張強さとの比が0.61、累積損傷和が0.18と

なり、いずれの条件でも高温ラプチャが発生せず、裕度も大きく改善されることが確認できた。

なお、改造設備について、伝熱管初期肉厚を3.8mm（公称肉厚）、3.5mm（伝熱管溶接部）とした場合についても解析サーベイを行なった。裕度の小さい10%給水流量時の管束部中部でも、伝熱管肉厚を3.8mmとした場合には、応力と引張強さの比が0.66、累積損傷和が0.27にとどまる。また、伝熱管肉厚を3.5mmとした場合にも、応力と引張強さとの比が0.73、累積損傷和が0.46にとどまり、いずれのケースにおいても、延性破損、クリープ破損ともに発生する条件には達しない。この3.5mm肉厚の結果についても、前述と同様に一様減肉として保守側に評価したものであり、現実的にはさらに安全裕度が大きいと考えられるが、今回はそこまで詳細化した評価は実施していない。

5. おわりに

本報告では、「'98年高温ラブチャ報告書」に対する追加検討として、まず SWAT-3試験データを詳細に再評価することでより現実的なナトリウム側の熱的条件を与えるための見直しを行った。また、軽水炉の研究成果である限界熱流束 (CHF) と Post-CHF 伝熱相関式を調査して、これら相関式に基づく水側熱伝達率の適用検討を行った。さらに、これらを反映した新評価手法を用いて、実機 SG 条件における高温ラブチャ挙動を評価した。主な結果を以下にまとめる。

- (1) ナトリウム-水反応評価条件について、SWAT-3試験データに基づきより現実的な熱的条件を与える反応域モデルとして、定格運転及び40%給水運転条件に対しては反応温度1170°Cを最高とするコサイン温度分布、10%給水運転に対しては1110°Cを最高とするコサイン温度分布を設定した。
- (2) 従来使用していたヘリカルコイル型SGの伝熱相関式に加え、軽水炉研究を調査し、限界熱流束 (CHF) 並びに Post-CHF 伝熱相関式を検討した。具体的には、CHF相関式としては甲藤の式、Post-CHF伝熱相関式としては Condie-Bengston IVの式と Bromleyの式の組合せを設定した。
- (3) 新評価手法を採用した実機SG体系の高温ラブチャ解析においては、カバーガス圧力計信号による検出の定格、40%給水、10%給水条件のいずれのケースでも高温ラブチャが発生しないことを確認した。また、カバーガス圧力計検出の機能強化と水ブローの性能強化を図った改造後のSG体系の高温ラブチャ解析においても、いずれの運転条件でも伝熱管に高温ラブチャが発生することはなく、高温ラブチャ型破損に対する安全裕度が改善されることがわかった。

6. 参考文献

- (1-1) 田辺裕美、和田雄作、浜田広次、宮川明、広井博、「蒸気発生器伝熱管の高温ラプチャ型破損評価手法の整備と適用」、PNC TN9410 98-029 1998
- (2-1) 田辺裕美、佐藤稔、藤井啓次、大後美道、「蒸気発生器安全性総合試験装置 (SWAT-3) による破損伝播試験 (IV)」、PNC TN941 83-158 1983
- (2-2) 田辺裕美、渡辺智夫、「蒸気発生器安全性総合試験装置 (SWAT-3) による破損伝播試験 (V)」、PNC TN9410 86-104 1986
- (3-1) 「伝熱工学資料改定第3版」 p. 63-65、日本機械学会
- (3-2) 「伝熱工学資料改定第4版」 p. 143、日本機械学会
- (3-3) US NRC 10 CFR Appendix K to Part50 -- ECCS Evaluation Models
- (3-4) L. S. Tong, et al., "New Correlations Predict DNB Conditions", Nucleonics, Vo. 21 No. 5, 1963
- (3-5) 甲藤好郎、日本機械学会論文集、44巻-387号 1978、(B編) 45巻-394号 1979、(B編) 46巻-409号、1980、(B編) 47巻-413号 1981
- (3-6) 「伝熱ハンドブック」 p. 203、日本機械学会
- (3-7) 宇都野英明、「環状噴霧流における液膜ドライアウトの機構論的予測手法に関する研究」、博士学位論文、茨城大学大学院理工学研究科、1999
- (3-8) Y. F. Rao, et al., "Numerical Simulation of Two-Phase Boiling Flows and Prediction of DNB under PWR Conditions with a Multidimensional Two-Fluid Model," JSME Int. J., Ser. B, Vol. 43, 4, 2000
- (3-9) H. Uchida, et al., "Post-DNB Heat Transfer Experiments Under PWR Operating Conditions in Annular Test Sections," 8th Int. Topical Mtg. on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Kyoto, 1997
- (3-10) D. C. Groeneveld, "Post-Dryout Heat Transfer at Reactor Operating Conditions," AECL-4513, Atomic Energy of Canada Limited, 1973
- (3-11) K. G. Condie, et al., "Post-CHF Heat Transfer Data Analysis, Comparison, and Correlation," unpublished paper by Idaho National Engineering Lab., 1974
- (3-12) 「平成12年度 燃料集合体信頼性実証試験に関する報告書 (燃料集合体過渡時熱伝達試験編)」、(財)原子力発電技術機構、平成13年3月
- (3-13) D. G. Morris, et al., "Transient Film Boiling of High-Pressure Water in a Rod Bundle," Trans. ANS, Vol. 36, p. 565, 1981
- (3-14) 「NUPEC年報2001」(財)原子力発電技術機構、平成13年
- (3-15) 植田辰洋、「気液二相流」、養賢堂、1981

- (3-16) 「伝熱工学資料改定第3版」 p. 59、日本機械学会
- (4-1) 浜田広次、栗原成計、「蒸気発生器伝熱管破損解析コードの開発」、JNC TN9400 2000-091 2000
- (4-2) 高須宏雄、磯崎三喜男、姫野嘉昭、井口達郎、「ナトリウム技術実用物性値表」、TN941 81-73 1981
- (4-3) 久保田淳、鎌田滋、竹内孝行、栗山正明、土屋毎雄、川真田和雄、「レーザーフラッシュ法による2・1/4Cr-1Mo鋼の熱伝導率測定実験報告書」、TN941 78-04 1978
- (4-4) 木村英隆、菅谷圭、吉田英一、和田雄作、「F B R 構造材料の物性値測定（その1）各種圧延鋼板の物性値測定」、TN9410 90-094 1990

表 2.1.1 SWAT-3 Run16, 17, 19 試験の概要

試験 No.	初期 Na 温度	注水時間	平均水リーク率
Run16-1 次リーク	340℃	0~23.5 秒	2.2 kg/sec
Run16-2 次リーク ^(*)	—	23.5~60 秒	4.5 kg/sec
Run17	320℃	0~60 秒	1.46 kg/sec
Run19	459℃	0~30 秒	1.85 kg/sec

(*) Run16-2 次リークは評価対象外

表 3.1.1 限界熱流束関連式の適用範囲 (データベース範囲)^{(3-4), (3-5)}

項目	単位	Tong の式 ^(*)	甲藤の式 ^(*)
圧力	MPa	5.5~19.0	0.1~18.6
入口サブクール	kJ/kg	0~1,630	(*)
水力直径	cm	0.254~1.37	0.118~3.81
長さ/内径比	—	21~365	5~940
質量流束	kg/m ² /s	271~10,850	(*)

(*) 資料⁽³⁻⁴⁾に記されているサブクール域式に関する相関データ幅から単位換算、(*) 資料⁽³⁻⁵⁾機械学会論文集 46 巻-409 号に記載されている水/蒸気のデータベースの幅、(*) 明確な記載なし、(*) 質量流束に関しては逆 We 数で整理されている ($1/We = (\sigma \rho_l) / (G^2 z)$) : $2.78 \times 10^{-9} \sim 1.0$ 、もんじゅ条件では約 2.3×10^{-6} (100%流量) ~ 4.1×10^{-4} (10%流量)

表 3.2.1 Post-CHF 伝熱関連式の適用範囲⁽³⁻¹²⁾

項目	単位	Groeneveld 5.9 の式	Condie-Bengston IV 式
圧力	MPa	3.4~21.5	0.42~21.5
質量流束	kg/m ² /s	700~5,300	16.5~5,234
熱平衡クオリティ	—	(0.1~0.9)	-0.12~1.73
熱流束	kW/m ²	120~2,250	34~2,074

表4.1.1 管束上部での水ブロー直前のRUPIN出力値（現状設備）

運転モード	初期水・蒸気温度 (エンタルピ)	全体加熱後温度 (エンタルピ)	局所加熱後	
	温度 (エンタルピ)	管内熱伝達率		
	°C (kJ/kg)	°C (kJ/kg)	°C (kJ/kg)	W/m ² /K
定格運転 (リンク13)	342 (2220)	342 (2430)	342 (2480)	4620
40%給水運転 (リンク13)	331 (1830)	331 (2060)	331 (2120)	1790
10%給水運転 (リンク13)	298 (1330)	319 (1450)	328 (1690)	998

表4.1.2 定格及び部分負荷運転条件での評価に用いた反応域温度と熱伝達率

運転モード	運転中Na最高温度	反応域温度	管外熱伝達率
	°C	°C	W/m ² /K (kcal/m ² /hr/°C)
定格運転	469	1170	4300 (3700)
40%給水運転	456	1170	4300 (3700)
10%給水運転	300	1110	5300 (4560)

表4.2.1 「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ
 (現状設備：カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚4.02mm：実測平均値-3.5σ)

運転状態		定格	定格	定格	40%給水	40%給水	10%給水	10%給水	
		SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	EV単独	EV単独	
水リーク位置		管束上部	管束中部	管束下部	管束中部	管束下部	管束上部	管束中部	
リンクNo.		13	9	6	9	8	13	11	
水ブロー開始時間	s	15	15	15	15	15	18	18	
伝熱管外径	mm	31.8mm							
解析用寸法	mm	31.44mm×3.52mm (減肉を想定)					31.37×3.48 (同左)		
伝熱管材質		2-1/4Cr-1Mo鋼							
(Na側条件)									
初期温度	℃	417	368	348	332	328	299	298	
反応域温度 ^{*1)}	℃	1,170	1,170	1,170	1,170	1,170	1,110	1,110	
反応時熱伝達率	W/ m ² /K	4,300	4,300	4,300	4,300	4,300	5,300	5,300	
(水側条件)									
加熱前の温度	℃	342	342	304	323	316	298	298	
加熱前の熱伝達率	W/ m ² /K	76,400	35,700	22,100	11,000	10,800	3,290	3,280	
管内圧力	MPa	14.9	15.2	15.3	13.0	13.0	12.6	12.6	
(解析結果)									
ブロー ^{*2)} 開始前	管壁温度	℃	791	853	596	924	925	921	916
	引張強さ	N/mm ²	85.8	82.4	230.3	78.6	78.5	79.1	79.9
	応力	N/mm ²	60.3	61.5	61.7	52.5	52.5	51.1	51.1
	応力/ 引張強さ		0.70	0.75	0.27	0.67	0.67	0.65	0.64
ブロー中 の最も厳 しい条件	時間	s	1	0	15	9	12	1	24
	管壁温度	℃	797	853	1024	1039	1044	932	1075
	引張強さ	N/mm ²	83.6	82.4	55.2	51.7	50.5	77.5	44.2
	応力	N/mm ²	60.2	61.5	37.3	41.3	37.6	50.6	29.9
	応力/ 引張強さ		0.72	0.75	0.68	0.80	0.74	0.65	0.68
累積損傷和 ^{*3)}		0.17	0.29	0.16	0.35	0.29	0.26	0.39	
参照図		図4.2.2	図4.2.3	図4.2.4	図4.2.5	図4.2.6	図4.2.7	図4.2.8	

*1) 反応域温度は最高値

*2) 水ブロー開始(時刻ゼロ)の値

*3) 水ブロー終了時点の値

表4.2.2 「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ
 (現状設備：カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚3.5mm：溶接部肉厚)

運転状態		定格	定格	定格	40%給水	40%給水	10%給水	10%給水	
		SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	EV単独	EV単独	
水リーク位置		管束上部	管束中部	管束下部	管束中部	管束下部	管束上部	管束中部	
リンクNo.		13	9	6	9	8	13	11	
水ブロー開始時間	s	15	15	15	15	15	18	18	
伝熱管外径	mm	31.8mm							
解析用寸法	mm	31.44mm×3.04mm (減肉を想定)					31.37×3.00 (同左)		
伝熱管材質		2-1/4Cr-1Mo鋼							
(Na側条件)									
初期温度	°C	417	368	348	332	328	299	298	
反応域温度 ^{*1)}	°C	1,170	1,170	1,170	1,170	1,170	1,110	1,110	
反応時熱伝達率	W/m ² /K	4,300	4,300	4,300	4,300	4,300	5,300	5,300	
(水側条件)									
加熱前の温度	°C	342	342	304	323	316	298	298	
加熱前の熱伝達率	W/m ² /K	76,400	35,700	22,100	11,000	10,800	3,290	3,280	
管内圧力	MPa	14.9	15.2	15.3	13.0	13.0	12.6	12.6	
(解析結果)									
ブロー ^{*2)} 開始前	管壁温度	°C	788	853	580	931	932	926	921
	引張強さ	N/mm ²	87.2	82.4	251.0	77.7	77.5	78.3	79.0
	応力	N/mm ²	70.7	72.2	72.4	61.6	61.6	60.0	60.1
	応力/ 引張強さ		0.81	0.88	0.29	0.93	0.80	0.77	0.76
ブロー中 の最も厳しい条件	時間	s	1	0	15	9	12	1	24
	管壁温度	°C	793	853	1034	1046	1050	937	1078
	引張強さ	N/mm ²	85.0	82.4	52.7	50.0	49.1	76.6	43.5
	応力	N/mm ²	70.7	72.2	43.7	48.4	44.1	59.4	35.1
	応力/ 引張強さ		0.83	0.88	0.83	0.97	0.90	0.78	0.81
累積損傷和 ^{*3)}		0.42	0.77	0.45	0.95	0.78	0.66	0.97	

*1) 反応域温度は最高値

*2) 水ブロー開始 (時刻ゼロ) の値

*3) 水ブロー終了時点の値

表4.2.3 「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ
 (現状設備：圧力開放板信号による検出、伝熱管肉厚4.02mm：実測平均値-3.5σ)

運転状態		定格	定格	定格	40%給水	40%給水	10%給水	10%給水	
		SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	EV単独	EV単独	
水リーク位置		管束上部	管束中部	管束下部	管束中部	管束下部	管束上部	管束中部	
リンクNo.		13	9	6	9	8	13	11	
水ブロー開始時間	s	43	43	43	43	43	54	54	
伝熱管外径	mm	31.8mm							
解析用寸法	mm	30.77mm×3.19mm (減肉を想定)					30.50×3.05 (同左)		
伝熱管材質 (Na側条件)		2-1/4Cr-1Mo鋼							
初期温度	℃	417	368	348	332	328	299	298	
反応域温度 ^{*1)}	℃	1,170	1,170	1,170	1,170	1,170	1,110	1,110	
反応時熱伝達率	W/ m ² /K	4,300	4,300	4,300	4,300	4,300	5,300	5,300	
(水側条件)									
加熱前の温度	℃	342	342	304	323	316	298	298	
加熱前の熱伝達率	W/ m ² /K	76,400	35,700	22,100	11,000	10,800	3,290	3,280	
管内圧力	MPa	14.9	15.2	15.3	13.0	13.0	12.6	12.6	
(解析結果)									
ブロー ^{*2)} 開始前	管壁温度	℃	796	872	586	965	970	985	985
	引張強さ	N/mm ²	84.1	82.4	243.6	70.3	68.9	65.0	65.0
	応力	N/mm ²	65.7	67.1	67.3	57.3	57.3	57.3	57.3
	応力/ 引張強さ		0.78	0.81	0.28	0.82	0.83	0.88	0.88
ブロー中 の最も厳 しい条件	時間	s	1	—	15	—	—	—	—
	管壁温度	℃	800	—	1032	—	—	—	—
	引張強さ	N/mm ²	82.5	—	53.3	—	—	—	—
	応力	N/mm ²	65.7	—	40.6	—	—	—	—
	応力/ 引張強さ		0.80	—	0.76	—	—	—	—
累積損傷和 ^{*3)}		0.93	>1	0.29	>1	>1	>1	>1	

*1) 反応域温度は最高値

*2) 水ブロー開始 (時刻ゼロ) の値

*3) 水ブロー終了時点の値

表4.2.4 「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ

(設備改造後：カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚4.02mm：実測平均値-3.5σ)

運転状態		定格	定格	定格	40%給水	40%給水	10%給水	10%給水	
		SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	EV単独	EV単独	
水リーク位置		管束上部	管束中部	管束下部	管束中部	管束下部	管束上部	管束中部	
リンクNo.		13	9	6	9	8	13	11	
水ブロー開始時間	s	11	11	11	11	11	14	14	
伝熱管外径	mm	31.8mm							
解析用寸法	mm	31.54mm×3.57mm (減肉を想定)					31.46×3.53 (同左)		
伝熱管材質		2-1/4Cr-1Mo鋼							
(Na側条件)									
初期温度	°C	417	368	348	332	328	299	298	
反応域温度 ^{*1)}	°C	1,170	1,170	1,170	1,170	1,170	1,110	1,110	
反応時熱伝達率	W/ m ² /K	4,300	4,300	4,300	4,300	4,300	5,300	5,300	
(水側条件)									
加熱前の温度	°C	342	342	304	323	316	298	298	
加熱前の熱伝達率	W/ m ² /K	76,400	35,700	22,100	11,000	10,800	3,290	3,280	
管内圧力	MPa	14.9	15.2	15.3	13.0	13.0	12.6	12.6	
(解析結果)									
ブロー ^{*2)} 開始前	管壁温度	°C	777	828	597	880	878	848	843
	引張強さ	N/mm ²	91.4	82.4	229.7	82.4	82.4	82.4	82.4
	応力	N/mm ²	59.6	60.8	61.0	52.0	52.0	50.5	50.5
	応力/ 引張強さ		0.65	0.74	0.27	0.63	0.63	0.61	0.61
ブロー中 の最も厳 しい条件	時間	s	1	0	6	0	0	0	0
	管壁温度	°C	786	828	812	880	878	848	843
	引張強さ	N/mm ²	87.9	82.4	82.4	82.4	82.4	82.4	82.4
	応力	N/mm ²	59.5	60.8	47.7	52.0	52.0	50.5	50.5
	応力/ 引張強さ		0.68	0.74	0.58	0.63	0.63	0.61	0.61
累積損傷和 ^{*3)}		0.07	0.14	0.03	0.10	0.10	0.10	0.18	
参照図		図4.2.9	図4.2.10	図4.2.11	図4.2.12	図4.2.13	図4.2.14	図4.2.15	

*1) 反応域温度は最高値

*2) 水ブロー開始(時刻ゼロ)の値

*3) 水ブロー終了時点の値

表4.2.5 「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ
 (設備改造後：カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚3.8mm：公称値)

運転状態		定格	定格	定格	40%給水	40%給水	10%給水	10%給水	
		SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	EV単独	EV単独	
水リーク位置		管束上部	管束中部	管束下部	管束中部	管束下部	管束上部	管束中部	
リンクNo.		13	9	6	9	8	13	11	
水ブロー開始時間	s	11	11	11	11	11	14	14	
伝熱管外径	mm	31.8mm							
解析用寸法	mm	31.54mm×3.35mm (減肉を想定)					31.46×3.31 (同左)		
伝熱管材質		2-1/4Cr-1Mo鋼							
(Na側条件)									
初期温度	°C	417	368	348	332	328	299	298	
反応域温度 ^{*1)}	°C	1,170	1,170	1,170	1,170	1,170	1,110	1,110	
反応時熱伝達率	W/ m ² /K	4,300	4,300	4,300	4,300	4,300	5,300	5,300	
(水側条件)									
加熱前の温度	°C	342	342	304	323	316	298	298	
加熱前の熱伝達率	W/ m ² /K	76,400	35,700	22,100	11,000	10,800	3,290	3,280	
管内圧力	MPa	14.9	15.2	15.3	13.0	13.0	12.6	12.6	
(解析結果)									
ブロー ^{*2)} 開始前	管壁温度	°C	777	830	590	885	882	849	844
	引張強さ	N/mm ²	91.5	82.4	238.5	82.4	82.4	82.4	82.4
	応力	N/mm ²	63.9	65.2	65.4	55.7	55.7	54.1	54.2
	応力/ 引張強さ		0.70	0.79	0.27	0.68	0.68	0.66	0.66
ブロー中 の最も厳しい条件	時間	s	1	0	6	1	0	0	21
	管壁温度	°C	785	830	814	901	882	849	1065
	引張強さ	N/mm ²	88.1	82.4	82.4	82.2	82.4	82.4	46.1
	応力	N/mm ²	63.8	65.2	51.1	55.7	55.7	54.1	30.4
	応力/ 引張強さ		0.72	0.79	0.62	0.68	0.68	0.66	0.66
累積損傷和 ^{*3)}		0.10	0.21	0.05	0.15	0.15	0.15	0.27	

*1) 反応域温度は最高値

*2) 水ブロー開始(時刻ゼロ)の値

*3) 水ブロー終了時点の値

表4.2.6 「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ
 (設備改造後：カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚3.5mm：溶接部肉厚)

