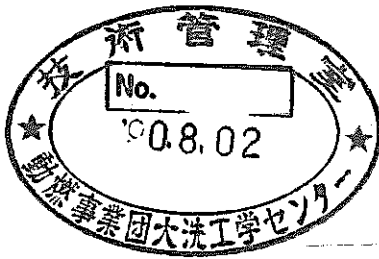


区分変更	
変更後資料番号	116
決裁年月日	平成 13 年 7 月 31 日

「常陽」MK-Ⅲ計画に係わるシステム構造健全性評価(Ⅲ)

I H X 伝熱管の座屈評価



1990年5月

動力炉・核燃料開発事業団

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大字村松4番地49
核燃料サイクル開発機構
技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:
Technical Cooperation Section,
Technology Management Division,
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki, 319-1184
Japan

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



配 布 限 定
PNCT N9410 90-070
1 9 9 0 年 5 月

「常陽」MK - III計画に係わるシステム構造健全性評価 (III)

I H X 伝熱管の座屈評価

沢田 誠*¹, 磯崎和則*¹, 富田直樹*²

遠藤 昭*², 砂押 博*³

要 旨

「常陽」MK - III計画の出力上昇に伴う冷却系改造検討の一環として、IHX 伝熱管の座屈評価を行った。本検討は、改造に伴う出力上昇に関連して IHX 交換の必要性有無に対する検討の一環として行ったものである。また、現出力運転条件下における IHX 伝熱管の座屈に対する裕度についても併せて検討を行った。以下に主な成果を示す。

- (1) 伝熱管の座屈は、管束部の径方向温度差 (ΔT) に起因する軸圧縮荷重によって発生する。
- (2) 管束部において生じる径方向温度差は、100 MWt 条件下で $\Delta T = 28.7^\circ\text{C}$ 、140 MWt 条件下で $\Delta T = 36.7^\circ\text{C}$ であると推定される。
- (3) 座屈限界温度差は、 $\Delta T_{\text{Limit}} = 32.9^\circ\text{C}$ である。この限界値は、先に行った座屈実験 (昭和 55 年度) から得られた $\Delta T_{\text{Limit}} = 29.0^\circ\text{C}$ に、今回新たに検討を加えて求めた伝熱管管板の熱膨張変形による座屈緩和効果分の $\Delta T = 3.9^\circ\text{C}$ を加算して求められたものである。
- (4) 以上の検討結果から、伝熱管は座屈に対して 100 MWt 条件下では 1.14 倍の裕度を有するものの、140 MWt の MK - III 条件下では座屈の恐れが十分にあることが判明した。
- (5) 今回の検討では、伝熱流動解析において管束部におけるクロス・フロー効果を計算上考慮に入れた。この結果、従来の解析結果を基に提言されていた 100 MWt 条件下での発生温度差 $\Delta T = 22.0^\circ\text{C}$ を $\Delta T = 28.7^\circ\text{C}$ に修正し、座屈に対する評価をより安全側に、且つ、より信頼性の高い評価にすることができた。

* 実験炉部技術課

* 実験炉部原子炉第 2 課

* 同上 (現: 技術開発部)



NOT FOR PUBLICATION
PNC[~~N~~9410 90-070
May, 1990

Study on Heat Removal Ability of Heat Transfer System
for JOYO MK-III Project (III)

Buckling Evaluation of IHX Heat Transfer Tubes

M. Sawada*¹, K. Isozaki*¹,
N. Tomita*², A. Endow*²
and H. Sunaoshi*³

Abstract

Re-evaluation of the design of the heat transfer system (HTS) of experimental fast reactor JOYO has been made in order to check the structural integrity of it under a raised reactor power level condition for the MK-III project. As a part of the above re-evaluation work, re-assessment of buckling for the heat transfer tubes of the intermediate heat exchanger (IHX) under increased coolant flow rates and coolant temperature differentials between cold and hot legs of the HTS has been carried out. To verify the structural integrity and buckling condition, two cases of the buckling analyses have been made considering two power levels of 100 MWt and 140 MWt.

The principal results obtained are as follows:

- (1) Buckling of heat transfer tubes occurs as the axial compressive load is developed in it as a result of the radial temperature difference (ΔT) across the heat transfer section within the IHX.
- (2) It is revealed that the ΔT is 28.7°C in the case of 100 MWt operation, while for 140 MWt, it is found to be 36.7°C.

*¹ Reactor Technology Section, OEC.

*² Reactor Maintenance Section, OEC.

*³ Technology Development Division.

- (3) On the basis of the results of the previous experiments, the limiting value for the temperature difference (ΔT_{Limit}) was formerly proposed to be 29.0°C. However, since the deformation of the tube sheets eases the ΔT_{Limit} , that value is later set at 32.9°C, which is 3.9°C above the aforesaid ΔT_{Limit} . From nonlinear structural deformation analysis, it is found that 3.9°C is equivalent to a deformation of 0.31 mm of the tube sheets.
- (4) From the above results, it is seen that in the case of 100 MWt condition, the margin for buckling of the heat transfer tubes is 1.14 times the value of the ΔT_{Limit} , but in the case of 140 MWt condition, the margin is not at all satisfactory.

目 次

1.	結 言	1
2.	IHX 伝熱管の座屈発生メカニズムと評価方法	2
3.	昭和 55 年当時の評価結果	3
4.	管束部伝熱流動解析	4
4.1	解析ケース	4
4.2	解析条件	4
4.3	解析結果	5
4.4	解析結果のまとめ	6
5.	伝熱管座屈応力解析	7
5.1	解析条件	7
5.2	解析結果	8
5.3	解析結果の評価	8
6.	伝熱管座屈評価	10
6.1	伝熱管管板変形解析	10
6.2	伝熱管座屈評価	11
7.	結 言	12
8.	謝 辞	13

表 リ ス ト

表 4 - 1 (1)	伝熱流動解析境界条件まとめ表	14
表 4 - 1 (2)	" 	15
表 5 - 1	大変形弾塑性解析伝熱管材料定数 (SUS 304)	16
表 5 - 2	SUS 304 の弾塑性応力 - ひずみ関係式 (BDS)	17

図面リスト

図3-1	昭和55年当時の評価結果の概要	18
図4-1	「常陽」IHX(A)の概略図	19
図4-2	伝熱流動解析モデル図	20
図4-3	伝熱流動解析境界条件図	21
図4-4	50MWt IHX内の流動状況及び温度分布図	22
図4-5	50MWt 経方向伝熱管の温度分布(補正済)	23
図4-6	70MWt IHX内の流動状況及び温度分布図	24
図4-7	70MWt 経方向伝熱管の温度分布(補正済)	25
図5-1	大変形弾塑性解析解析モデル形状・寸法図	26
図5-2	大変形弾塑性解析境界条件図	27
図5-3	大変形弾塑性解析荷重条件図	27
図5-4	伝熱管水平方向変位量と反力値の関係	28
図5-5	伝熱管軸方向変位量と反力値の関係	29
図6-1	伝熱管管板変形解析解析条件	30
図6-2	伝熱管管板変形解析結果(変形図)	31

1. 緒 言

MK-III計画で要求されている原子炉出力 140 MWt, 1次系温度差 $\Delta T = 150^{\circ}\text{C}$, 2次系温度差 $\Delta T = 170^{\circ}\text{C}$, 1次系流量 122%, 2次系流量 107%のヒートバランス条件をベースに, 現在技術課と原二課の共同作業で「冷却系の改造検討」を進めているが, IHXの交換を必要としているか否かを見極めることが重要課題の一つであった。

この点をクリアーにするための検討として, IHX 構造健全性評価上重要である IHX 上部プレナム管板部の構造強度評価と, IHX 伝熱管部の座屈強度評価を実施した。

本書は, IHX 伝熱管部の座屈強度評価についてまとめたもので, 内容的には昭和 55 年に行った座屈実験結果より得られた座屈限界に対して, (株)日立製作所所有の 3次元熱流動解析コード「THERVIS-III」を用いた「管束部伝熱流動解析」と汎用構造解析コード「MARC-K3」による「伝熱管座屈解析」から得られた解析結果がどの程度の裕度を有しているかについて報告している。なお, IHX 上部プレナム管板部の構造強度評価については, 別途報告書にまとめてあるので参照願いたい。^(注)

(注) PNC SN9410 90-017 「常陽」MK-III計画に係わるシステム構造健全性評価(II) — 主中間熱交換器の余寿命評価 —, 1990年3月

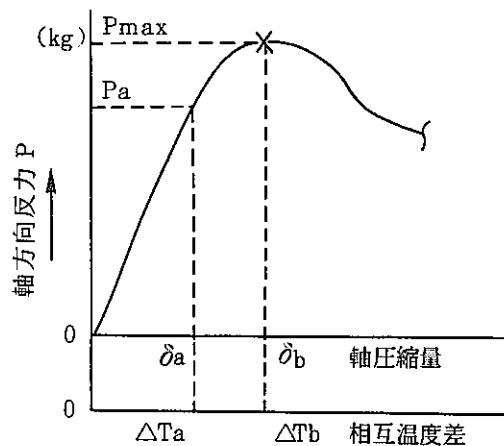
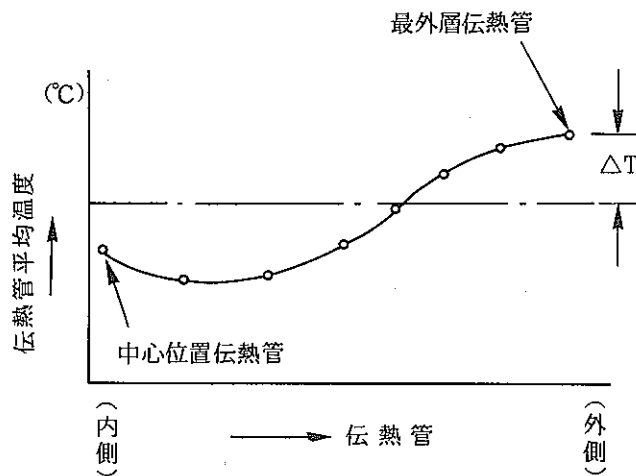
2. IHX伝熱管の座屈発生メカニズムと評価方法

IHX 伝熱管の径方向温度分布は、流動分布に起因して右図に示すような、中心位置では温度が低く、最外層で最も温度が高いという分布となる。

この結果、上部管板と下部管板に連結されている伝熱管には、内側では温度が低いことにより引張り荷重が、また、外側では温度が高いことにより圧縮荷重が加わることとなる。半径に比べて軸長が

著しく長い伝熱管においてはこの軸圧縮荷重が問題であり、この軸圧縮荷重により座屈が発生する。従って、伝熱管の座屈を防止するには、IHX 伝熱管部での中心側と外層側との流動分布の均一化を図ることにより、伝熱管相互温度差 (ΔT) を低減させれば良いことが分る。

本評価では、昭和 54 年に行った実験より得られた伝熱管の座屈限界荷重 (P_{max}) に対応する伝熱管相互温度差 (ΔT_b) と、140 MWt あるいは 100 MWt の条件下での伝熱流動解析、伝熱管座屈解析より得られた相互温度差 (ΔT_a) とを比較し、座屈に対する安全裕度を確認する。



3. 昭和55年当時の評価結果

昭和55年に IHX 伝熱管の座屈が懸念されたことから、座屈実験を実施する一方、今回と同様に伝熱流動解析と伝熱管座屈解析（非弾性大変形解析）を行った。結果の要約を以下に示す。また、図3-1に実験結果と解析結果のまとめを図示する。

- ① 実験は、伝熱管を485℃に均一加熱・保持した状態から、軸圧縮荷重を加えて伝熱管座屈限界荷重を求め、その荷重に対応する伝熱管相互温度差を算定した。その結果、座屈点に対応する伝熱管相互温度差は29℃であることを確認した。
- ② 伝熱流動解析より、100 MWt（50 MW／基）ヒートバランス条件下では伝熱管相互温度差は22℃であり、座屈は生じない。
- ③ $\Delta T = 22^\circ\text{C}$ に相当する歪は、大変形解析で0.9 mm、実験結果では0.7 mmであり、伝熱管間隔の1/2の2.5 mmに対して十分に小さい。