運転状態		定格	定格	定格	40%給水	40%給水	10%給水	10%給水	
		SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	EV単独	EV単独	
水リーク位置		管束上部	管束中部	管束下部	管束中部	管束下部	管束上部	管束中部	
リンクNo.		13	9	6	9	8	13	11	
水ブロー開始時間	s	11	11	11	11	11	14	14	
伝熱管外径	mm	31.8mm							
解析用寸法	mm	31.54mm×3.09mm (減肉を想定)					31.46×3.05 (同左)		
伝熱管材質		2-1/4Cr-1Mo鋼							
(Na側条件)									
初期温度	℃	417	368	348	332	328	299	298	
反応域温度 ^{*1)}	℃	1,170	1,170	1,170	1,170	1,170	1,110	1,110	
反応時熱伝達率	W/ m ² /K	4,300	4,300	4,300	4,300	4,300	5,300	5,300	
(水側条件)									
加熱前の温度	℃	342	342	304	323	316	298	298	
加熱前の熱伝達率	W/ m ² /K	76,400	35,700	22,100	11,000	10,800	3,290	3,280	
管内圧力	MPa	14.9	15.2	15.3	13.0	13.0	12.6	12.6	
(解析結果)									
ブロー ^{*2)} 開始前	管壁温度	℃	776	831	582	890	888	850	845
	引張強さ	N/mm ²	91.8	82.4	249.3	82.4	82.4	82.4	82.4
	応力	N/mm ²	69.8	71.2	71.4	60.8	60.8	59.2	59.2
	応力/ 引張強さ		0.76	0.86	0.29	0.74	0.74	0.72	0.72
ブロー中 の最も厳 しい条件	時間	s	1	0	6	1	9	0	21
	管壁温度	℃	785	831	816	906	1013	850	1067
	引張強さ	N/mm ²	88.5	82.4	82.4	81.4	57.8	82.4	45.7
	応力	N/mm ²	69.7	71.2	55.8	60.8	43.1	59.2	33.2
	応力/ 引張強さ		0.79	0.86	0.68	0.75	0.75	0.72	0.73
累積損傷和 ^{*3)}		0.17	0.37	0.08	0.26	0.27	0.25	0.46	

*1) 反応域温度は最高値

*2) 水ブロー開始 (時刻ゼロ) の値

*3) 水ブロー終了時点の値

凡例 ○ : 伝熱管
 ⊙ : 水リーク模擬伝熱管

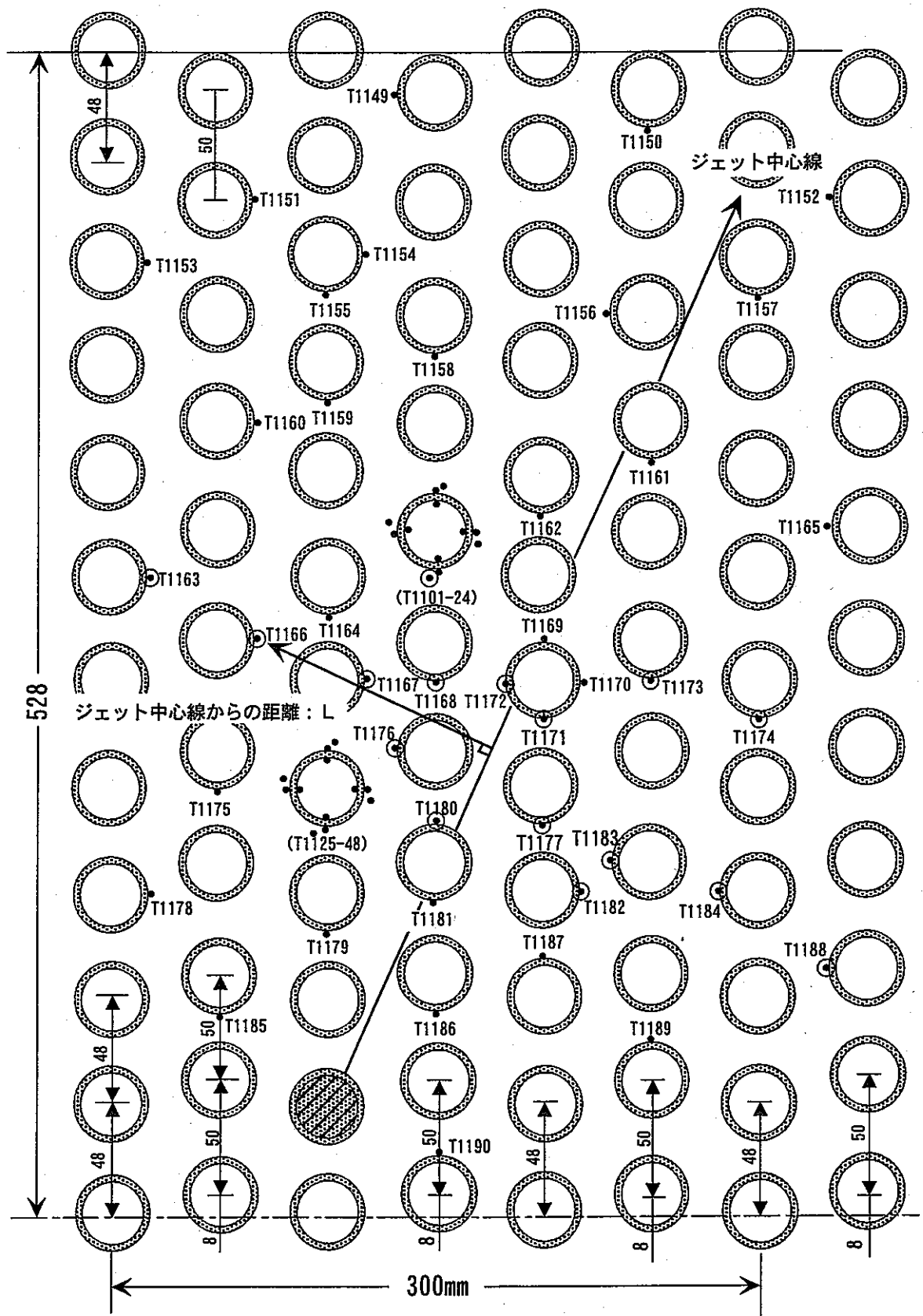


図2.1.1 SWAT-3 Run16と19の反応域温度分布評価に用いた熱電対位置 (⊙)

凡例 ○ : 伝熱管
 ⊙ : 水リーク模擬伝熱管

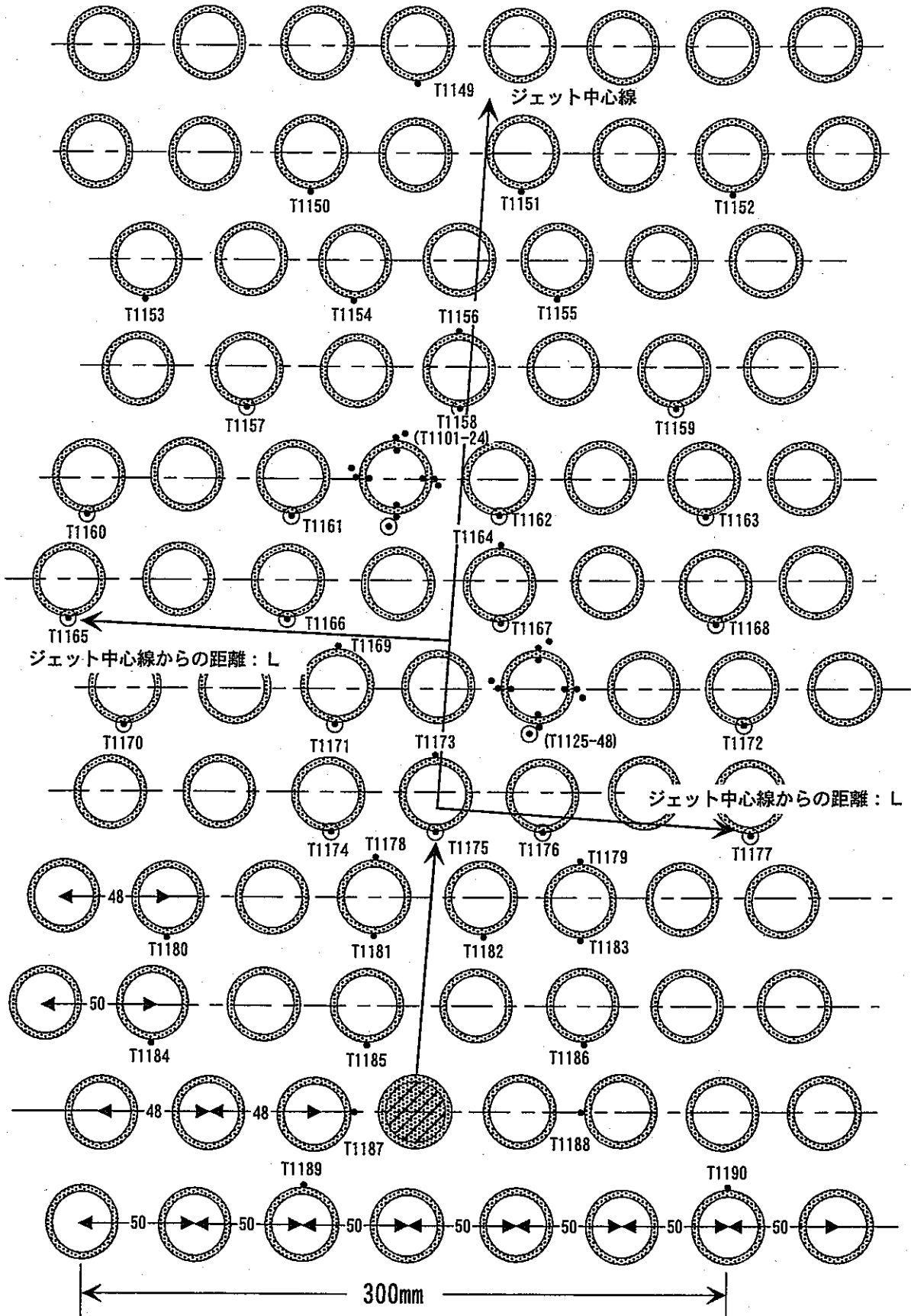


図2.1.2 SWAT-3 Run17の反応域温度分布評価に用いた熱電対位置 (⊙)

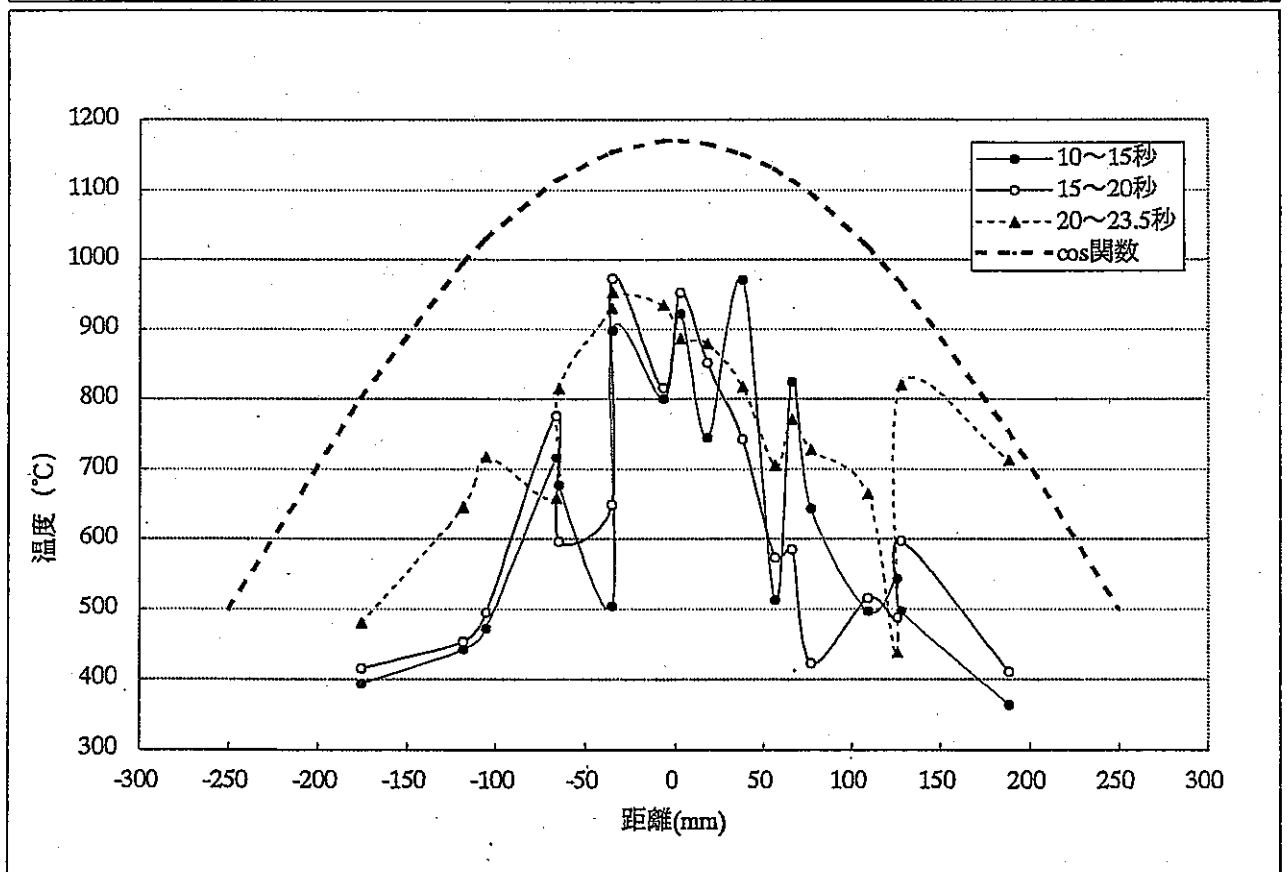
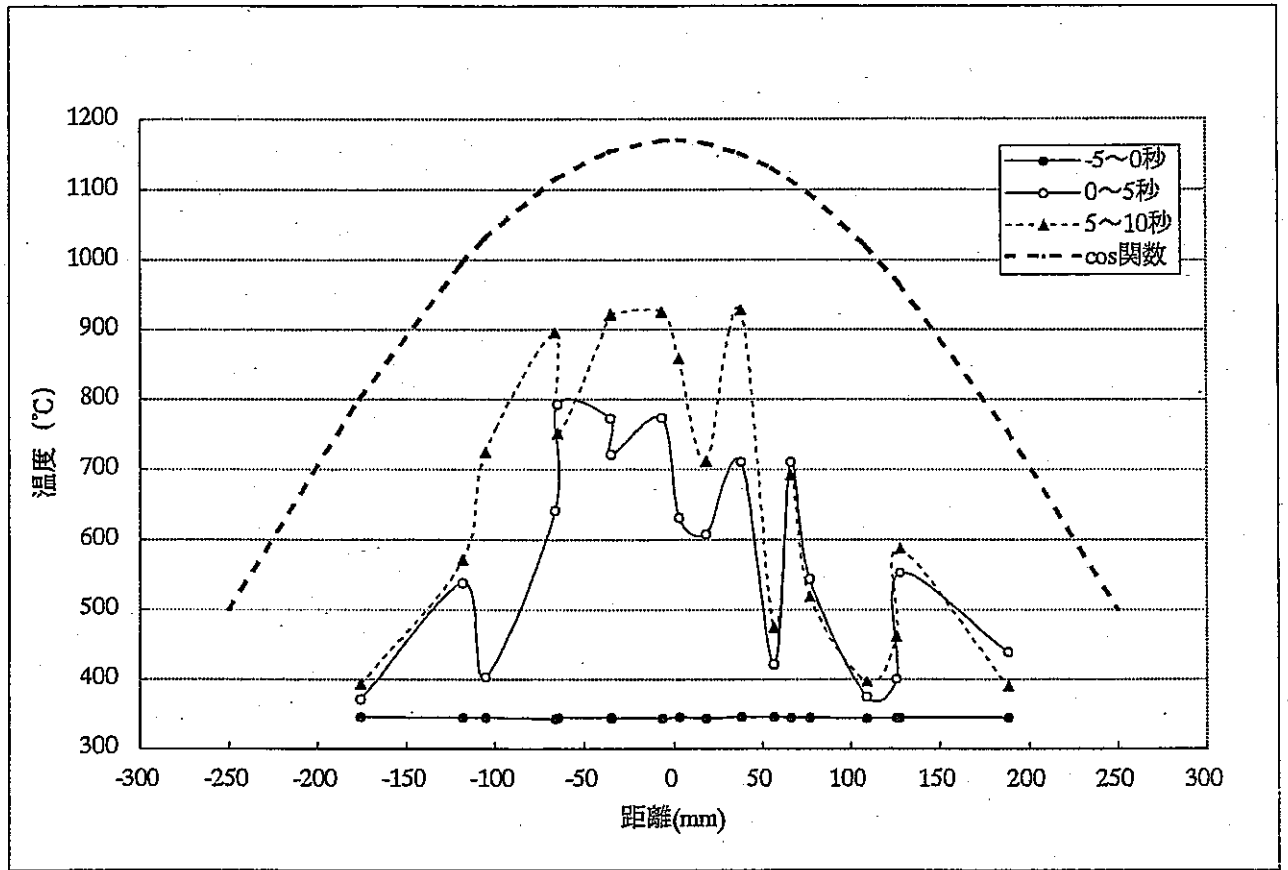