4. 管束部伝熱流動解析

4.1 解析ケース

昭和55年当時行った検討に用いた伝熱流動解析コードではクロスフローを考慮できないなど、現在の解析技術から考えると昭和55年当時行った解析はもう一度見直す必要があると判断された。こうした背景を踏まえ、解析は50 MW/基と70 MW/基の2ケースについて実施し、140 MWt(70 MW/基)条件下における伝熱管座屈の可能性に対する検討の他、100MWt(50 MW/基)条件下での座屈再評価を行った。

4.2 解析条件

(1) 解析対象

「常陽」IHX(A)の概略図を、図4-1に図示する。解析対象領域は、管束部の1次側、ナトリウム主流路領域とする。

(2) 解析コード

(株)日立製作所所有の3次元熱流動解析コード(THERVIS-Ⅲ)を用いる。

(3) 解析次元

解析次元は、IHX 1次側ナトリウム流れが2次元の流れであることから、2次元円柱座標を用いる。

(4) 熱交換モデル

伝熱管を介して1次側と2次側ナトリウムとの熱交換計算を行う。

(5) 解析モデル

半径方向メッシュ分割は、最内層と最外層を除いて、伝熱管配置の2列を1メッシュとしてメッシュ分割を行う。高さ方向メッシュ分割は、出入口部は、やや詳細にメッシュ分割を行い、中心領域は同間隔のメッシュ分割にする。

本解析モデルを図4.2に示す。

(i) 総メッシュ数 = $(R, \theta, Z) = (16, 4, 35) = 2240$ メッシュ

(ii) 計算メッシュ数 = 804メッシュ

(6) 境界条件

本解析モデルの境界条件を、図4-3に図示する。また、境界条件のまとめを表4-1(1),(2)に示す。

① 50MWt 解析条件

		条 件	単 位
流量	1次 / 2次	1085.6 / 1085.6	(Ton/h)
温度	1次入口 / 出口	500 / 370	(°C)
	2次入口 / 出口	340 / 470	(°C)
伝熱管外径		15.9	(mm)
伝熱管本数		2835	(本)

② 70 MWt 解析条件

		条 件	単 位
流量	1次 / 2次	1318.2 / 1155.5	(Ton/h)
温度	1次入口 / 出口	500 / 350	(°C)
	2次入口 / 出口	300 / 470	(°C)
伝熱管外径		15.9	(mm)
伝熱管本数		2835	(本)

4.3 解析結果

(1) 50 MW / 基の解析結果

(i) 50 MW / 基条件下における管束部流動状況と温度分布図を、図4-4に示す。同図から管束部の1次側ナトリウムの流れは、最内層及び最外層の下降流が速くなっており、この流れに沿って高温のナトリウムがそのまま下降している。このため、最内層及び最外層部分に大きな温度差が生じている。

また、入口窓近傍の流れは、伝熱管をクロスする流れの流動抵抗により外側の方が中央部に比べ流速が速くなっている。

(ii) 図4-5に径方向温度分布を示す。同図によれば、最外層で圧縮側に最大+28.7°C、引張側は内側から3番目で最大-11.5°Cとなっている。

(2) 70 MW / 基の解析結果

(i) 70 MW / 基の条件下における管束流動状況及び温度分布を、図4-6に図示する。同図より、管束部の1次側ナトリウムの流れは50 MWtの場合と同様の傾向を示していることが分るが、70 MW / 基の場合は1次系流量が50 MW / 基の1.21倍となるため、最内層と最外層との温度差は更に大きくなっている。

(ii) 図4-7に径方向温度分布を示す。同図によれば、圧縮側、引張側とも50 MWt / 基に比べて大きくなっており、圧縮側は最外層で+36.7°C、引張り側は内側から3番目で-14.0

℃となっている。

4.4 解析結果のまとめ

今回行った熱流動解析より、次の点が確認できた。

- ① 50MW/基の条件における径方向温度差は、前回行った昭和55年当時の解析結果である+22℃を上回る+28.7℃という結果が得られた。この現象は、前解析の計算モデルでは入口及び出口部のクロス・フロー流れを考慮できなかったことに起因している。
- ② 70MW/基の条件における径方向温度差は、50MW/基での温度差を更に上回る+36.7℃であった。

5. 伝熱管座屈応力解析

伝熱管の座屈荷重及び座屈挙動を大変形弾塑性解析から求め、先に述べた実験から求めた座屈限界温度差との対比を行う。

なお、解析は伝熱管平均温度が高くなる 50 MW/基のケースについてのみ実施した。(高温によるヤング率 E 及び降伏応力 S_y の低下を考慮)

5.1 解析条件

(1) 解析コード

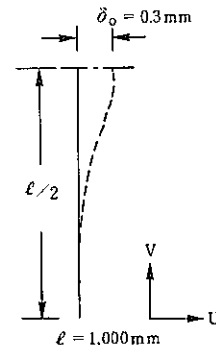
汎用構造解析コード「MARC」(K3バージョン)

(2) 解析モデル

解析モデルの形状・寸法図を、図 5-1 に示す。座屈変形解析を行うには図中 U 方向に初期ひずみを与える必要があるが、昭和 55 年度に行った解析調査より 0.3 mm の初期ひずみを与えた場合の解析が、最も実験値で得られた変形量を模擬できたことから、本解析でも同様とした。なお、初期不整用たわみ関数は、下式を用いた。

$$U = \frac{\delta_0}{2} \sin \left\{ \frac{\pi}{\ell/2} \cdot \left(V - \frac{\ell}{4} \right) \right\} + \frac{\delta_0}{2} \text{ (mm)}$$

また、本モデルの要素分割は 50 mm 等分割とし、要素は 3 次元薄肉閉断面はり要素を用いた。(要素数 80, 節点数 161)



(3) 材料定数

伝熱管には、SUS 304 が用いられている。今回の解析に用いた材料定数を表 5-1 に示す。また、大変形弾塑性解析に必要とされる応力-ひずみ線図には、高温構造設計指針 (BDS) に提示されている「SUS 304 の弾塑性応力-ひずみ関係式」の応力を 1.25 倍したものを適用した。1.25 倍の応力割増しは、昭和 55 年度の解析に用いた応力-ひずみ関係と、BDS に定めた応力-ひずみ線図を比較して得られた代表的ひずみ範囲 0.4 % での比率 1.25 より引用した。

(4) 境界条件

境界条件を図 5-2 に示す。拘束条件としては、上下管板に接続する上下端を完全固定条件とし、サポート部は軸方向変位及び軸面内での回転のみを自由とした。

(5) 荷重条件

荷重条件を図 5-3 に示す。初期温度は、上端 485 °C、下端 355 °C に対して軸方向に線形的な温度分布とした。荷重は、軸圧縮となる強制変位を与えた。

5.2 解析結果

水平方向変位量と反力値との関係を、解析結果として図5-4に示す。反力値が最大となる点が座屈点であるが、337 kgの最大応力値と水平方向変位4.7 mmという解析結果が得られた。また、軸方向変位量と反力値との関係を図5-5に示すが、座屈点における軸方向変位量は1.8 mmであった。これらの解析結果より、伝熱管の座屈限界温度差（径方向温度差）を下式を用いて求めた結果、 $\Delta T = 22.8^\circ\text{C}$ という値が得られた。

$$\begin{aligned}\Delta T &= \frac{\delta_z}{L \cdot \ell_0} \\ &= \frac{1.8}{4000 \times 19.71 \times 10^{-6}} \\ &= 22.8^\circ\text{C}\end{aligned}$$

ここで、 δ_z = 軸方向変位量

α_0 = 瞬間線膨張係数 ($19.71 \times 10^{-6} \text{ 1}/^\circ\text{C}$)

ℓ = 伝熱管長さ (4000 mm)

5.3 解析結果の評価

今回行った大変形弾塑性解析では、座屈限界温度差は第3項にて示した実験値の 29°C に対して 22.8°C という安全側に厳しい値が得られた。この相違の原因としては、次の要因が考えられる。

(i) 伝熱管の断面性能

下表に、実験に使用した伝熱管の断面性能を示す。

伝熱管の寸法および断面2次モーメント

$$I_0 = 1305 \text{ mm}^4$$

		外径 α (mm)	肉厚大 (mm)	断面2次モー メントI (mm ⁴)	I/I ₀
485°C	No. 1	15.87	1.10	1400	1.07
	No. 2	15.90	1.10	1408	1.08
	No. 3	15.90	1.09	1398	1.07
	No. 4	15.83	1.02	1307	1.00
	No. 5	15.90	1.09	1398	1.07

伝熱管板厚1.0 mmは、最小値であり、No. 4の伝熱管を除いては、7~8%断面2次モーメントが大きく、公称板厚1.0 mmで考えるよりも、座屈限界温度差が大きくなる。

(ii) 材料定数の相違

大変形弾塑性解析で適用した材料定数に対して、実際の伝熱管の材料定数には、偏差がある。実機伝熱管のミルシートの降伏応力の最小値が約 31 kg/mm^2 (常温)であることを考慮して、降伏応力の補正を行っている。しかし、この補正が、ミルシートの最小値に基づいていること、また、加工硬化係数については、特に補正をしていないことを考えると、解析に用いた材料定数に比べて、実際の伝熱管の方が、硬く、座屈強度が大きくなる可能性がある。

(iii) サポート条件の相違

解析上は、伝熱管サポート条件は、ピン支持であるが、実際のサポート方法は、図 5-10 に示すようなサポート金具を用いたものである。従って、サポート点は、軸方向に一定の長さを有しており、ピン支持で考えるよりも、座屈変形を抑制する効果がある。

以上の検討より、座屈限界圧縮側許容温度差は、実験結果に基づき、 29°C とする。

6. 伝熱管座屈評価

今回行った伝熱流動解析によれば、50 MW/基の条件下でも径方向温度差（座屈限界温度差）は28.7℃となり、実験値29℃とほぼ同一値であった。これより伝熱管は、いつ座屈してもおかしくないということになる訳であるが、実際には管板の熱膨張による変形が期待できるのに対し、実験・解析とも管板は剛として取扱った。この点を鑑みて、管板の熱膨張によりどの程度の変形による逃げが期待できるかを追加検討した。

6.1 伝熱管管板変形解析

(1) 解析条件

伝熱管の反力により上下管板とも変形するが、上管板には2次上部プレナム鏡板が溶接されているため下管板に比べ変形量が小さい。したがって、保守的に上下管板のうち上管板を対象として変形解析を実施した。

図6-1に解析条件を示す。解析モデルは、上管板に溶接されている2次上部プレナム鏡板と外シュラウドまでを軸対象モデルでモデル化した。

上管板に負荷する反力は、伝熱管の内側では引張力、外側では圧縮力が働く。ここでは、保守的に温度差が大きい外側の20層と21層を等価反力として負荷した。なお、等価反力は伝熱管1本当りの最大反力を330kgと仮定して本数と温度差を考慮して設定した。図6-1の図中に等価反力値を示す。

拘束条件は、伝熱流動解析において伝熱管本数の重みを考慮した平均温度との温度差が0℃の位置を変形の中立点と仮定して軸方向拘束とした。リガメント部の材料定数は、等価なヤング率 E^* 、ポアソン比 ν^* を用いた。

(2) 解析結果

図6-2に解析結果を図示する。図中、破線は変形前の形状を、実線は変形後の形状を示す。同図に示されているように、管板は支点を中心に外側では上方に、内側では下方に変形し、伝熱管最外層位置での変形量は0.154mmであった。この0.154mmという変形量は、上部管板に対する変形量を示しており、下部管板も同一変形量が期待できることから、両管板合計の変形量は0.308mmという結果が得られた。

(3) 解析結果の検討

先に求めた管板の変形量 $\delta = 0.308\text{mm}$ が、どの程度の座屈限界温度差 ΔT_{δ} に相当するかを、下式を用いて算定した。

$$\delta = L \cdot \alpha_0 \cdot \Delta T_{\delta}$$

$$\begin{aligned}\Delta T_{\delta} &= \frac{\delta}{L \cdot \alpha_0} \\ &= \frac{0.308}{4000 \times 19.71 \times 10^{-6}} \\ &= 3.9^{\circ}\text{C}\end{aligned}$$