図2.1.3 Run16のジェット中心線からの距離と反応域温度

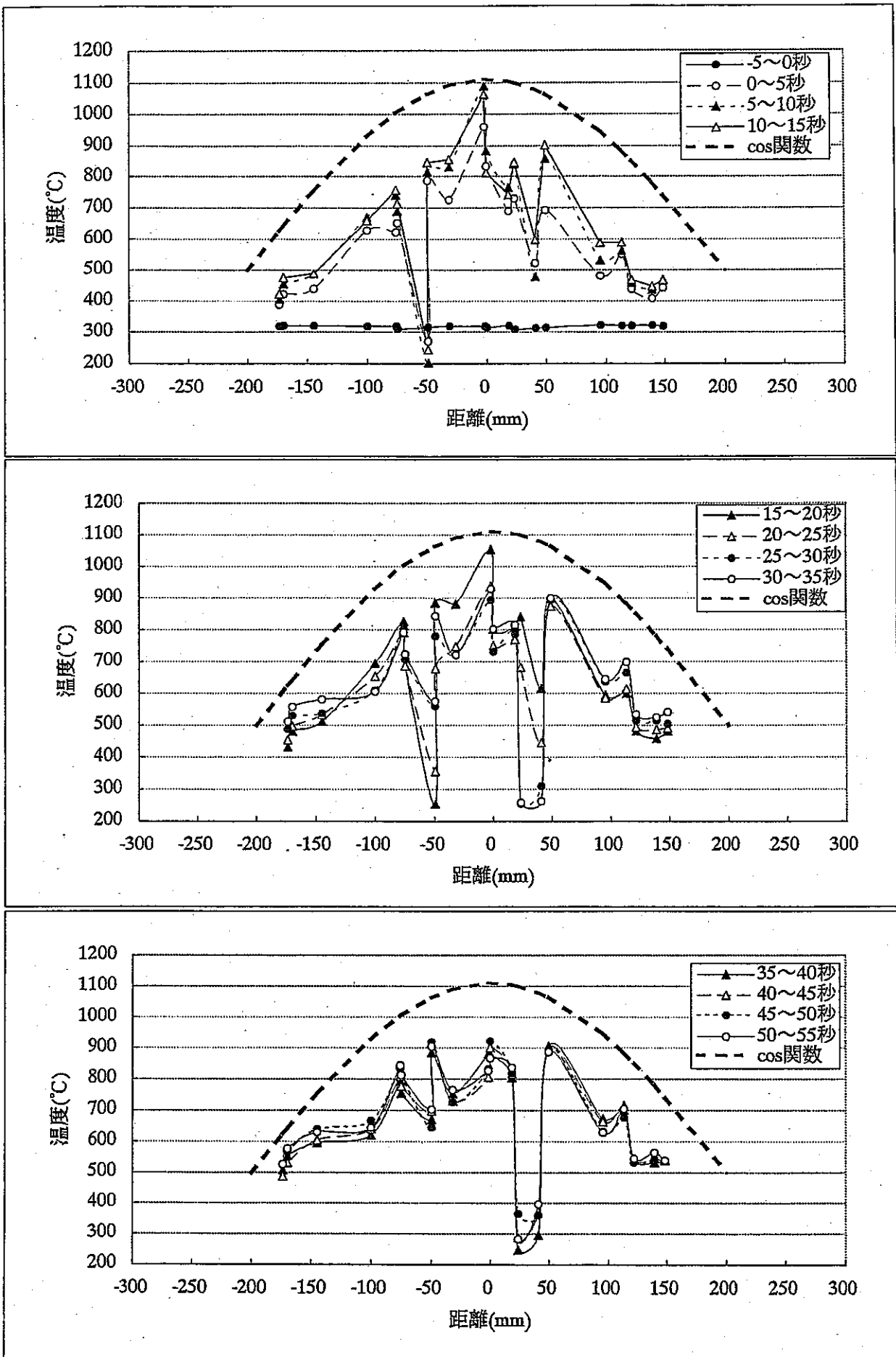


図2.1.4 Run17のジェット中心線からの距離と反応域温度

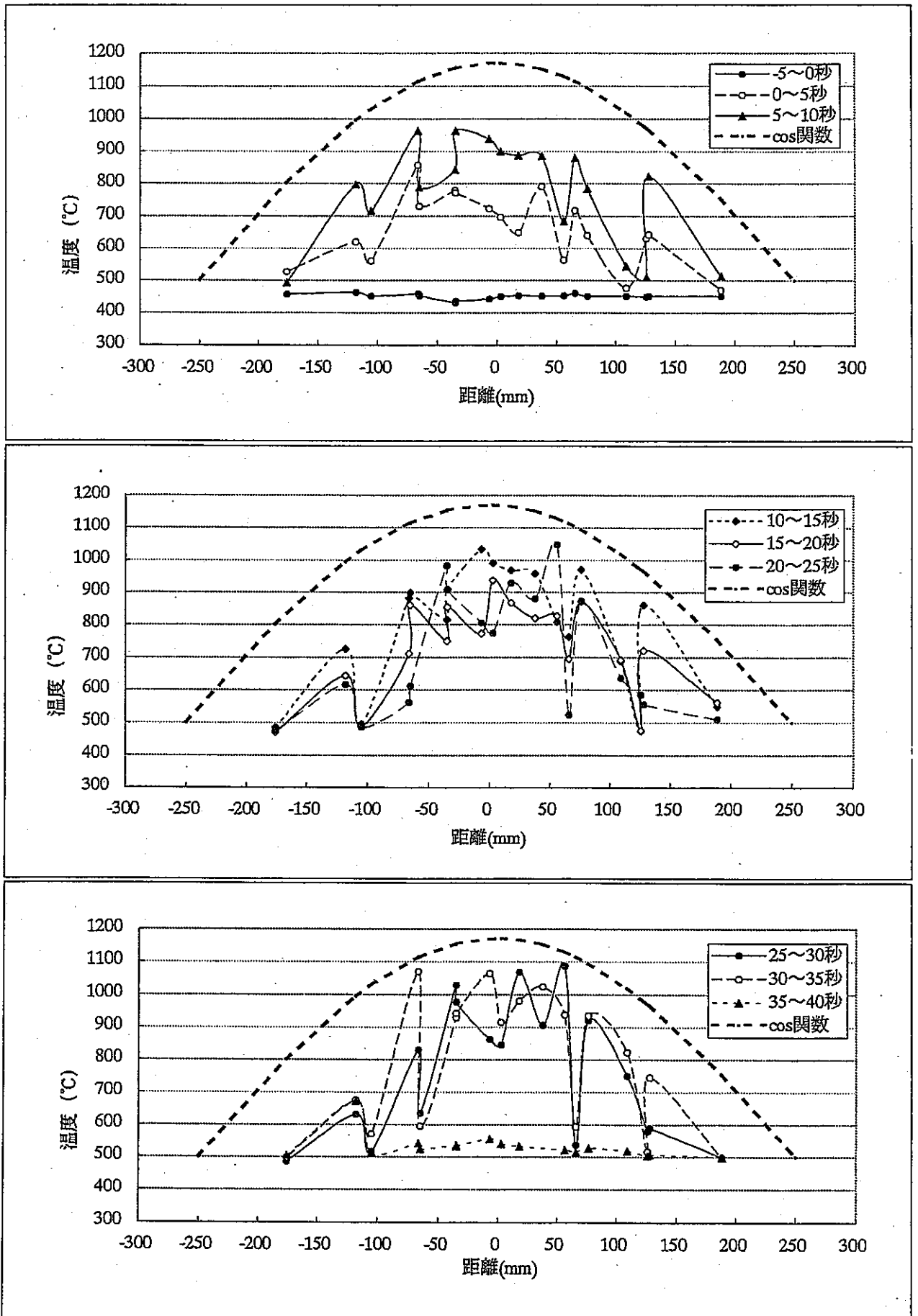


図2.1.5 Run19のジェット中心線からの距離と反応域温度

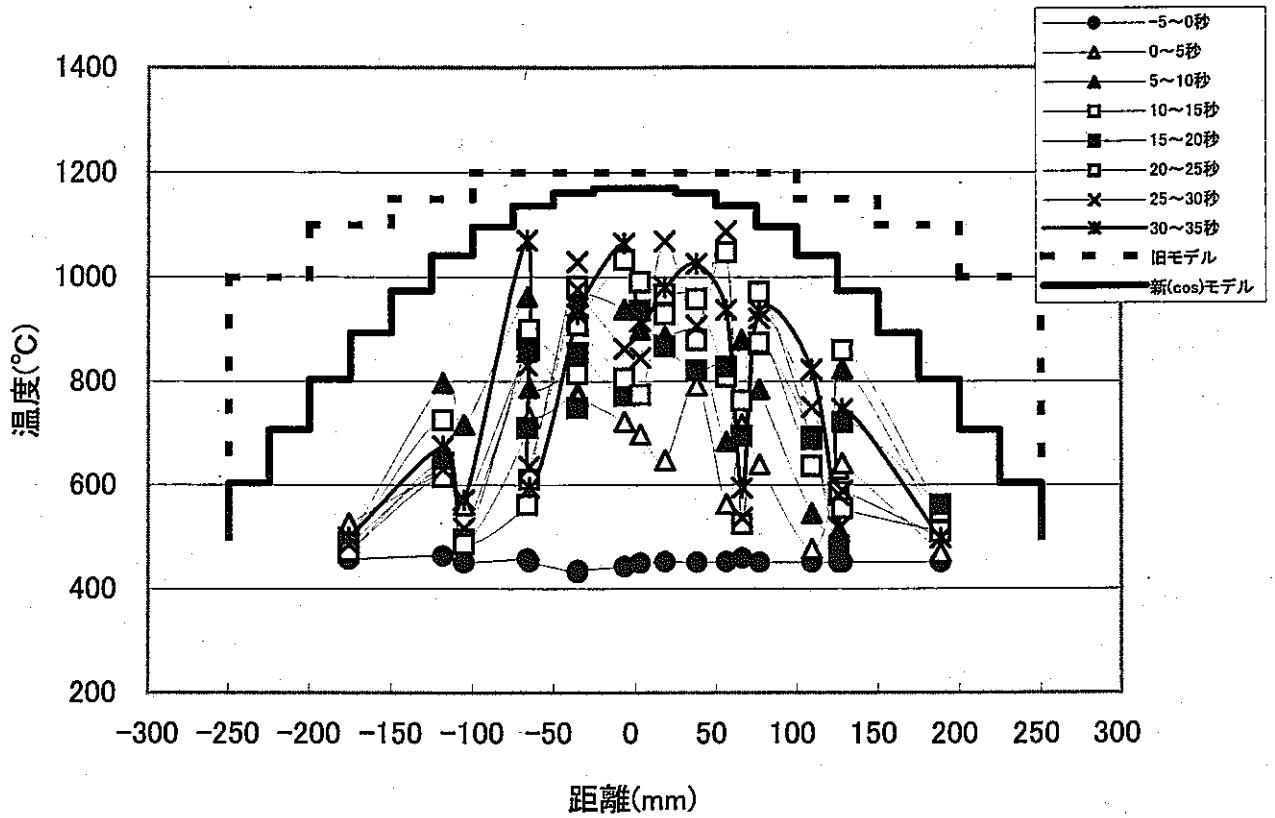


図2. 2. 1 定格及び40%給水条件に適用する反応域モデルとSWAT-3 Run19温度分布の比較

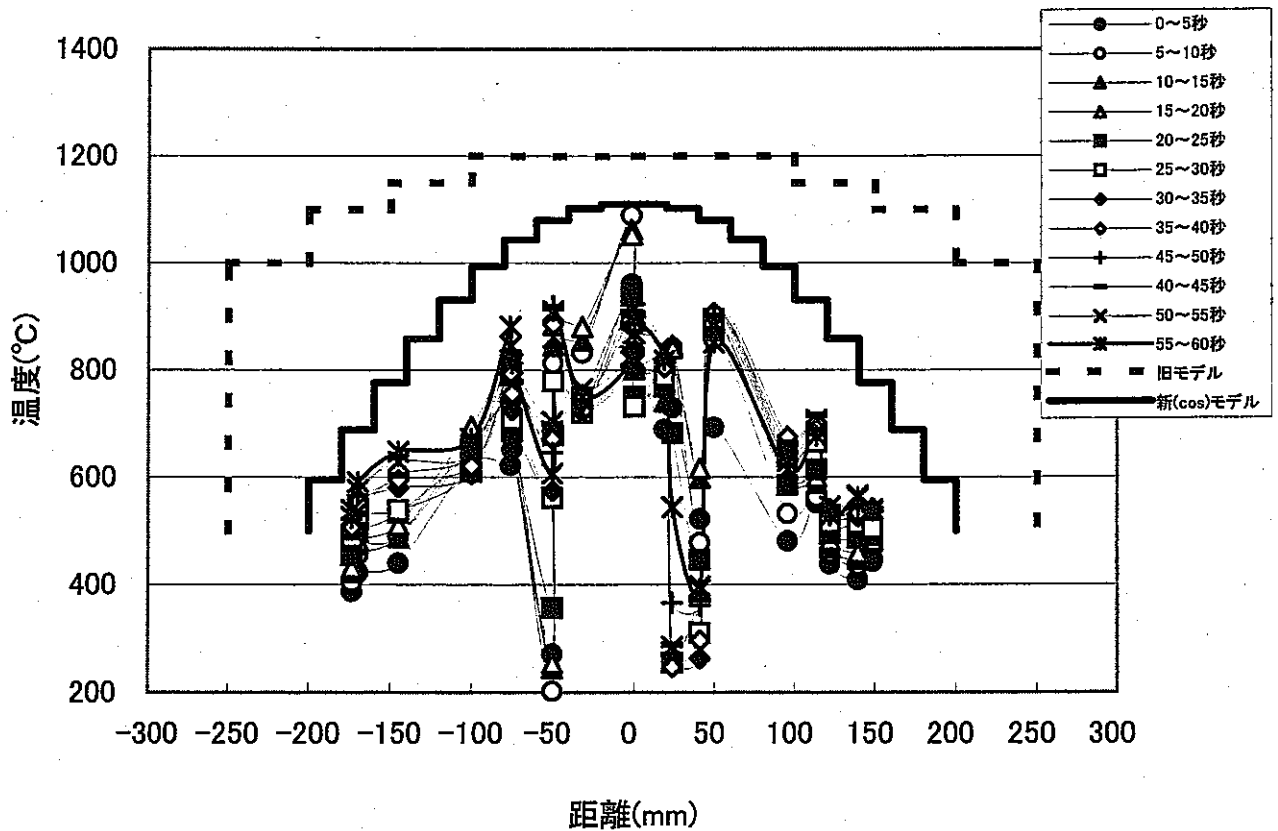
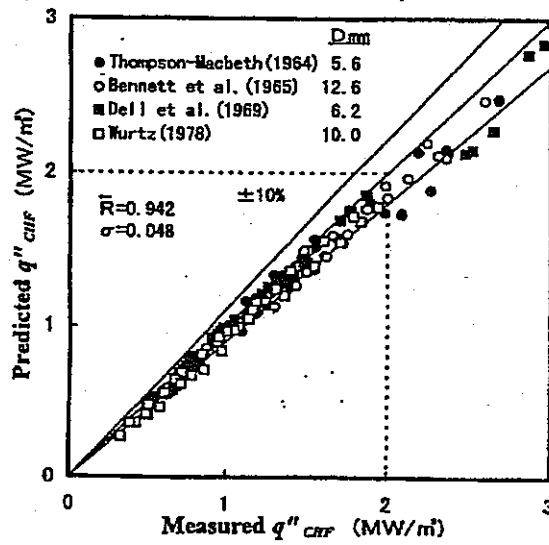


図2. 2. 2 10%給水条件に適用する反応域モデルとSWAT-3 Run17温度分布の比較



(f) Katto (1980)

Comparison of CHF between experiments and analyses by the correlations

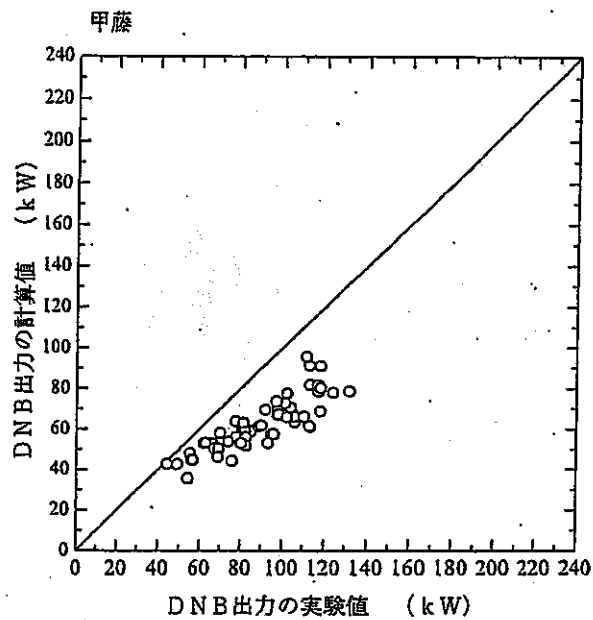


図 3.1.1 甲藤の式による限界熱流束 (CHF) と実験データの比較
(上図: 資料⁽³⁻⁷⁾、下図: 資料⁽³⁻⁸⁾のデータと比較)

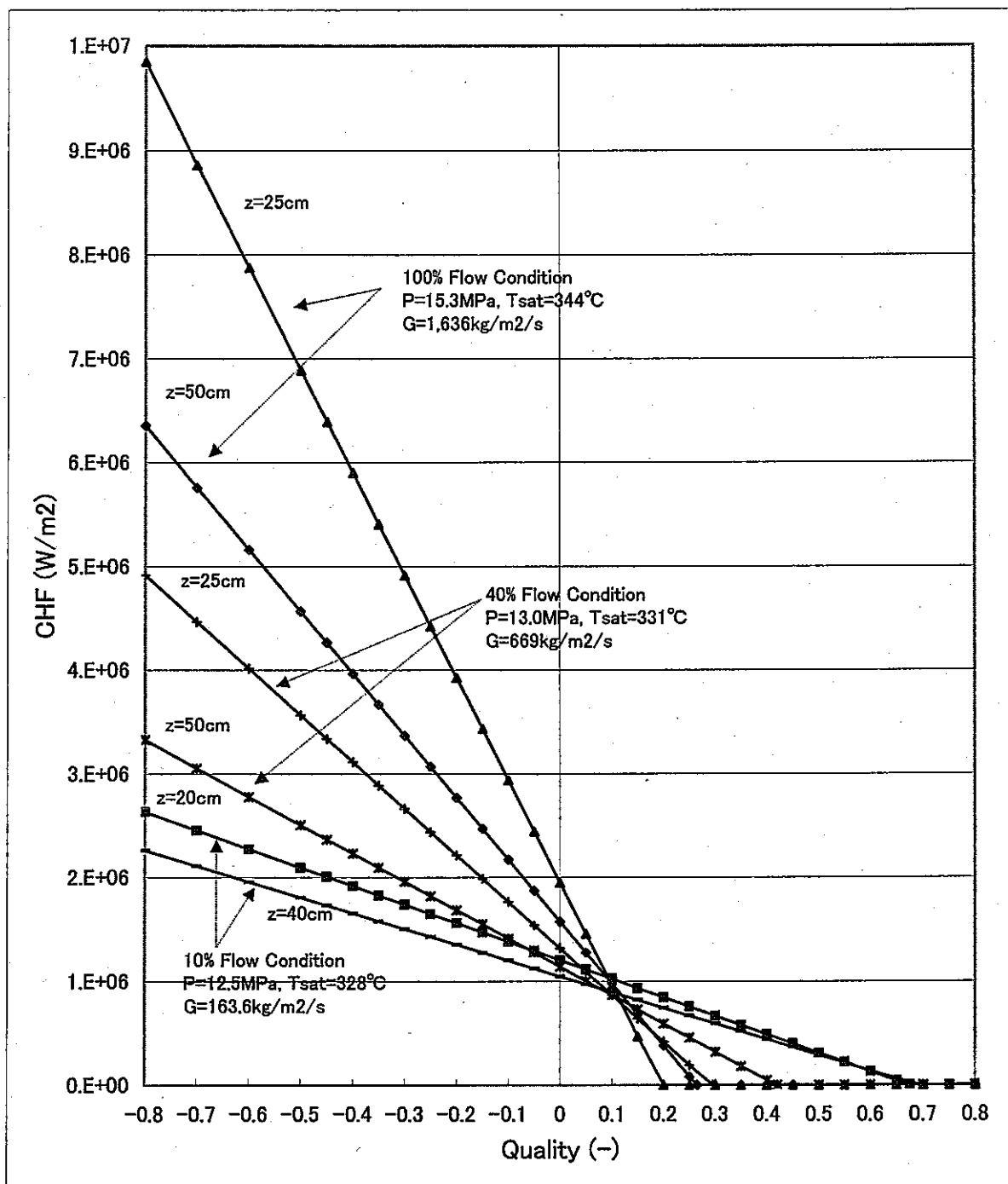


図 3. 1. 2 甲藤の式による限界熱流束 (CHF) の計算例 (水ブロー開始前条件)

(注: 管内径 24. 2mm。クオリティ正領域においても直線性が保たれるとして計算)

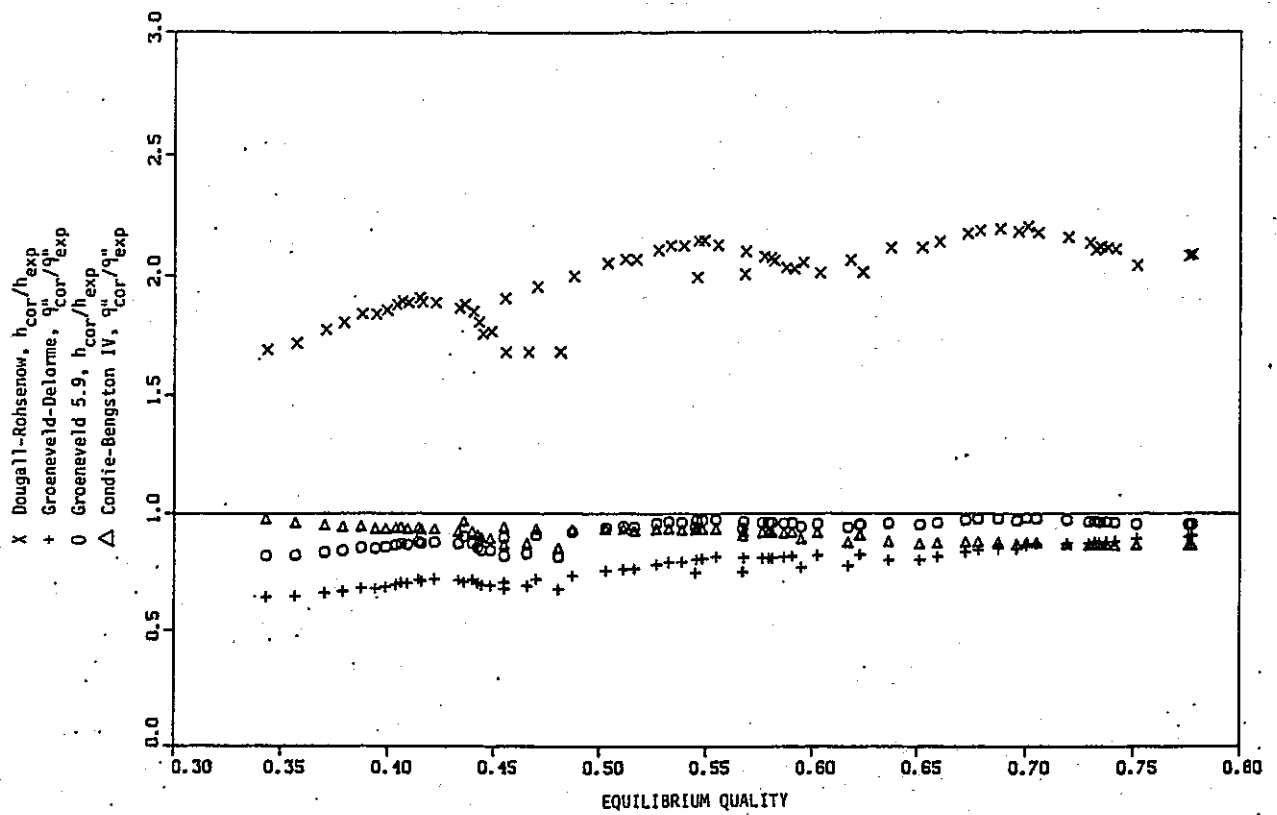


図3. 2. 1 (a) Post-CHF伝熱相関式と実験データの比較例 (3-13)

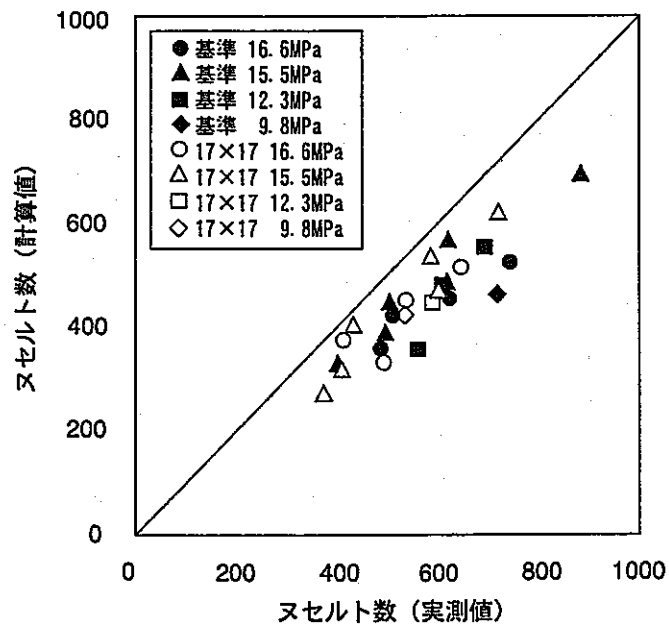


図3. 2. 1 (b) Condie-Bengston IVの式と実験データの比較例 (3-14)

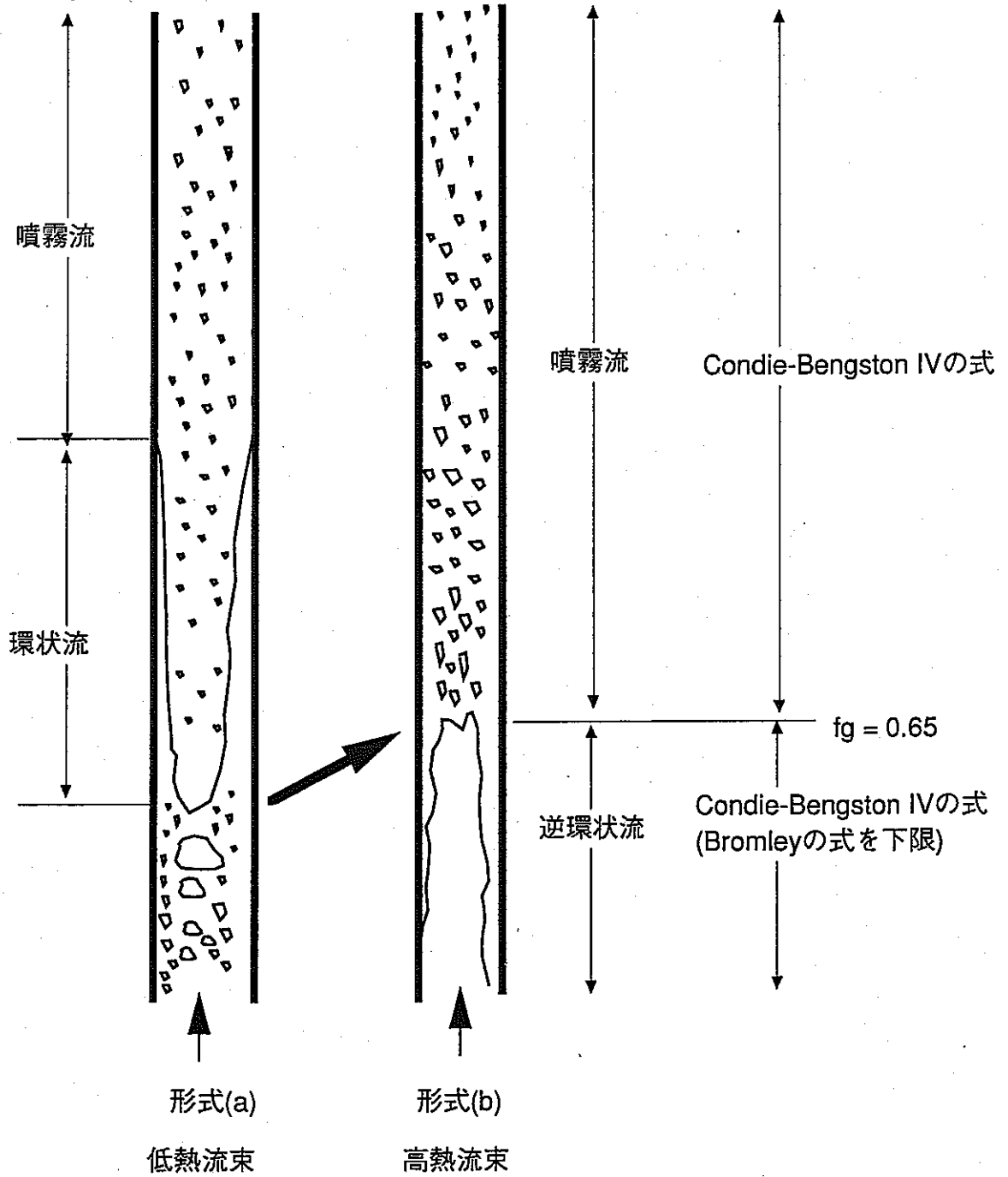


図3.3.1 沸騰系流動様式 (3-15)