6.2 伝熱管座屈評価

管板の変形解析より、100MW定格運転中に管板はトータルで0.308mm変形することが明らかとなり、これは伝熱管の座屈限界温度差を3.9℃高めることに相当することが確認された。これより、実験値の29℃に3.9℃をプラスして得られた32.9℃を座屈限界温度差とした。

以上の検討より得られた限界値32.9℃に対して、50MW/基の場合は径方向温度差が28.7℃であり、安全裕度1.14を有していることを確認した。一方、70MW/基の場合は径方向温度差が36.7℃であり、限界温度差を満足できないことを確認した。なお、50MW/基の場合の温度差28.7℃による伝熱管の径方向変位量は、図5-4から0.86mmであると求まるが、これは伝熱管間隔の1/2である2.5mmを十分に下回る変位量であり、伝熱管の相互干渉の問題は生じないと判断する。

7. 結 言

伝熱管座屈評価を行うために、50 MW/基（100 MWt）及び70 MW/基（140 MWt）の2ケースについて伝熱流動解析を実施し、流動状況を確認した。また、大変形弾塑性解析により、平均温度の厳しい50 MWt/基のケースについて、座屈限界荷重を求めた。

これらの解析結果より、以下の結論を得た。

- (1) 伝熱流動解析より、伝熱管管束部に生ずる径方向温度差（圧縮側）は、50 MW/基の場合は $\Delta T = 28.7^{\circ}\text{C}$ 、70 MW/基の場合は $\Delta T = 36.7^{\circ}\text{C}$ であると推定される。
- (2) 昭和55年当時行った解析（50 MW/基）より、従来管束部の径方向温度差は $\Delta T = 22.0^{\circ}\text{C}$ という値が示されていたが、今回の解析値はそれを上回るものであった。これはIHX 1次側の入口部と出口部におけるクロスフローによる影響が計算結果に反映されたことに起因する。
- (3) 昭和55年当時行った伝熱管座屈実験より座屈限界温度差 ΔT は 29.0°C という値が提示されているが、今回の検討では実際的な評価を行うという観点から管板の熱膨張変形による座屈緩和効果についても新たに検討を行った。
- (4) 50 MW/基における管板の変形量は 0.308mm であり、これは座屈限界温度差 ΔT を 3.9°C 高める効果に相当する。従って、座屈限界温度差 ΔT は 29.0°C に 3.9°C をプラスした 32.9°C を限界値と定めた。
- (5) 以上の検討より、50 MW/基の場合は座屈に対して1.14倍（ $32.9/28.7$ ）の裕度を有するものの、70 MW/基の場合は座屈を生じる恐れのあることが判明した。
- (6) 大変形弾塑性解析によれば、伝熱管の座屈限界温度差 ΔT は 22.8°C であり、昭和55年当時行った実験値の $\Delta T = 29^{\circ}\text{C}$ に比べ小さな限界値となったが、これは次の理由によるものと推察する。
 - (i) 実験で用いた伝熱管板厚は、公称寸法よりも大きく、断面2次モーメントが大きい。
 - (ii) 物性値が解析に用いたものと実際のもので異なる。解析に用いた物性値は、降伏応力の補正を行っているが、実際の降伏応力はさらに高い可能性がある。
 - (iii) サポート点は、解析上、ピン支持だが、実際には伝熱管支持金具には、軸方向長さが有るため、回転拘束の作用があり、座屈強度を強めている。

8. 謝 辞

伝熱流動解析を始めるとする一連の解析作業においては、(株)日立製作所日立工場の上野敏雄氏、及び林正明氏に多大なる御助力を頂いた。未筆ながら、ここに深く感謝の意を表わします。

表 4-1 (1) 伝熱流動解析境界条件まとめ表

		境界条件及び、入力データ			
解析モデル	総解析メッシュ	$R = 16$ $\theta = 4$ $Z = 35$			
	実解析メッシュ	解析メッシュ = 804メッシュ			
	計算セクター	0~180° の 1/2 セクター			
流入条件	1次側条件	50 MWt F = 1085.6 (ton/hr) V = 0.5008 (m/s) (出入口窓部)	70 MWt F = 1318.2 (ton/hr) V = 0.6064 (m/s) (出入口窓部)		
	2次側条件	50 MWt F = 1085.6 (ton/hr) G = 1.0637 * 10 ⁻¹ (kg/s 1本)	70 MWt F = 1155.5 (ton/hr) G = 1.1322 * 10 ⁻¹ (kg/s 1本)		
伝熱管条件	伝熱管本数	2835本			
	伝熱管径	内径 13.7 (mm)		外径 15.9 (mm)	
	伝熱計算式	1次側 $Nu_1 = 0.625 * Pe^{0.4}$ (Lubarsky & Kaufmanの式) 2次側 $Nu_2 = 5.0 + 0.025 * Pe^{0.8}$ (Subbotinの式)			
	熱伝導率	50 MWt (420°C, 1次, 2次の平均温度) 17.10 (W/m°C)		70 MWt (405°C, 1次, 2次の平均温度) 16.98 (W/m°C)	
流量率条件	出入口部	$Ax_1 = 0.7548$			
	出入口窓部	$Ax_2 = 0.7841$			
	管束部	最内層 $Ax_3 = 0.8210$ $Az_3 = 0.8210$	中央部 $Ax_4 = 0.5701$ $Az_4 = 0.5701$	最外層 $Ax_5 = 0.8420$ $Az_5 = 0.8420$	