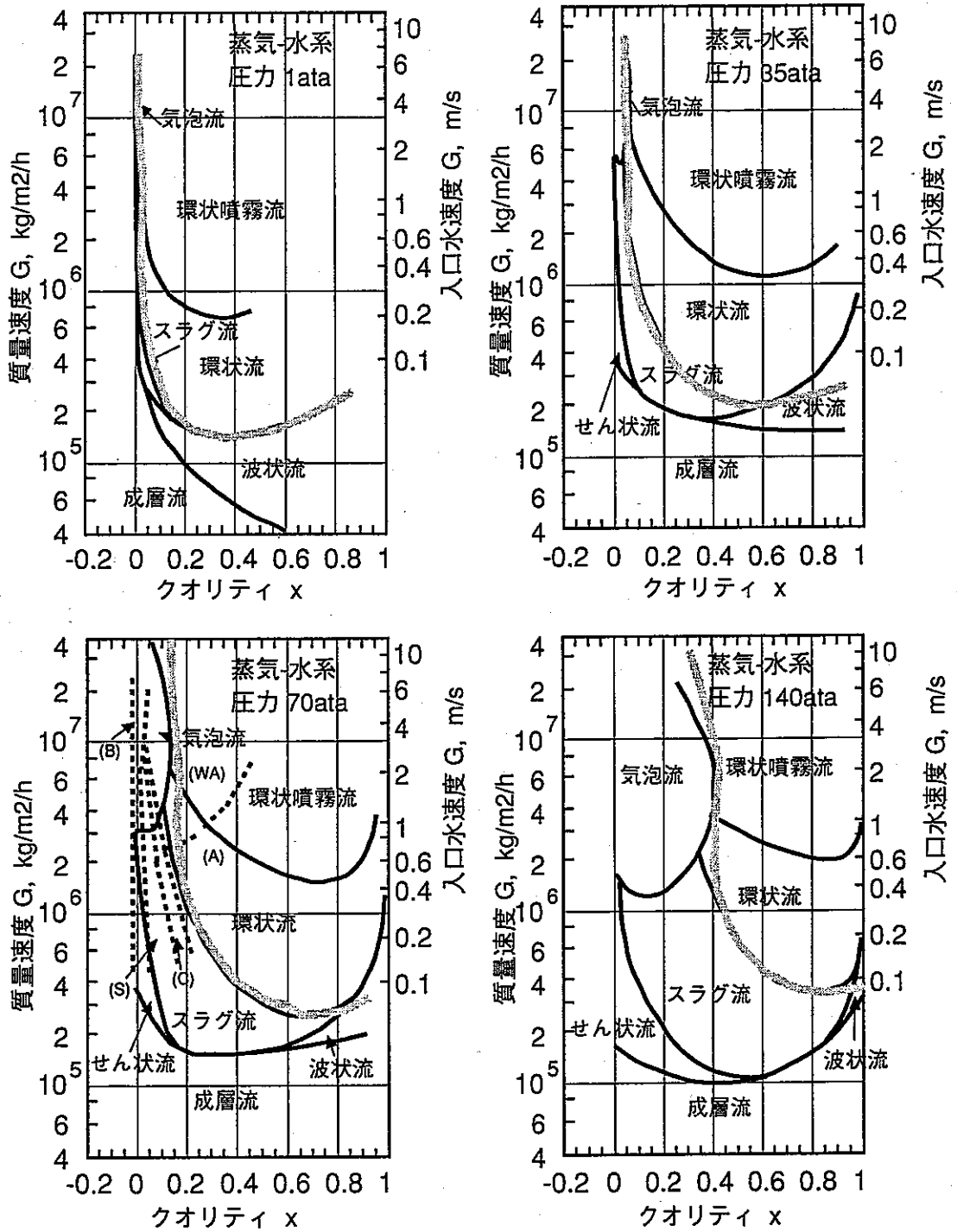


図3.3.2 圧力条件と環状流遷移条件の関係

(資料 (3-15) の図1.8に気泡・スラグ流と環状流の遷移条件を太線で記入)

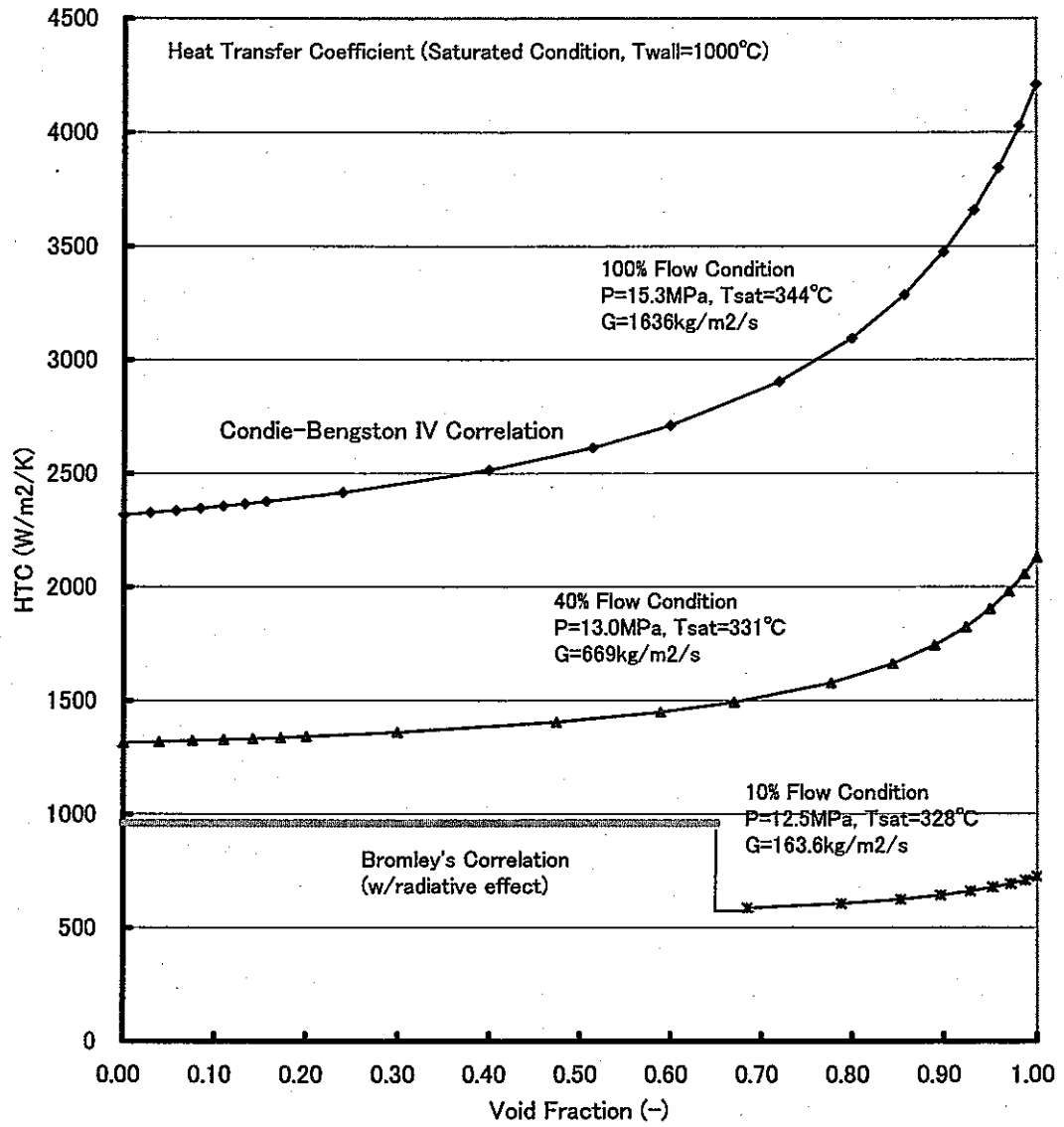


図 3. 3. 3 Post-CHF 熱伝達率の計算例 (水ブロー開始前条件)

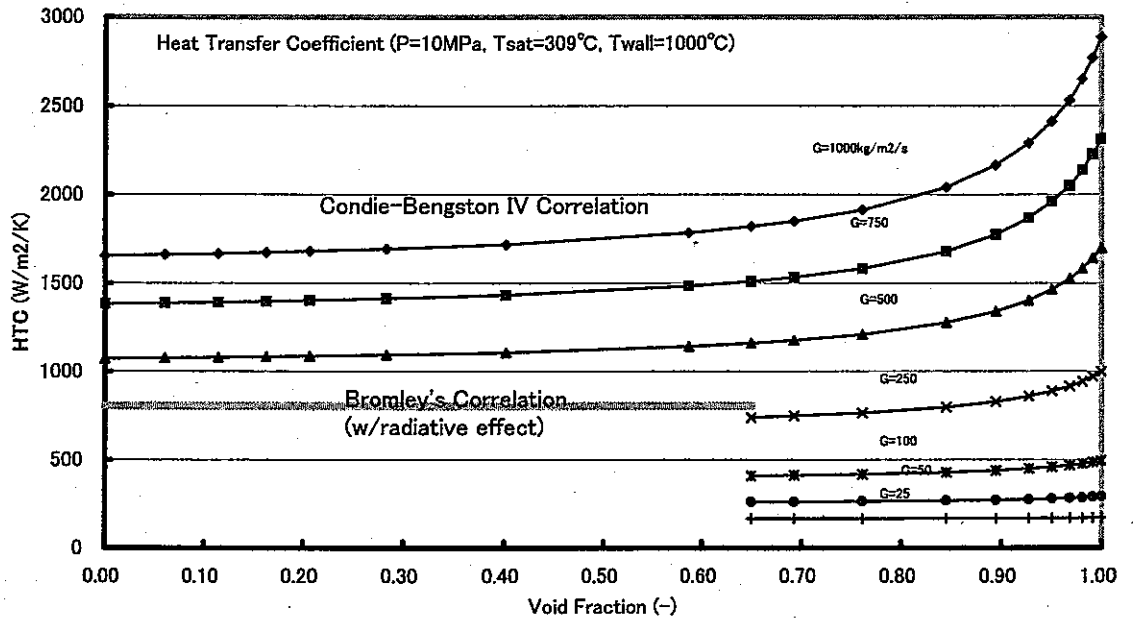


図 3. 3. 4 (a) Post-CHF 熱伝達率計算例 (水ブロー開始後条件: 圧力 10MPa)

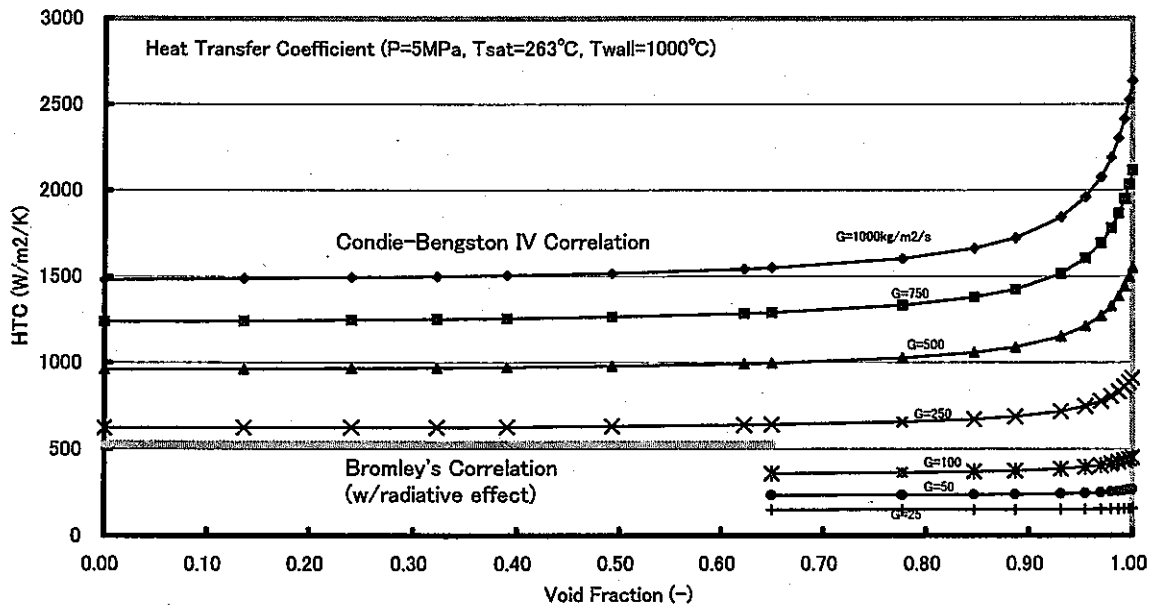


図 3. 3. 4 (b) Post-CHF 熱伝達率計算例 (水ブロー開始後条件: 圧力 5MPa)

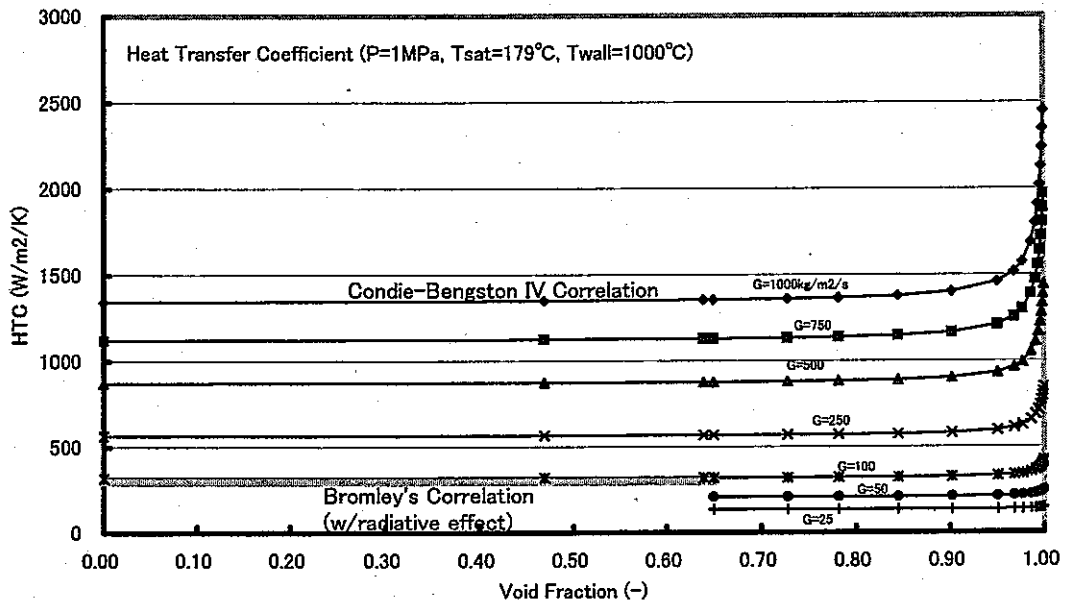


図 3.3.4(c) Post-CHF 熱伝達率計算例 (水ブロー開始後条件: 圧力 1MPa)

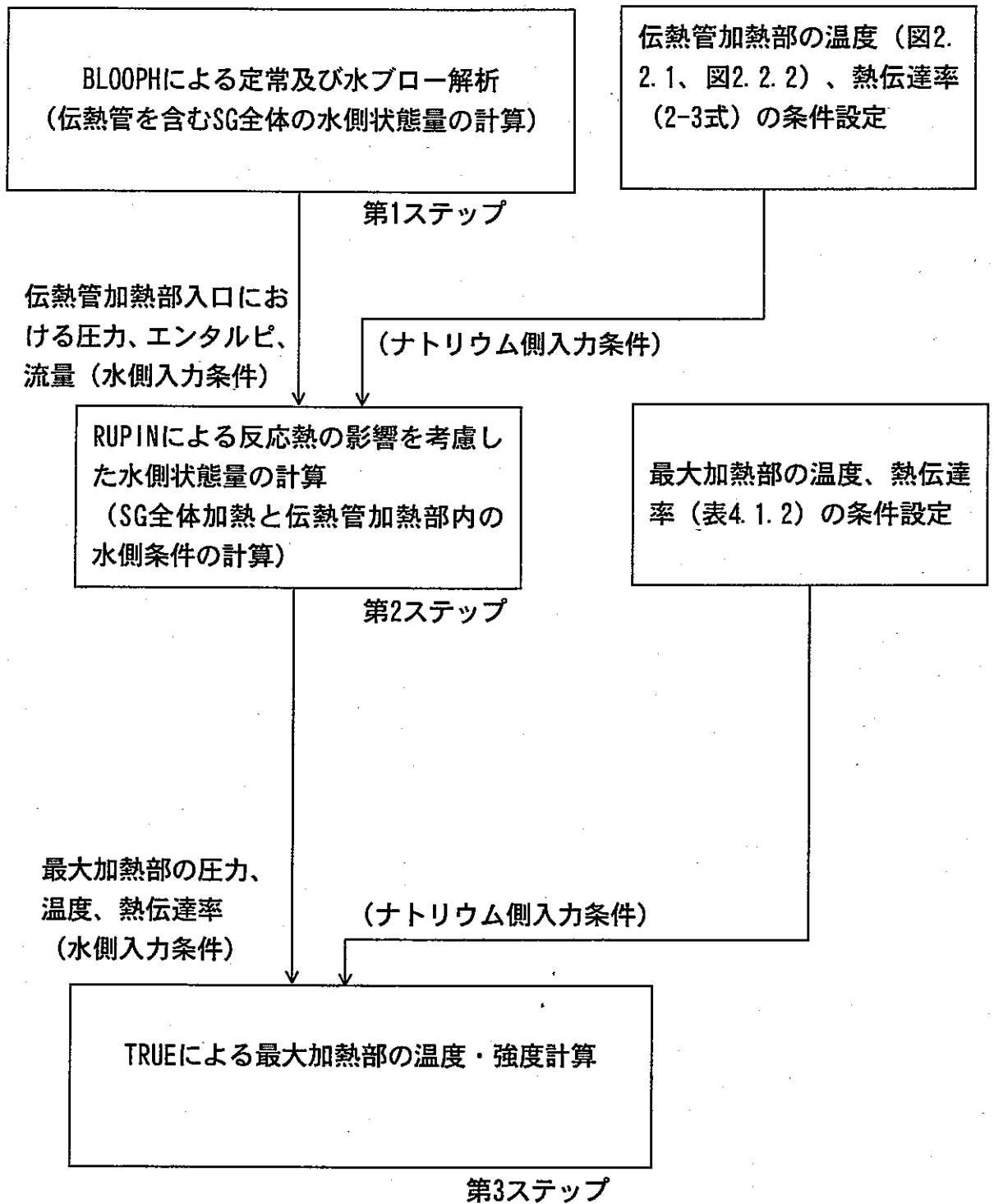


図4.1 高温ラプチャ解析の手順

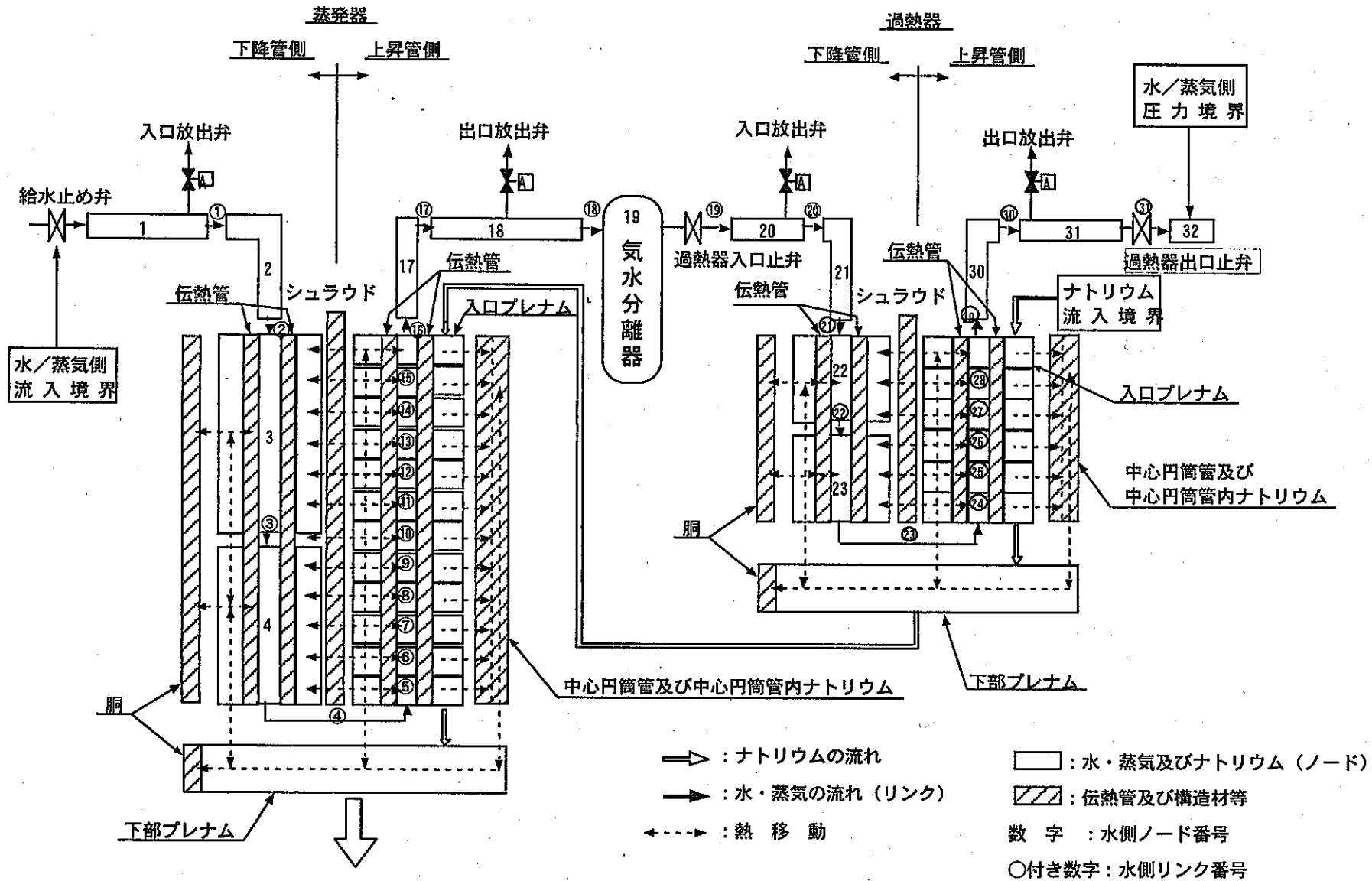


図4. 1. 1 BLOOPEHコードによる「もんじゅ」蒸気発生器体系の計算モデル (ノードとリンク)

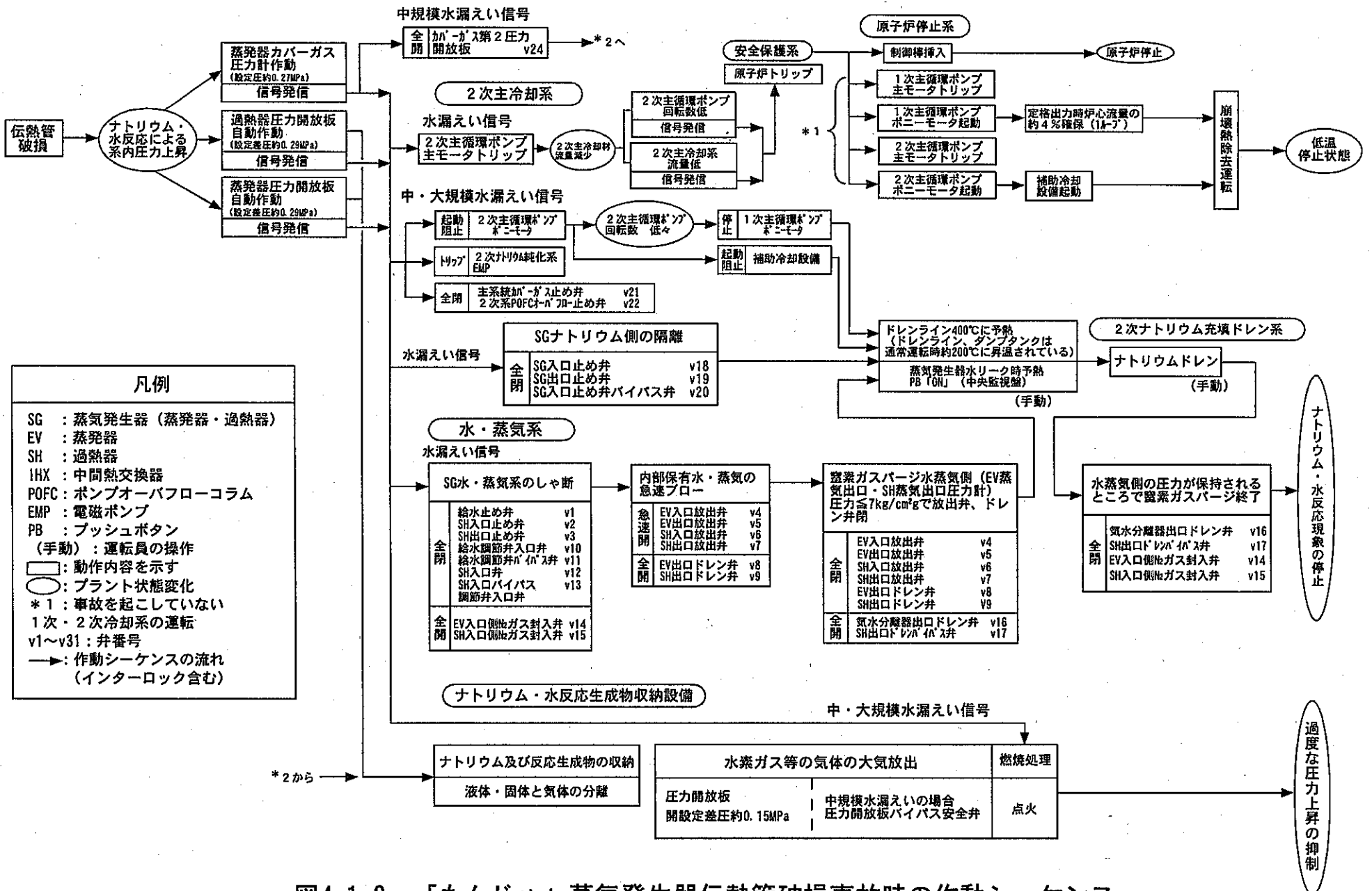


図4.1.2 「もんじゅ」蒸気発生器伝熱管破損事故時の作動シーケンス

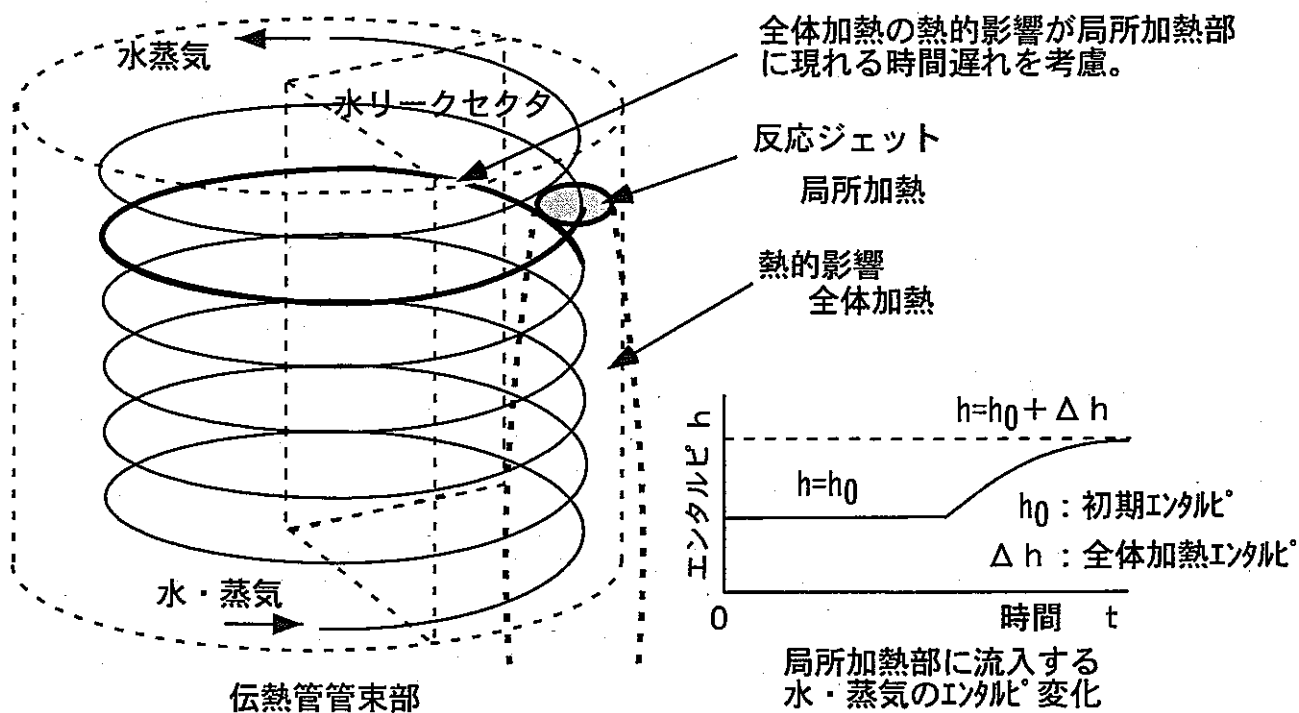


図4.1.3 輸送遅れと熱交換を考慮した全体加熱モデルの概念

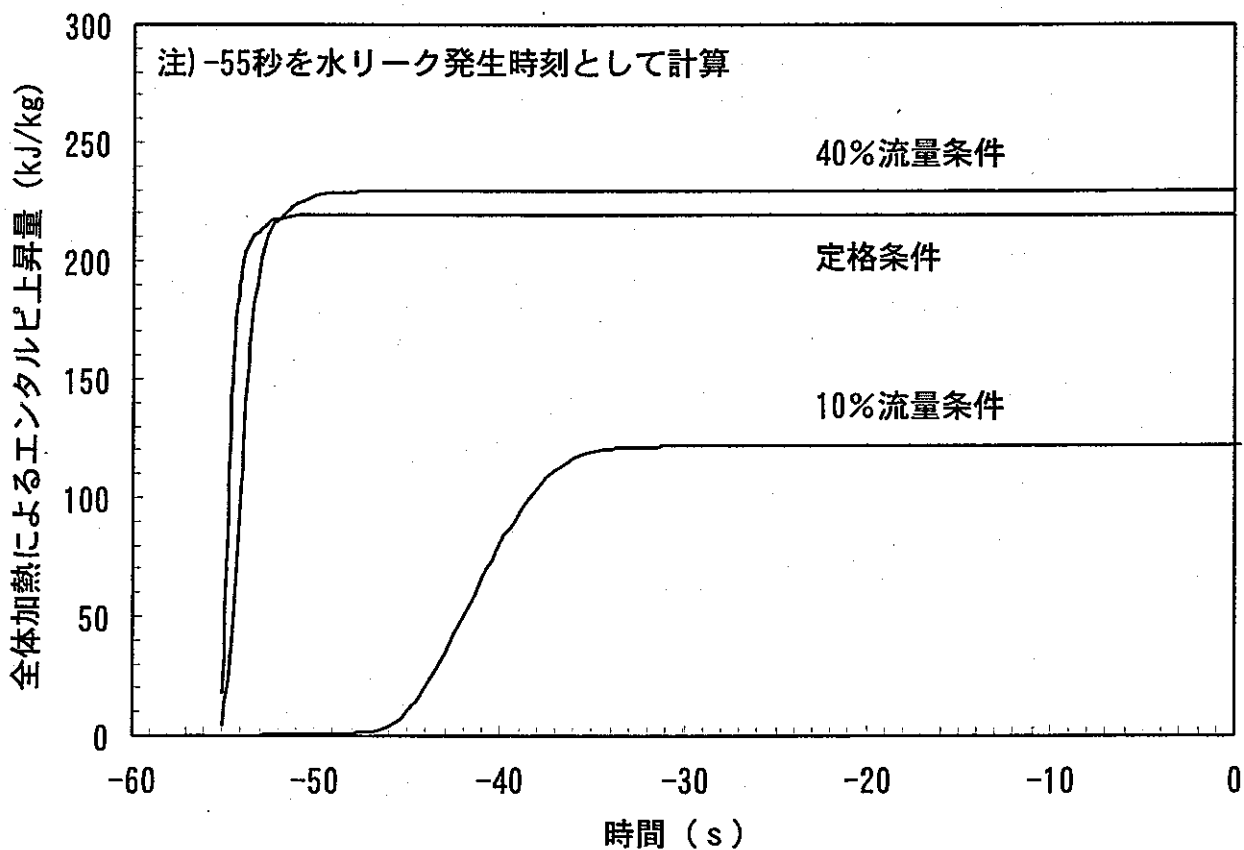


図4.1.4 管束上部 (リンク13) 水リーク時の水側エンタルピー変化

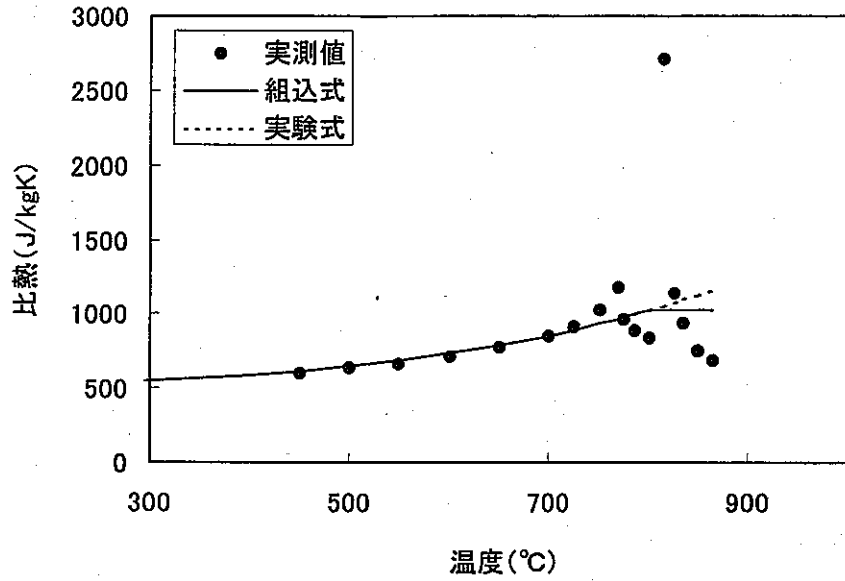


図4. 1. 5 (a) 比熱の温度依存性

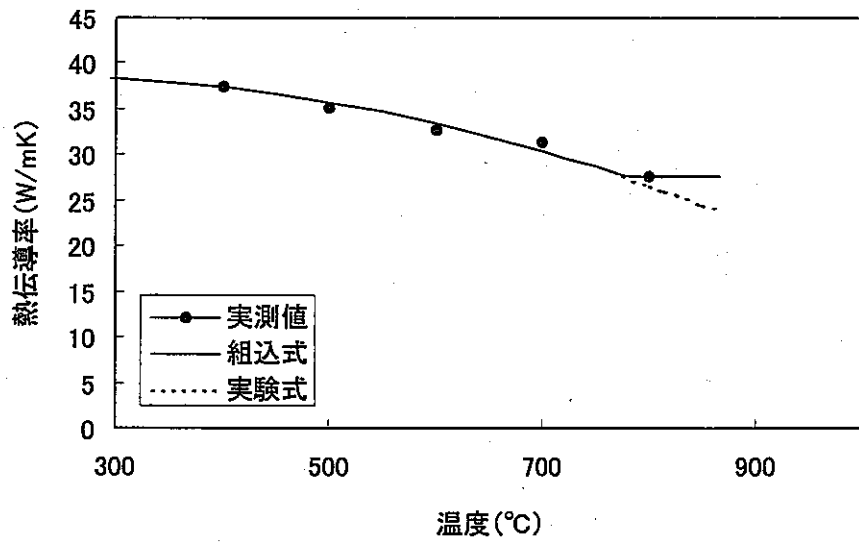


図4. 1. 5 (b) 熱伝導率の温度依存性

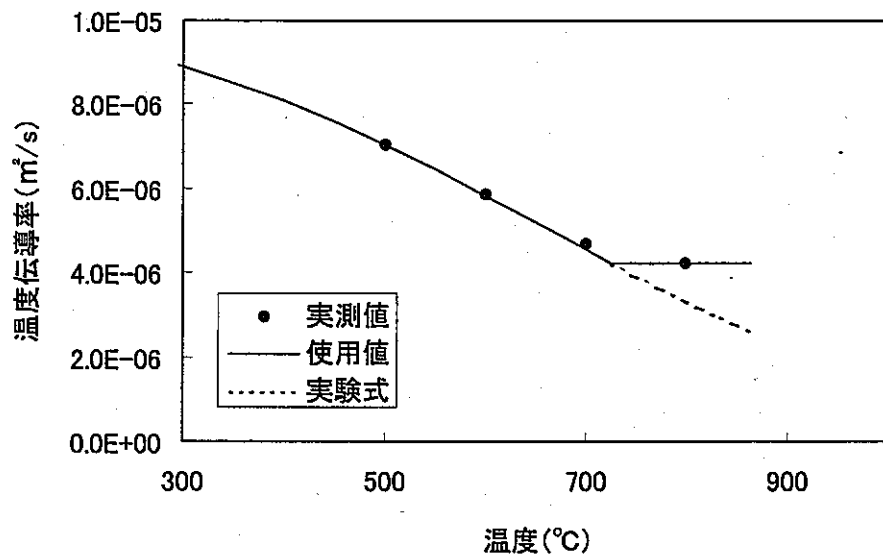


図4. 1. 5 (c) 温度伝導率の温度依存性

検出機能の強化

水漏リークを確実に検知するため、カバーガス圧力計を2個/ループから3個/ループに追加設置する。検出論理を2 out of 2 から2 out of 3に変更する。

ブローダウン性能の強化

水・蒸気ブローダウンをより早期に完了するため、蒸発器入口放出弁を1個/ループから2個/ループに、出口放出弁を2個/ループから3個/ループにそれぞれ追加設置する。

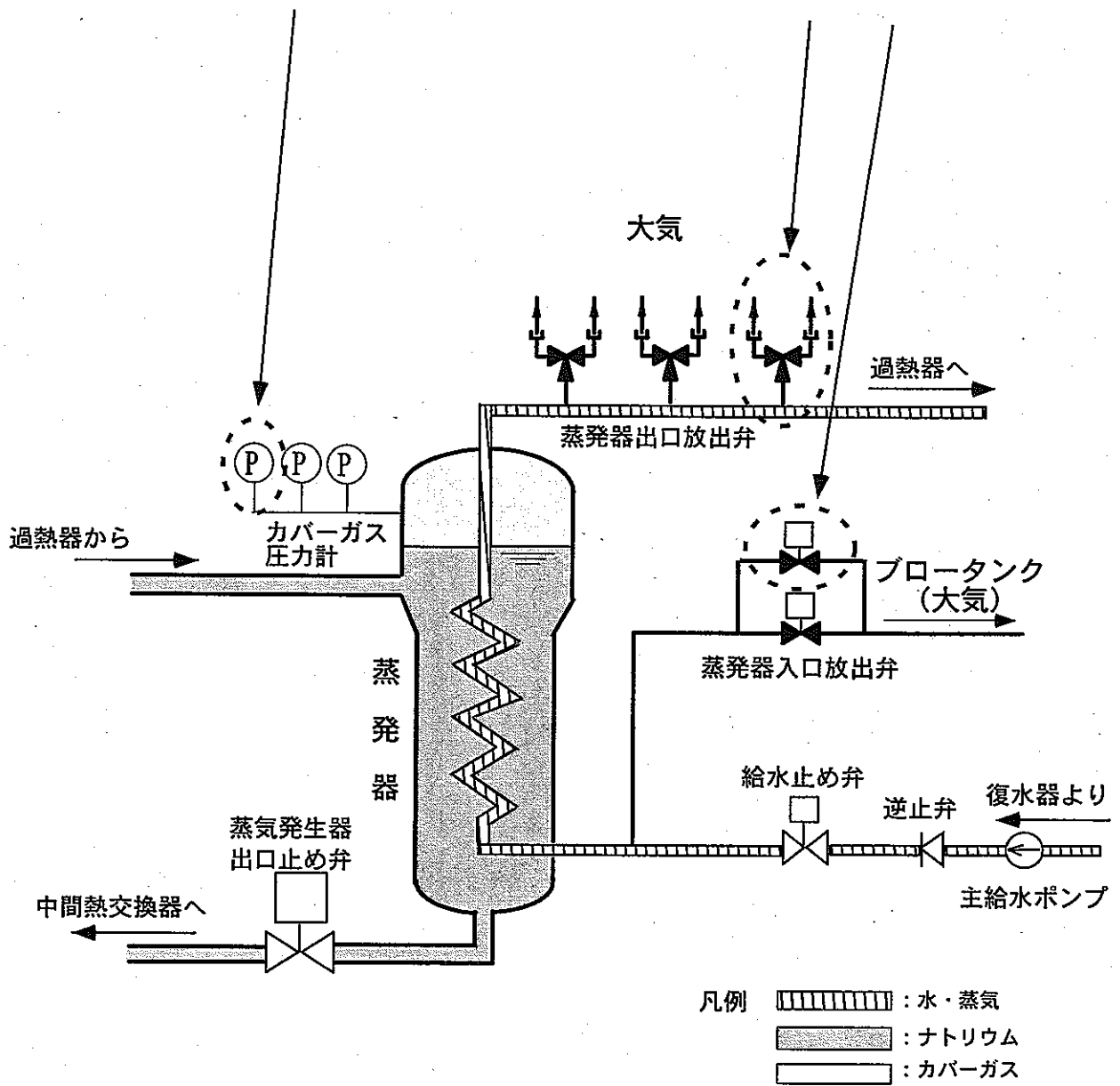


図4. 2. 1 蒸発器ブローダウン性能等に係る設備の改造

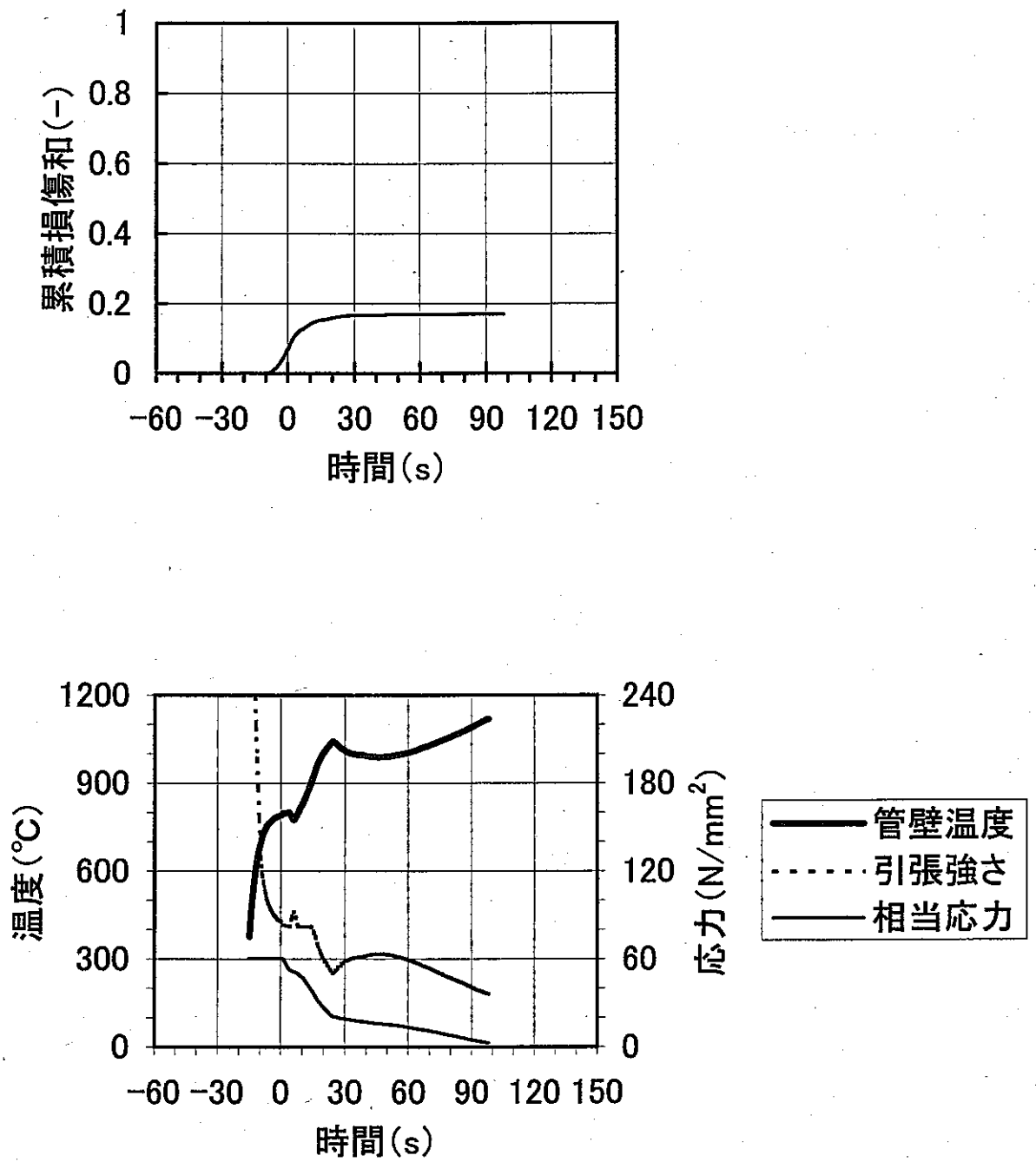


図4.2.2 現状設備の定格運転時高温ラプチャ解析結果
(蒸発器管束部上部、カバーガス圧力計信号による検出)