表4-1(2) 伝熱流動解析境界条件まとめ表

		境界条件及び入力データ
低坑条件	管束部クロス部	$P_x = 1.6139$
	伝熱管支持金具部	最内層 $Rz_1 = 0.332$
		管束部 $Rz_2 = 2.761$
		最外層 $Rz_3 = 0.289$
摩擦損失条件	等価直径(m)	最内層 $De_1 = 0.0406$
		管束部 $De_2 = 0.0211$
		最外層 $De_3 = 0.0442$
	計算式	$\lambda_1 = 64 / Re \quad (Re < 1190)$ $\lambda_1 = 0.3164 / Re^{0.25} \quad (Re \geq 1190)$
物性条件	50 MWt 条件	1次側 …… 435*(°C) ナトリウム物性 2次側 …… 405*(°C) ナトリウム物性
	70 MWt 条件	1次側 …… 425*(°C) ナトリウム物性 2次側 …… 385*(°C) ナトリウム物性

* ; 温度は出入口Naの平均温度とした。

表 5-1 大変形弾塑性解析伝熱管材料定数 (SUS304)

温 度 (°C)	ヤ ン グ 率 (kgf/mm ²)	ポ ア ソ ン 比	比 重 量 (ksf/mm ³)
20	1.98 × 10 ⁴	0.264	8.03 × 10 ⁻⁴
50	1.96	0.267	8.02
100	1.94	0.272	8.00
150	1.91	0.276	7.97
200	1.88	0.280	7.95
250	1.84	0.284	7.93
300	1.80	0.288	7.90
350	1.76	0.292	7.88
400	1.72	0.295	7.86
450	1.67	0.299	7.83
500	1.62	0.302	7.81
550	1.57	0.306	7.79
600	1.52	0.309	7.76
650	1.47	0.313	7.74
700	1.41	0.317	7.72
750	1.36	0.321	7.70
800	1.31	0.324	7.67

(出 典 EPICC)

表 5 - 2 SUS 304 の弾塑性応力 - ひずみ関係式 (BDS)

<p>(1) $\sigma \leq \sigma_p$ のとき</p> $\epsilon_e = \frac{\sigma}{E}$ $\epsilon_p = 0$ <p>(2) $\sigma > \sigma_p$ のとき</p> $\epsilon_e = \frac{\sigma}{E}$ $\epsilon_p = \left(\frac{\sigma - \sigma_p}{K} \right)^{\frac{1}{m}} \quad (\text{注 2})$ <p>< 使用単位 > ϵ_e (mm/mm), ϵ_p (mm/mm), σ (kg/mm²)</p> <p>< 適用限界 > 最大ひずみ ($\epsilon_e + \epsilon_p$) max ≤ 0.03 (mm/mm)</p>	
パラメータ	温度 (°C)
	$315 \leq T \leq 650$
E (kg/mm ²)	$315 \leq T < 400 \quad E = 2.040 \times 10^4 - 8.000 T$ $400 \leq T \leq 650 \quad E = 2.126 \times 10^4 - 10.125 T$
σ_p (kg/mm ²)	$\sigma_y - \frac{K (0.002)^m}{1.25}$
σ_y (kg/mm ²)	平均曲線 : $(25.5655 - 5.58937 \times 10^{-2} T + 1.04384 \times 10^{-4} T^2 - 7.42535 \times 10^{-8} T^3) \times 1.25$ (注1) 最小曲線 : 別表 1.4 設計降伏点 S_y による
K (kg/mm ²)	$(44.3068 - 1.78933 \times 10^{-2} T) \times 1.25$ (注1)
m	$0.279395 + 7.749 \times 10^{-5} T$

(注 1) 実機材料の加工硬化を適切に考慮した係数

(注 2) $\sigma - \sigma_p \neq 0$ では、 $H' = d\sigma / d\epsilon_p$ が ∞ となり発散するので $H' \text{ max} = 3310$ (kg/m²) とした折線条件を適用する。