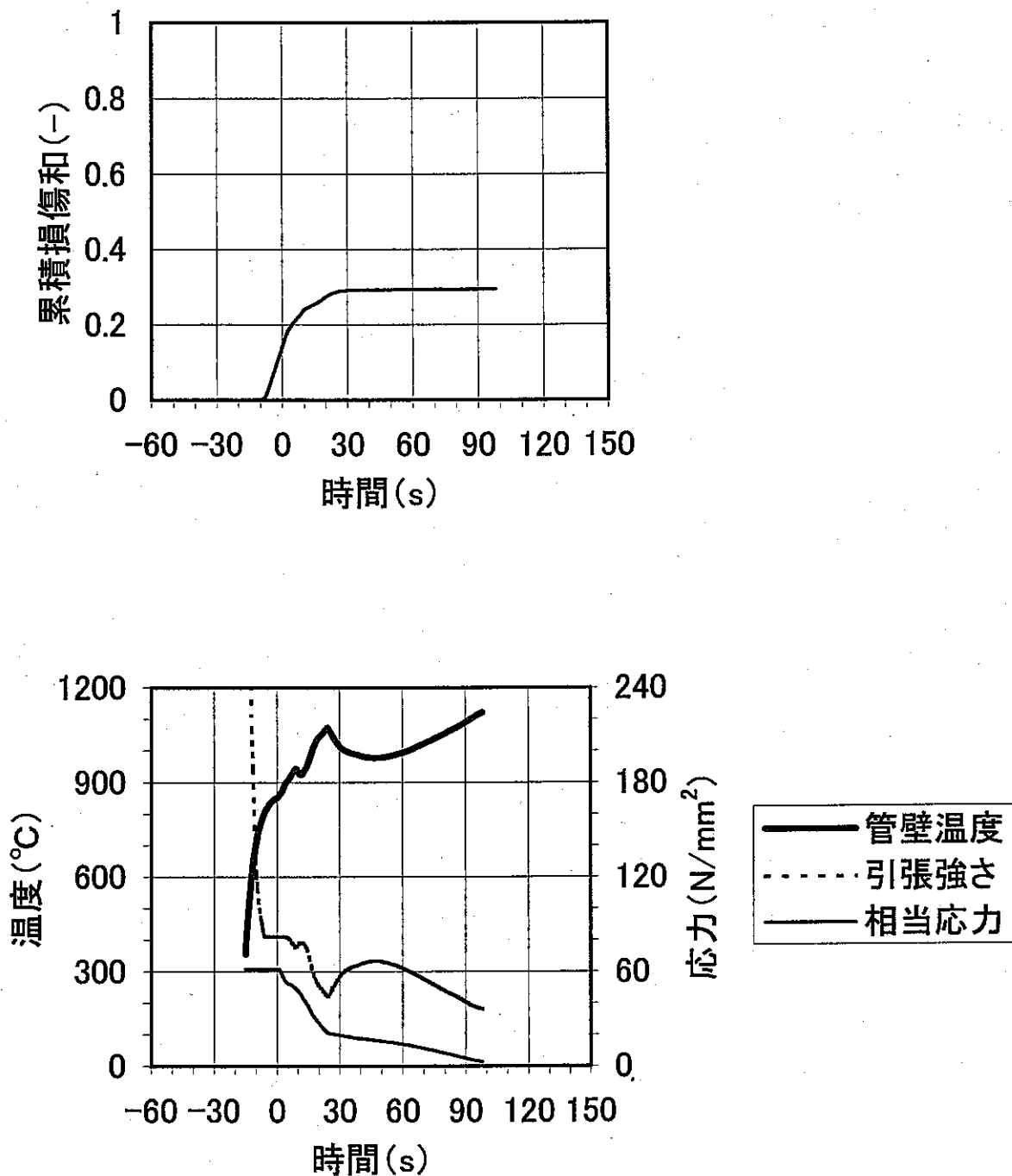


図4.2.3 現状設備の定格運転時高温ラプチャ解析結果
 (蒸発器管東部中部、カバーガス圧力計信号による検出)

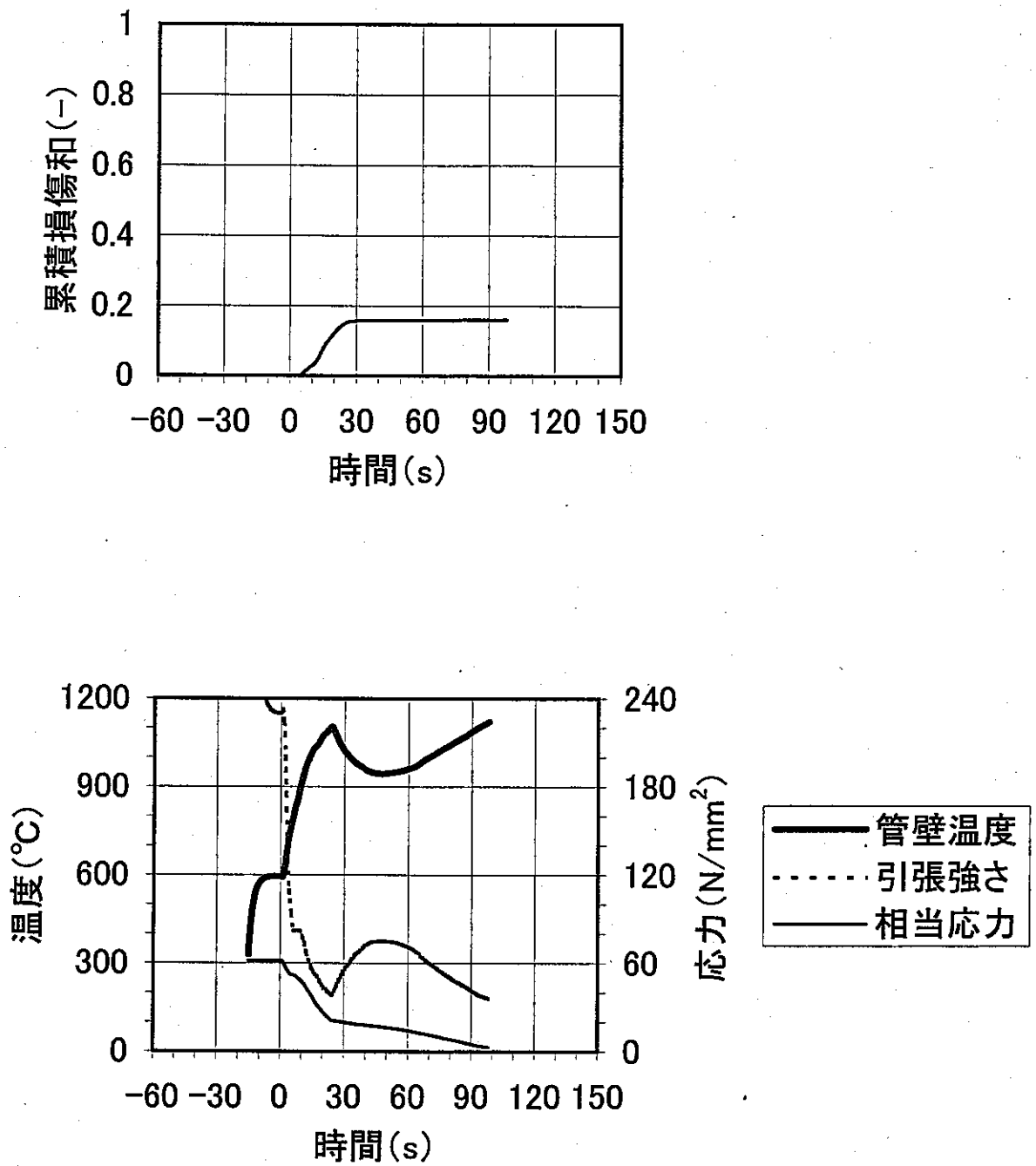


図4.2.4 現状設備の定格運転時高温ラプチャ解析結果
(蒸発器管束部下部、カバーガス圧力計信号による検出)

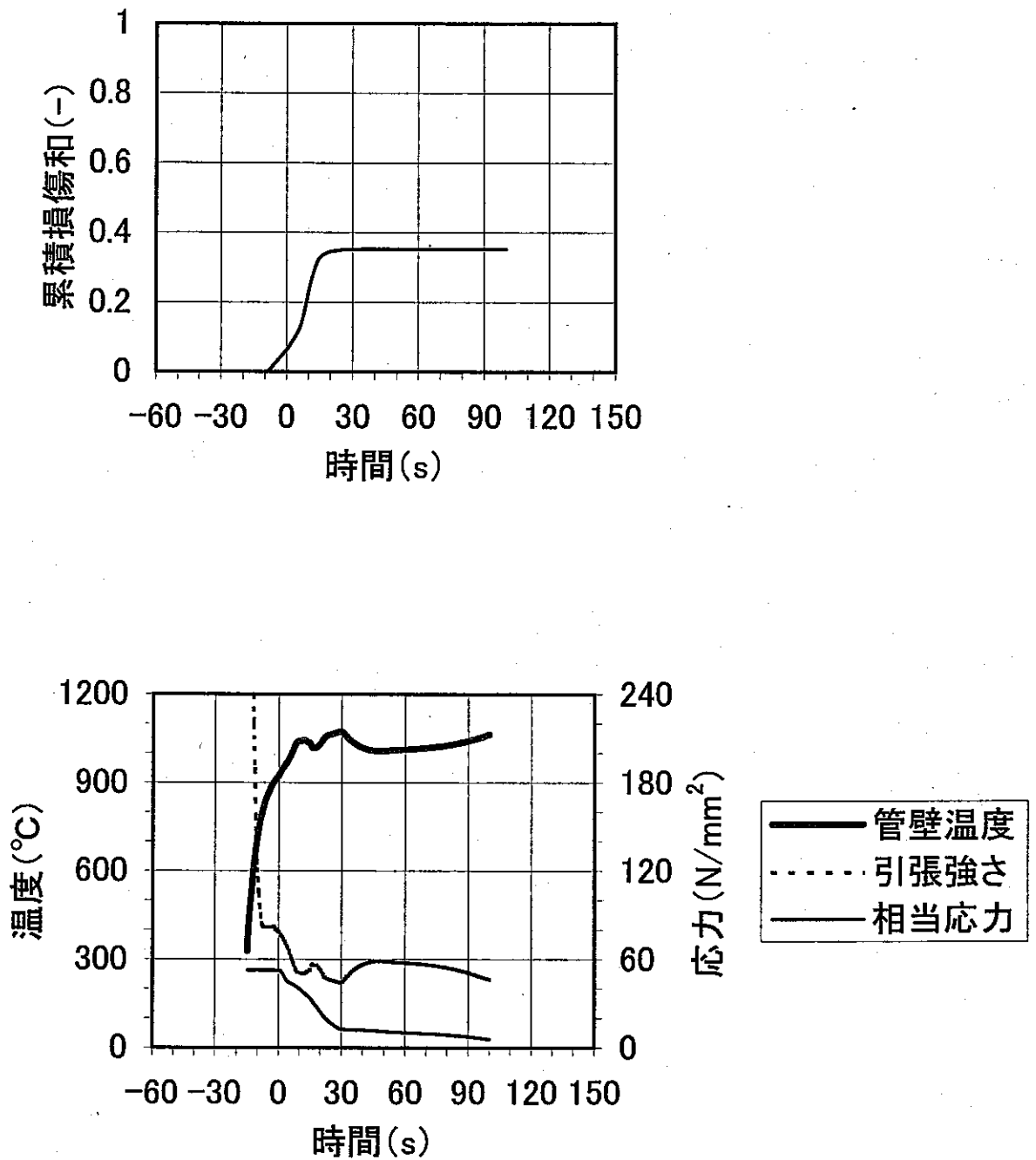


図4.2.5 現状設備の40%給水運転時高温ラプチャ解析結果
(蒸発器管束部中部、カバーガス圧力計信号による検出)

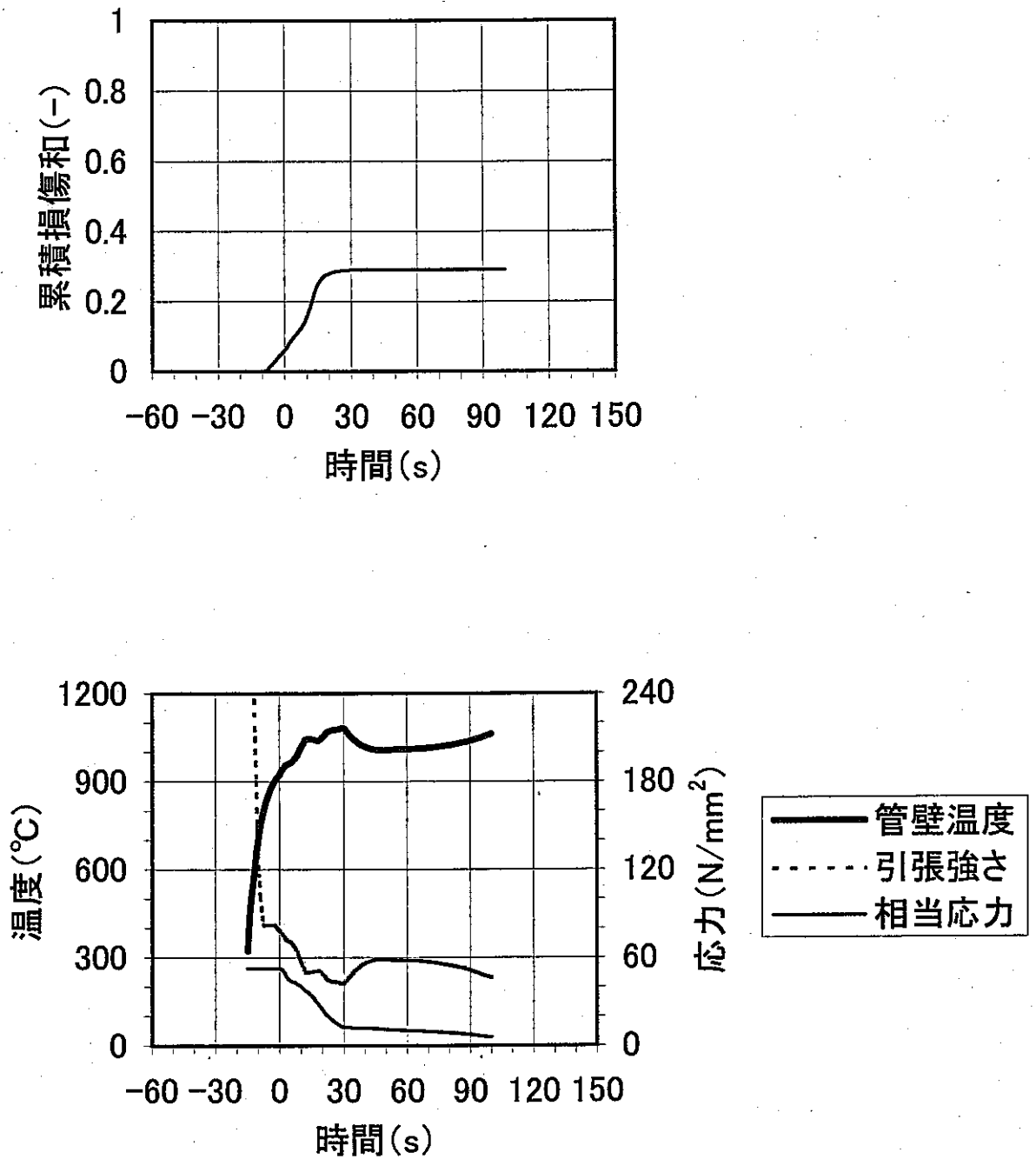


図4.2.6 現状設備の40%給水運転時高温ラプチャ解析結果
(蒸発器管東部下、カバーガス圧力計信号による検出)

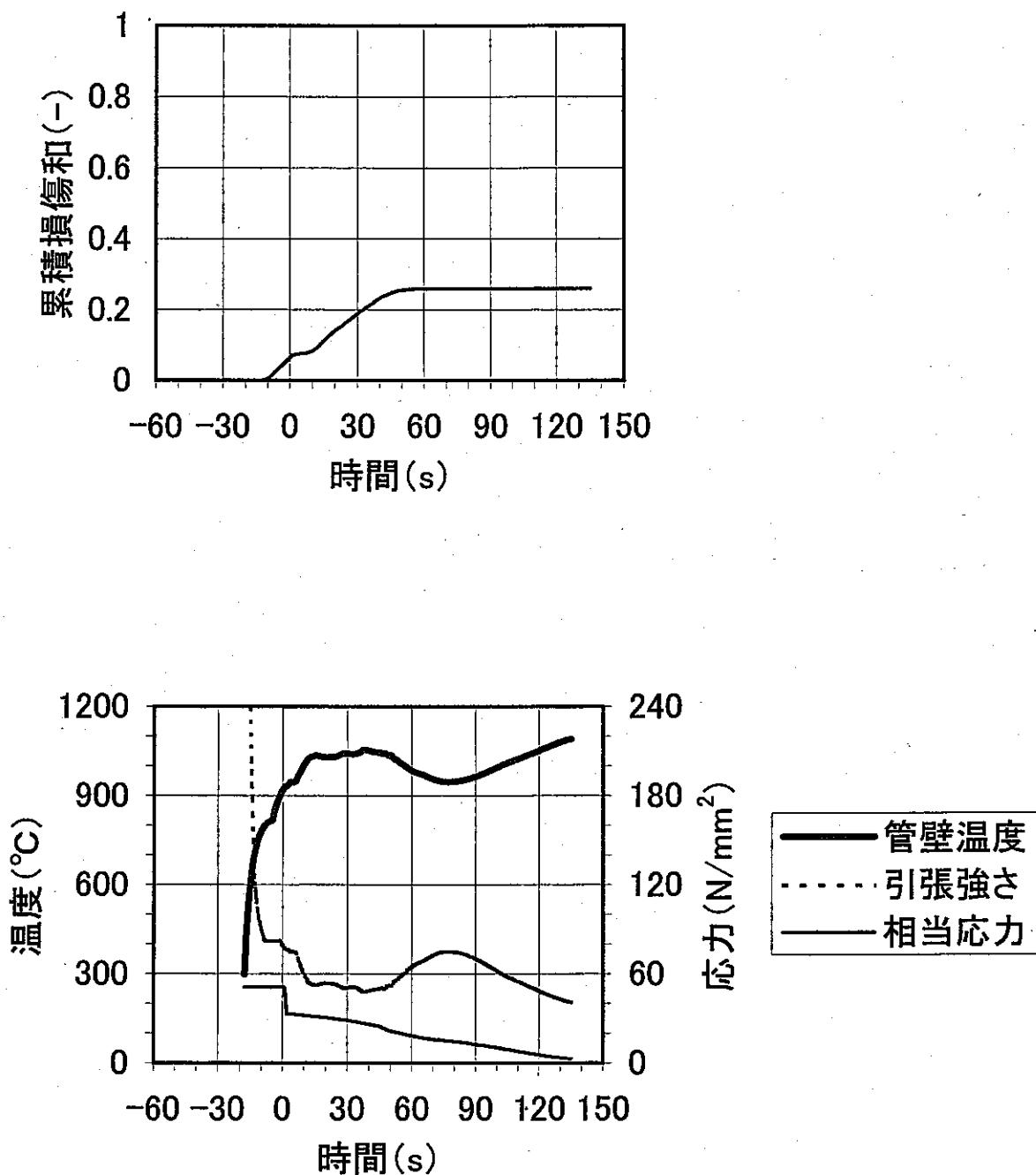


図4.2.7 現状設備の10%給水運転時高温ラプチャ解析結果
 (蒸発器管束部上部、カバーガス圧力計信号による検出)