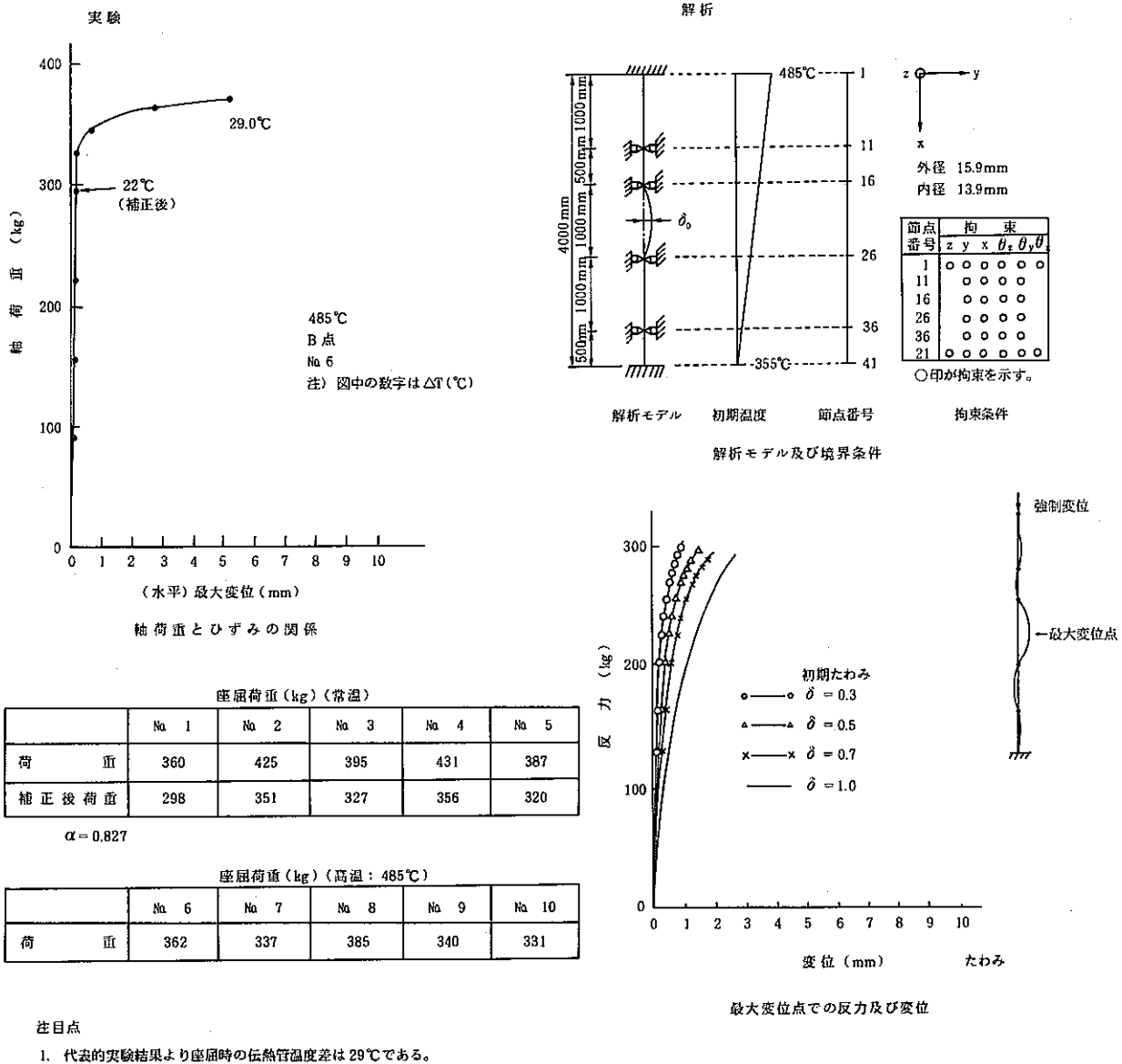


図 3-1 昭和 55 年当時の評価結果の概要

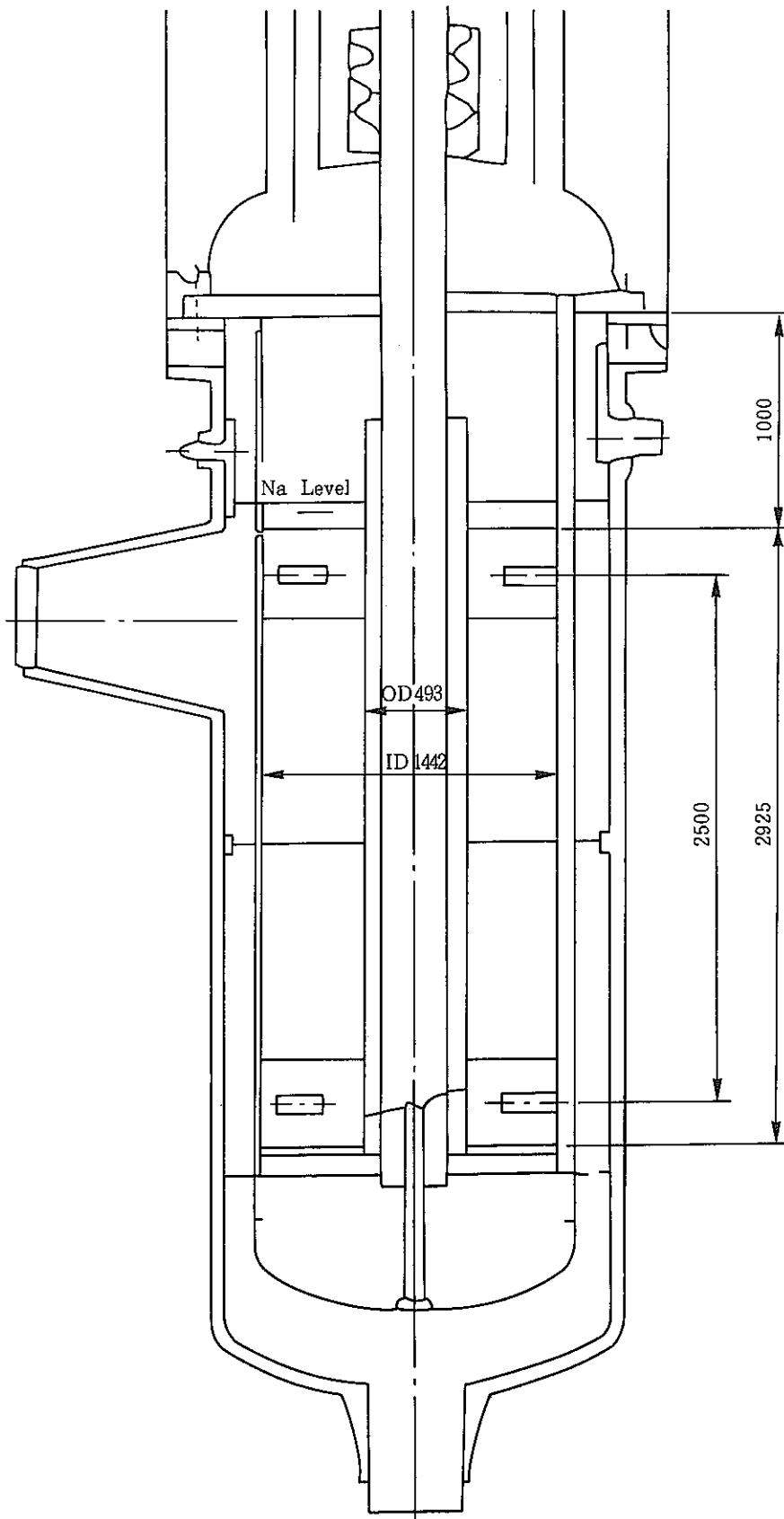


図4-1 「常陽」 IHX(A) の概略図