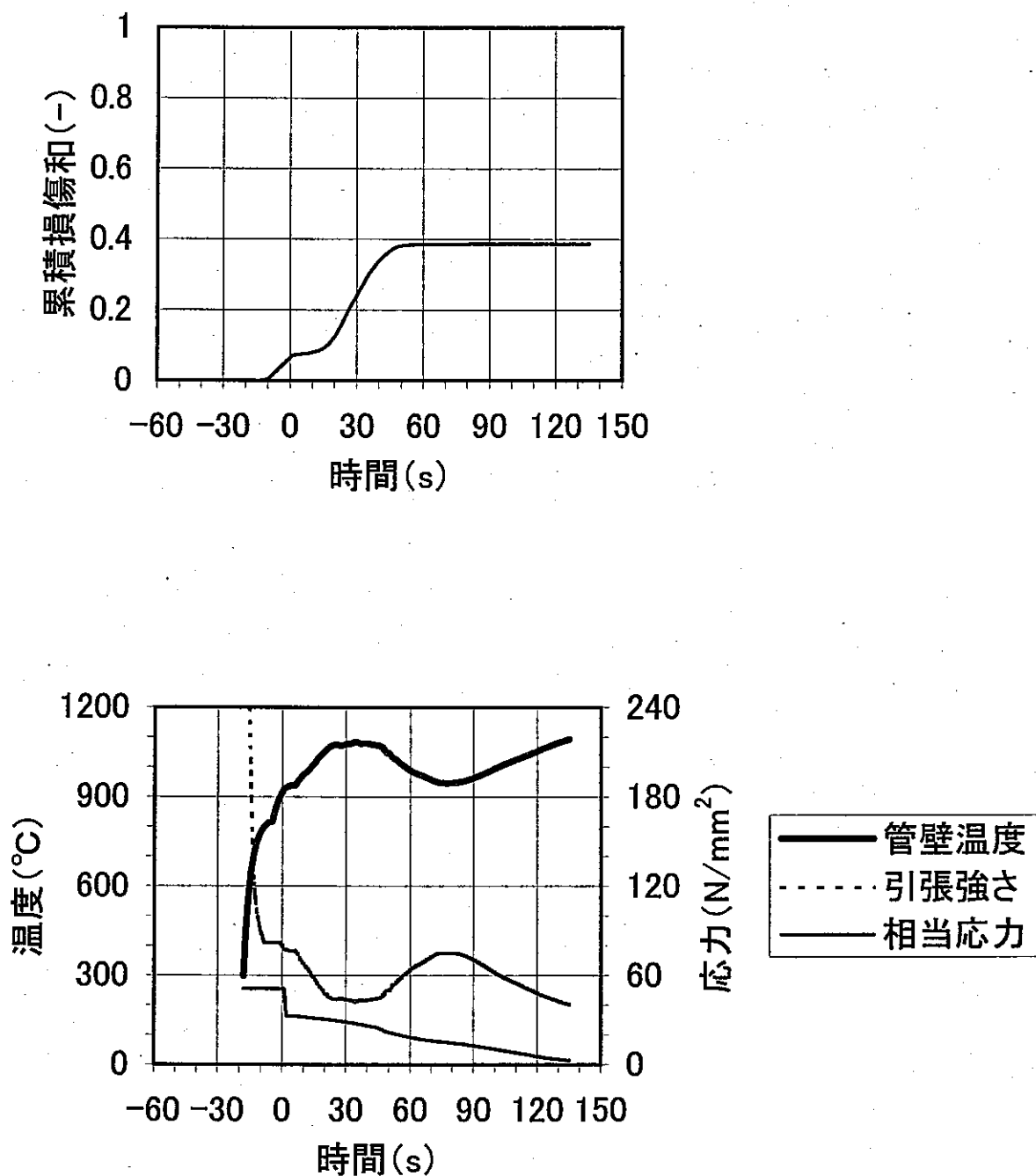


図4.2.8 現状設備の10%給水運転時高温ラプチャ解析結果
(蒸発器管束部中部、カバーガス圧力計信号による検出)

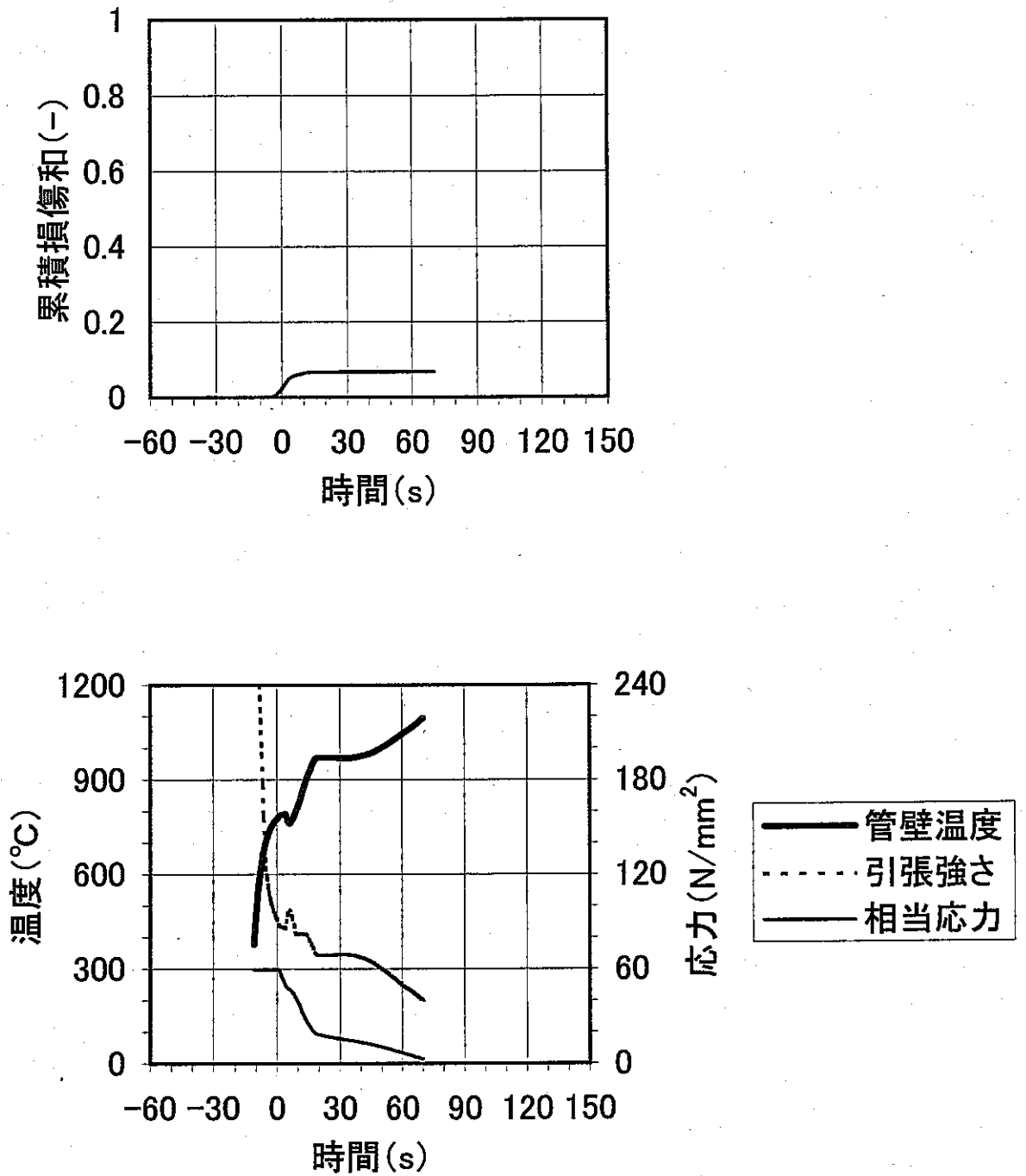


図4.2.9 設備改造後の定格運転時高温ラプチャ解析結果
(蒸発器管束部上部、カバーガス圧力計信号による検出)

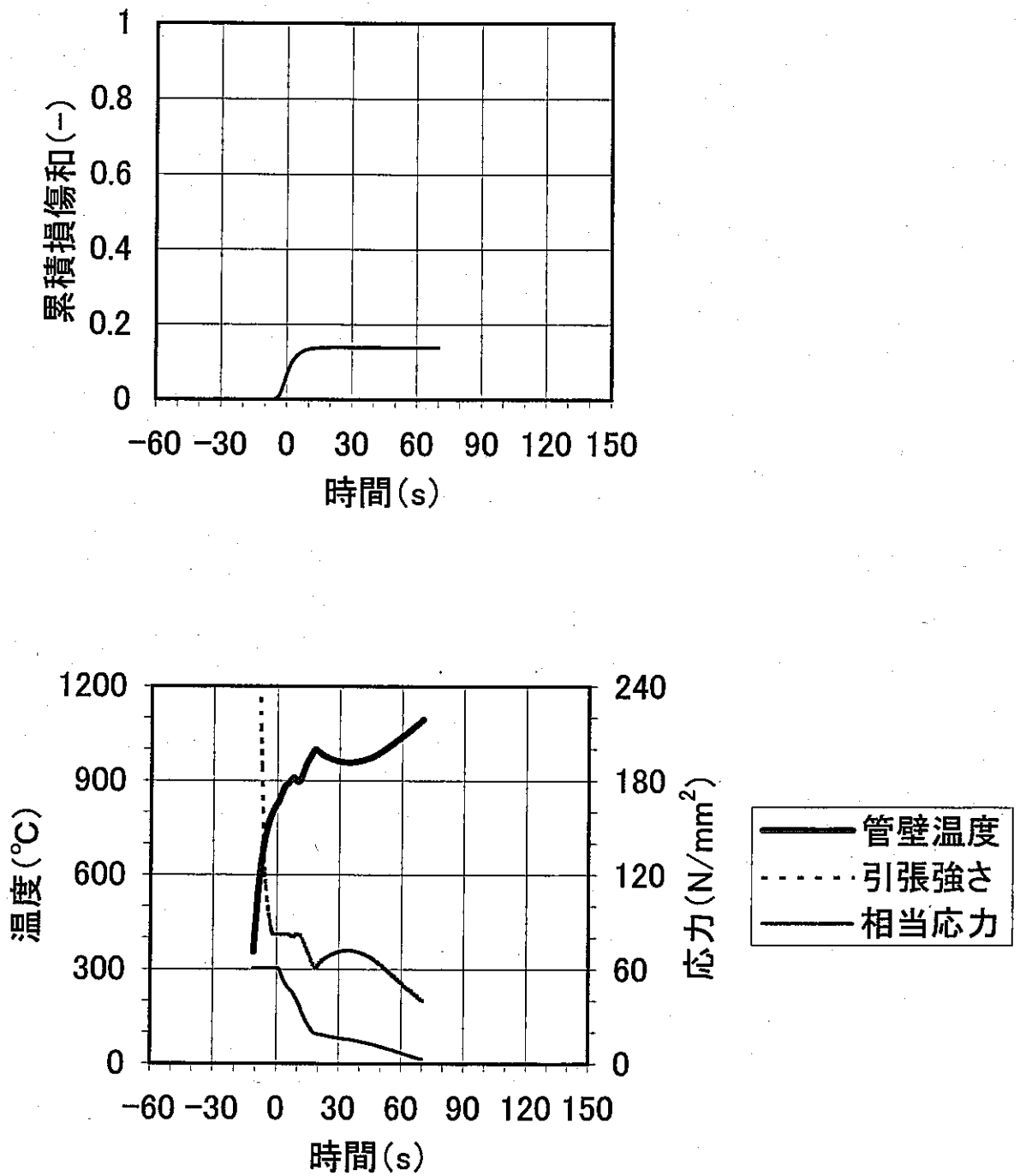


図4.2.10 設備改造後の定格運転時高温ラプチャ解析結果
(蒸発器管束部中部、カバーガス圧力計信号による検出)

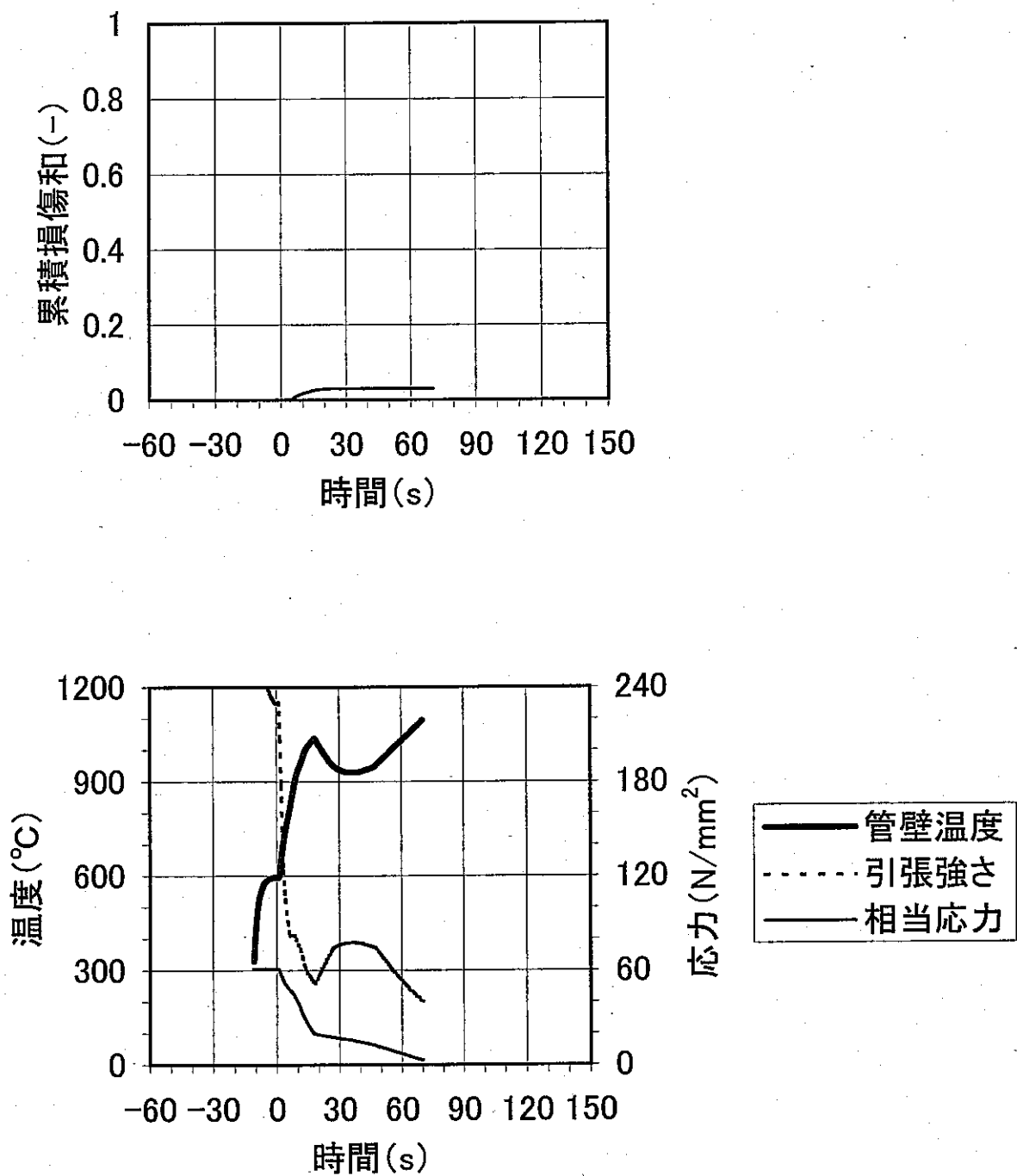


図4.2.11 設備改造後の定格運転時高温ラプチャ解析結果
(蒸発器管束下部、カバーガス圧力計信号による検出)

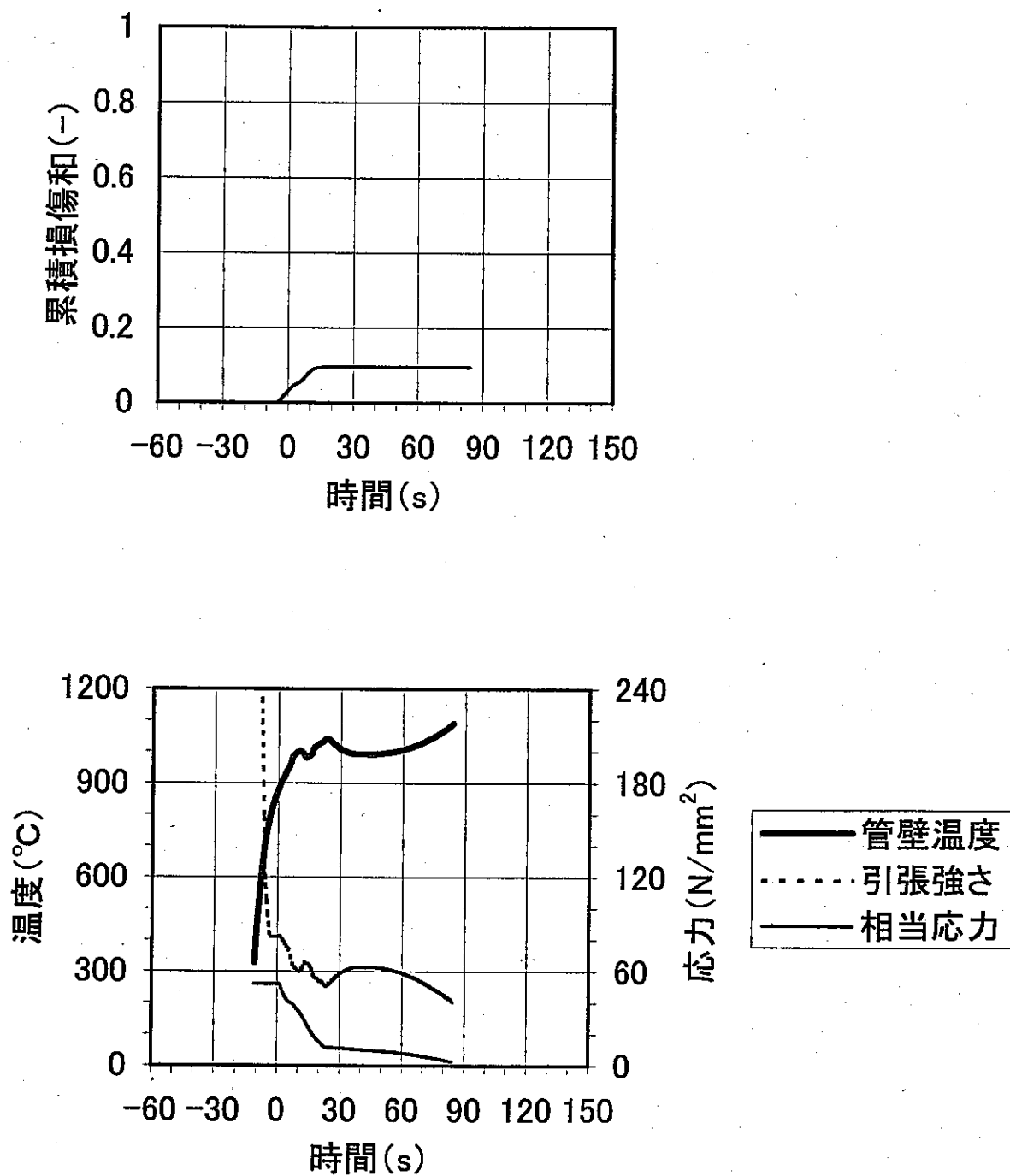


図4.2.12 設備改造後の40%給水運転時高温ラプチャ解析結果
(蒸発器管東部中部、カバーガス圧力計信号による検出)

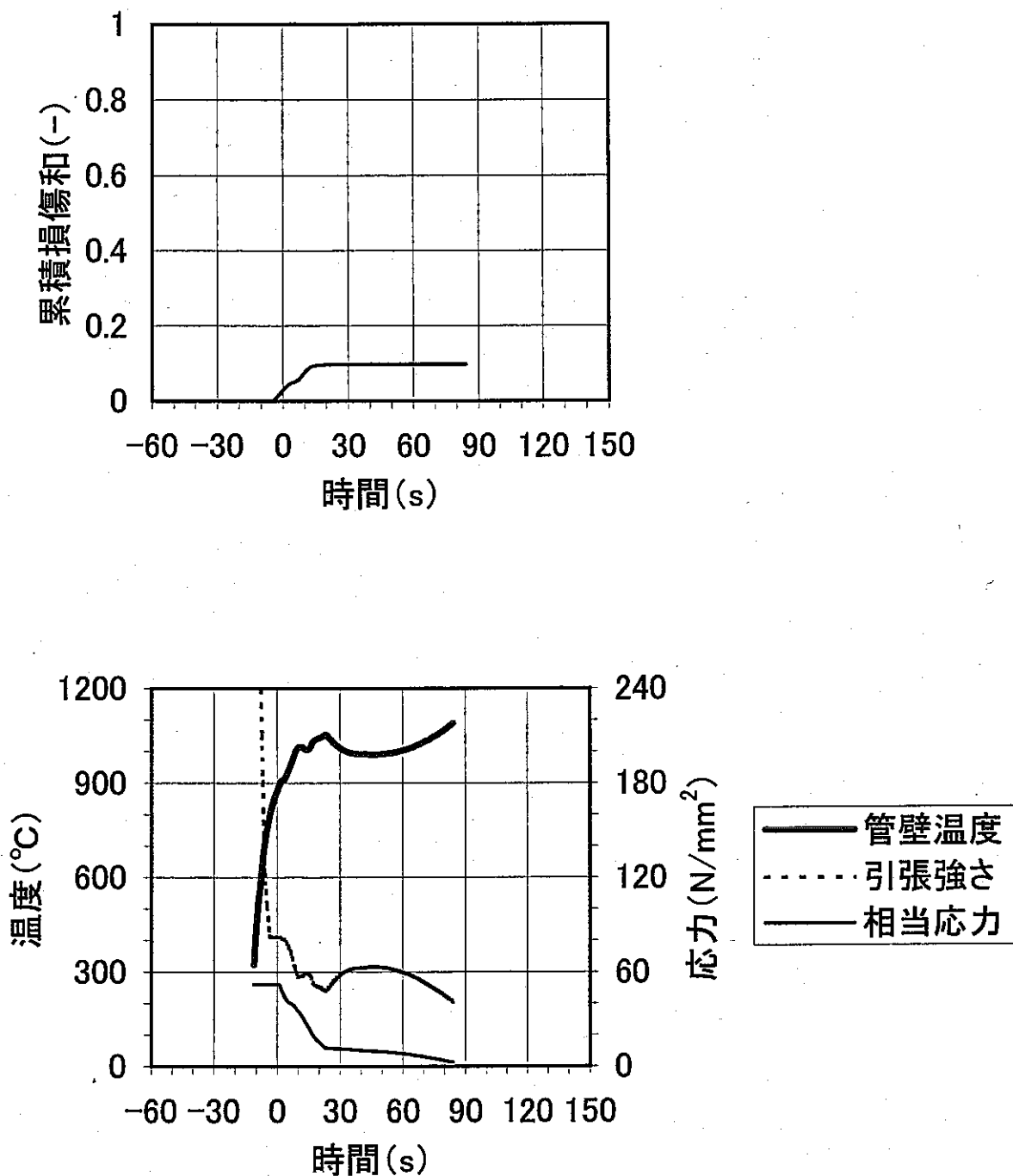


図4.2.13 設備改造後の40%給水運転時高温ラプチャ解析結果
(蒸発器管束下部、カバーガス圧力計信号による検出)

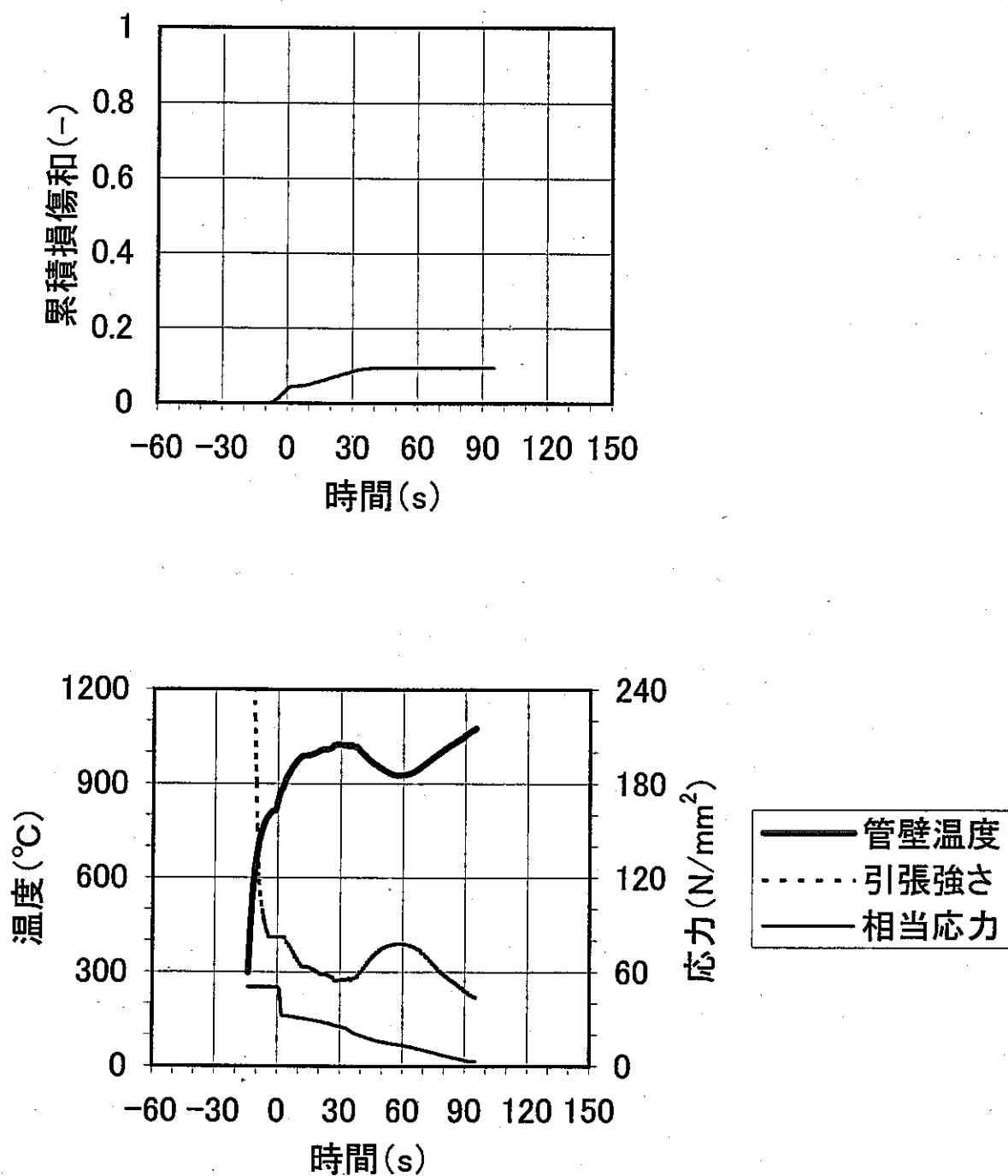


図4.2.14 設備改造後の10%給水運転時高温ラプチャ解析結果
(蒸発器管束部上部、カバーガス圧力計信号による検出)

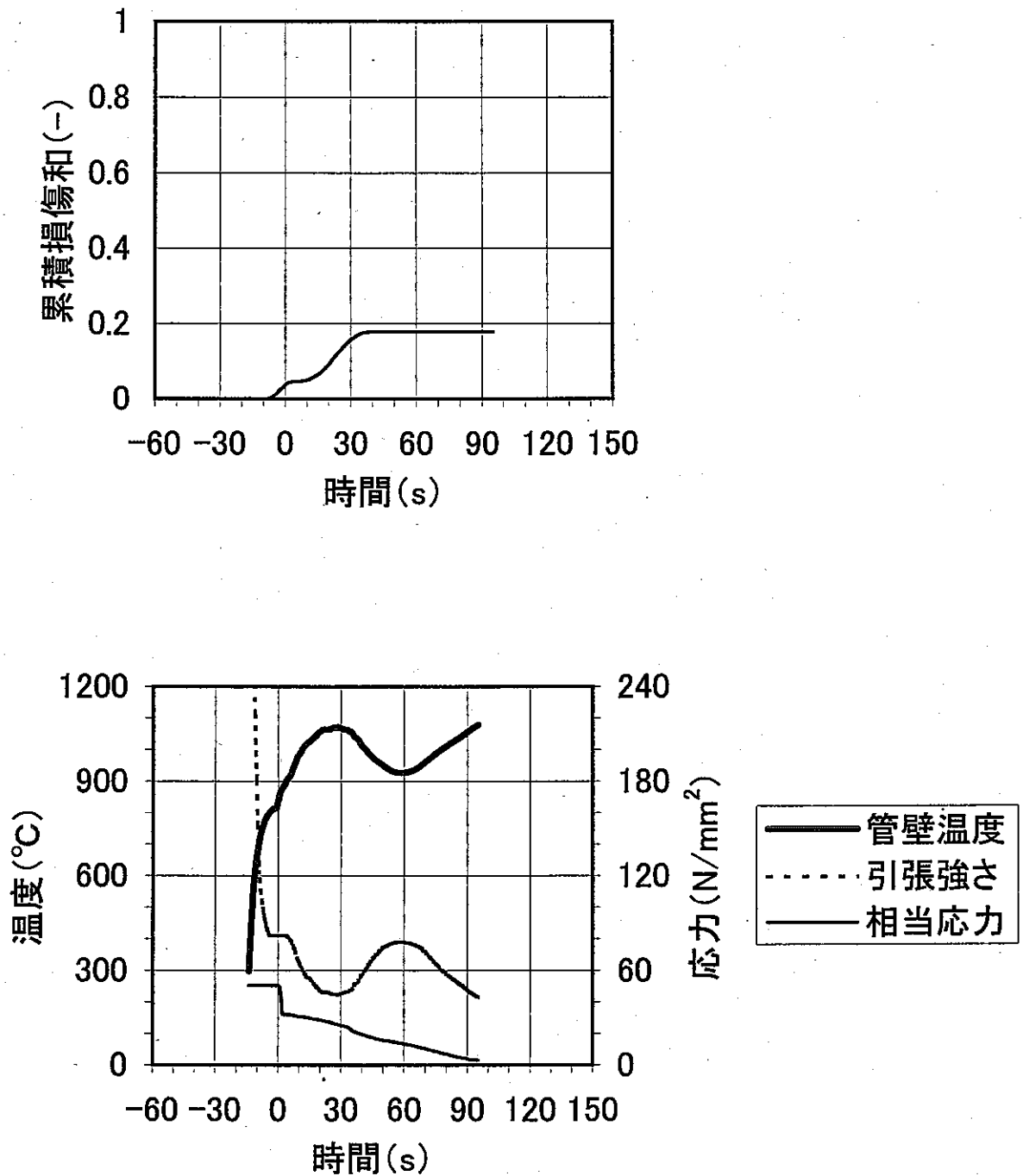


図4.2.15 設備改造後の10%給水運転時高温ラプチャ解析結果
 (蒸発器管束中部、カバーガス圧力計信号による検出)

APPENDIX-A

破損伝播試験結果との比較・検証

1. はじめに

「98年高温ラプチャ報告書」でのSWAT-3破損伝播試験の解析では、ナトリウム側の反応温度、熱伝達率、及び伝熱管内のガス圧力等は全て実験データの上限值相当を使用した。

以下では、伝熱管のウェステージ率を各試験条件に対して忠実に与えると共に、伝熱管の物性値(比熱、熱伝導率、温度伝導率)に温度依存を考慮することにより、SWAT-3破損伝播試験及びLLTR破損伝播試験を再解析した結果をまとめる。

2. 解析条件

管内条件については「98年高温ラプチャ報告書」の考え方を踏襲して、表A.1に示す条件とした。すなわち、管内温度には初期ナトリウム温度を与え、管内圧力には計測された最大値(破損時の圧力)を与える。管内熱伝達率は、強制対流が無いことから自然対流熱伝達率を与える。また、管外条件(ナトリウムの反応温度と熱伝達率)は、試験で得られた熱電対による温度データを参照して、表A.2のように設定する。

(1) ウェステージ率の扱い

「98年高温ラプチャ報告書」では、伝熱管のウェステージ率については、試験データの上限值相当(0.014mm/s)のウェステージ率を全ての解析ケースに用いた。

本解析では、解析ケース毎に該当する水リーク率より次式を用いてウェステージ率を設定することとした。

$$W_r = 4.24 \times 10^{-2} - 4.16 \times 10^{-3} \ln(G_L)$$

ここで

W_r : ウェステージ率 (mm/s)

G_L : 水リーク率 (g/s)

である。

設定したウェステージ率及び伝熱管サイズを表A.3に示す。

(2) 物性値の扱い

「98年高温ラプチャ報告書」では、伝熱管の物性値として高温(800℃)相当の値を固定して使用していた。本解析で使用する管壁の物性値は図4.1.5に示すように温度依存を考慮するものとする。すなわち、実測データとして存在する800℃の物性値までは温度変化させるが、800℃を超える温度領域では、現存する800℃の物性値に固定して使用する。

3. 破損の判断

伝熱管の破損形態としては、延性破損（管壁応力が管壁温度に対応する強度を超える条件）とクリープ破損（累積損傷値が1を超える条件）を考慮し、解析上の破損と見なす時刻は、延性破損あるいはクリープ破損の何れかの条件に早く達した時刻とする。クリープ破損については、時間係数 $\alpha_R=3.0$ をリファレンスとするが、参考のために、円筒形状の理論値相当である $\alpha_R=1.5$ を使用した場合の解析も実施した。

4. 解析結果

解析結果を図A.1にまとめて示す。試験での破損時刻を□で表し、解析上の延性破損時刻を▼、時間係数3.0のクリープ破損時刻を●、時間係数1.5のクリープ破損時刻を○で表した。試験で破損しなかったRun17も含め全ての試験ケースにおいて、解析上の破損と見なされる条件は延性破損であり、この破損条件では、試験の破損時刻よりも十分早く破損時刻を計算しており、保守側の評価となることが確認できる。また、LLTR試験ケースを除く全てのSWAT-3試験ケースについては、解析上のクリープ破損に達する時刻も試験での破損時刻を下回っており、保守側の評価となっている。LLTR試験ケースの場合には、「もんじゅ」向けに策定した高温強度及び物性値をそのまま使用していること、実際に破損した伝熱管近傍の反応温度を解析条件として用いていないこと、伝熱管のサイズや配置（ピッチ）が異なること、等の違いにより、解析のクリープ破損時刻は試験の破損時刻を幾らか上回っている。ただし、最も早く解析上の破損条件に達した延性破損では、前述の通り破損時刻を早く計算する保守側の評価であることから、従来の評価結果と基本的に異なるものではない。

表A.1 検証解析における管内条件

解析ケース	伝熱管の 内部状態	温度	圧力	熱伝達率
		℃	MPa	W/m ² /K
Run10 No. 47	窒素ガス加圧	400	16.3	3.6
Run13 No. 233	窒素ガス加圧	372	15.3	3.8
Run16 No. 63	窒素ガス加圧	340	19.0	4.3
" No. 73	静止飽和水	340	14.9	9.4
Run17 No. 58	窒素ガス加圧	320	13.3	4.7
Run19 No. 63	窒素ガス加圧	459	15.6	5.7
LLTR/A-5 No. 4163	静止過熱蒸気	343	9.90 ^{*)}	6.3

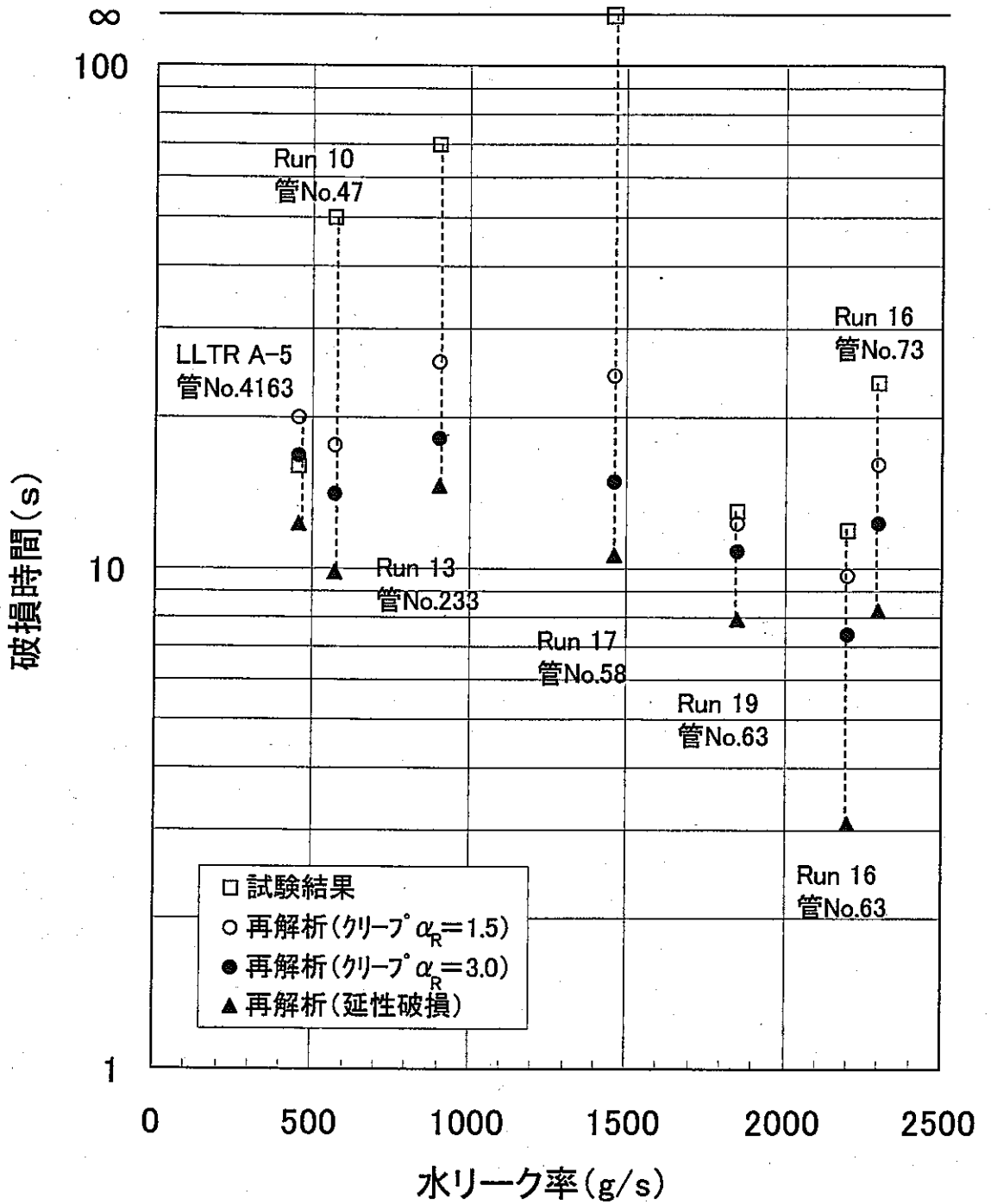
*) ナトリウム側圧力が高いため、その分を減じている。

表A.2 検証解析における管外条件

解析ケース	初期温度	反応温度	熱伝達率
	℃	℃	W/m ² /K
Run10 No. 47	400	1,050	7,000
Run13 No. 233	372	1,000	10,000
Run16 No. 63	340	1,000	10,000
" No. 73	340	1,000	10,000
Run17 No. 58	320	950	15,000
Run19 No. 63	459	1,150	4,650
LLTR/A-5 No. 4163	343	1,210	3,850

表A.3 検証解析における管壁条件

解析ケース	注水率	ウイステージ 率	試験前 寸法		減肉 時間	解析用寸法	
	g/s	mm/s	mm ^φ	mm ^t	s	mm ^φ	mm ^t
Run10 No. 47	570	0.016	25.4	3.50	50	23.80	2.700
Run13 No. 233	900	0.014	31.8	4.14	70	29.83	3.153
Run16 No. 63	2,200	0.010	31.8	2.95	11.9	31.55	2.826
" No. 73	2,200	0.010	31.8	3.03	23.5	31.26	2.786
Run17 No. 58	1,460	0.012	31.8	3.13	60	30.35	2.404
Run19 No. 63	1,850	0.011	31.8	3.13	13	31.51	2.986
LLTR/A-5 No. 4163	453	0.070	15.8	2.77	16	13.56	1.650



図A.1 破損伝播試験での高温ラプチャ挙動解析 (破損時間の比較)

APPENDIX-B

参考評価結果

1. はじめに

高温ラプチャに対する裕度を拡大する方策として、現状設備の水ブロー系に対して、蒸発器入口側の放出弁の個数を1個から2個、蒸発器出口側の放出弁の個数を2個から3個へ増設する計画である。

以下では、本対策の効果の把握の観点から、参考評価として、出口放出弁1個の故障を仮定した場合の結果について示す。

2. 解析条件

主要な解析条件は、表 B. 1 及び以下に示すとおりである。

- 1) 評価対象 : 設備改造後
- 2) 伝熱管肉厚 : 3.5mm ベース (溶接部肉厚)
- 3) 検出計 : カバーガス圧力計
- 4) 運転状態 : 定格、40%給水条件、10%給水条件

3. 解析結果

伝熱管肉厚 3.5mm のケースについて蒸発器出口放出弁の故障を仮定した場合について、参考までに解析・評価を行った結果を表 B. 1 に示す。クリープ破損の観点で最も厳しい10%給水条件の場合でも、応力と引張強さとの比が0.77、累積損傷和が0.72にとどまり、延性破損及びクリープ破損の判定条件のいずれにも達しない。また、延性破損の観点では、定格運転条件が最も厳しいが、応力と引張強さとの比は0.86にとどまる。

表B.1 「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ
 (設備改造後:カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚3.5mm、出口放出弁故障)

運転状態		定格	定格	定格	40%給水	40%給水	10%給水	10%給水	
		SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	EV単独	EV単独	
水リーク位置		管束上部	管束中部	管束下部	管束中部	管束下部	管束上部	管束中部	
リンクNo.		13	9	7	9	8	13	12	
水ブロー開始時間	s	11	11	11	11	11	14	14	
伝熱管外径	mm	31.8mm							
解析用寸法	mm	31.54mm×3.09mm (減肉を想定)					31.46×3.05 (同左)		
伝熱管材質		2-1/4Cr-1Mo鋼							
(Na側条件)									
初期温度	°C	417	368	356	332	328	299	298	
反応域温度 ^{*1)}	°C	1,170	1,170	1,170	1,170	1,170	1,110	1,110	
反応時熱伝達率	W/m ² K	4,300	4,300	4,300	4,300	4,300	5,300	5,300	
(水側条件)									
加熱前の温度	°C	342	342	320	323	316	298	298	
加熱前の熱伝達率	W/m ² K	76,400	35,700	22,600	11,000	10,800	3,290	3,290	
管内圧力	MPa	14.9	15.2	15.3	13.0	13.0	12.6	12.6	
(解析結果)									
ブロー ^{*2)} 開始前	管壁温度	°C	776	831	582	890	888	850	845
	引張強さ	N/mm ²	91.8	82.4	248.3	82.4	82.4	82.4	82.4
	応力	N/mm ²	69.8	71.2	71.3	60.8	60.8	59.2	59.2
	応力/ 引張強さ		0.76	0.86	0.29	0.74	0.74	0.72	0.72
ブロー中 の最も 厳しい条件	時間	s	1	0	6	10	11	24	27
	管壁温度	°C	785	831	838	1034	1021	1075	1072
	引張強さ	N/mm ²	88.5	82.4	82.4	52.9	55.8	44.2	44.6
	応力	N/mm ²	69.7	71.2	58.4	44.5	43.0	33.9	33.2
	応力/ 引張強さ		0.79	0.86	0.71	0.84	0.77	0.77	0.74
累積損傷和 ^{*3)}		0.22	0.46	0.21	0.48	0.36	0.72	0.65	

*1) 反応域温度は最高値

*2) 水ブロー開始 (時刻ゼロ) の値

*3) 水ブロー終了時点の値