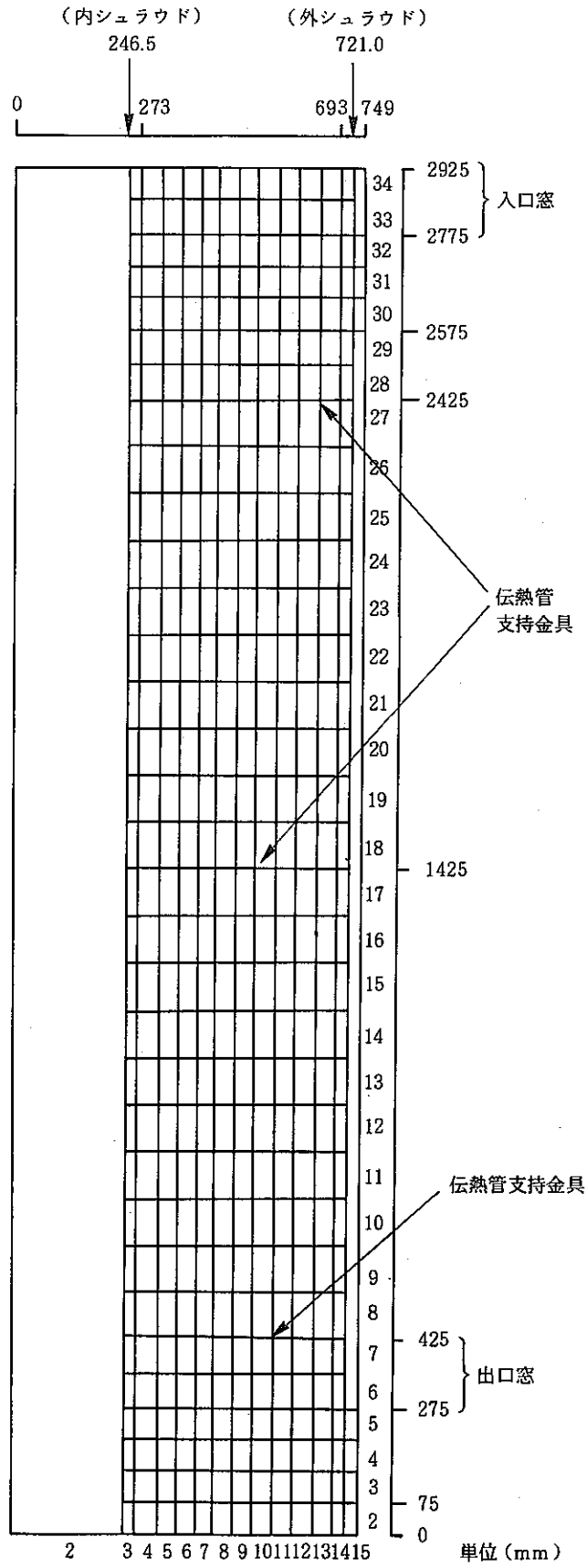


図4-2 伝熱流動解析モデル図

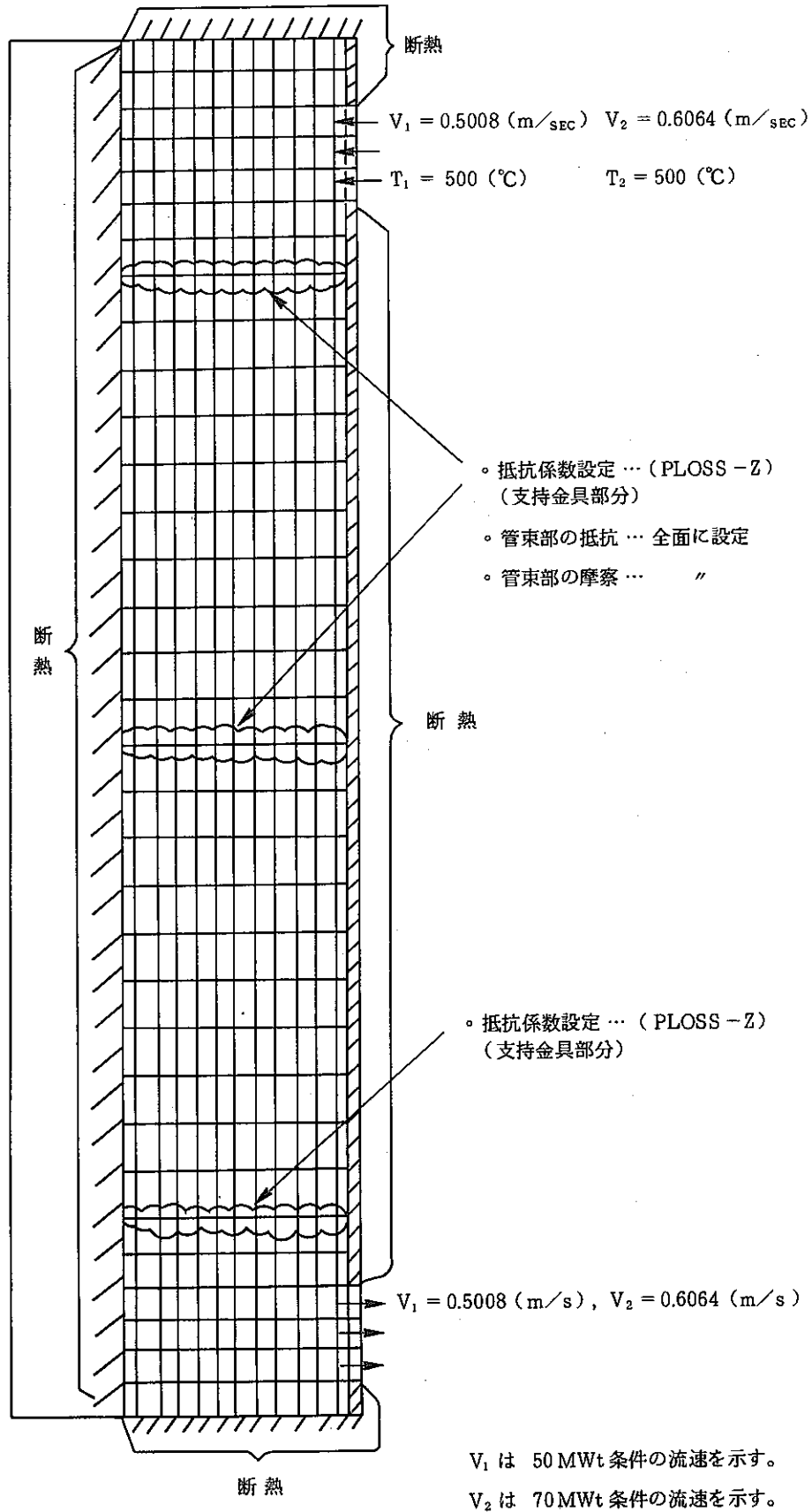


図 4-3 伝熱流動解析境界条件図

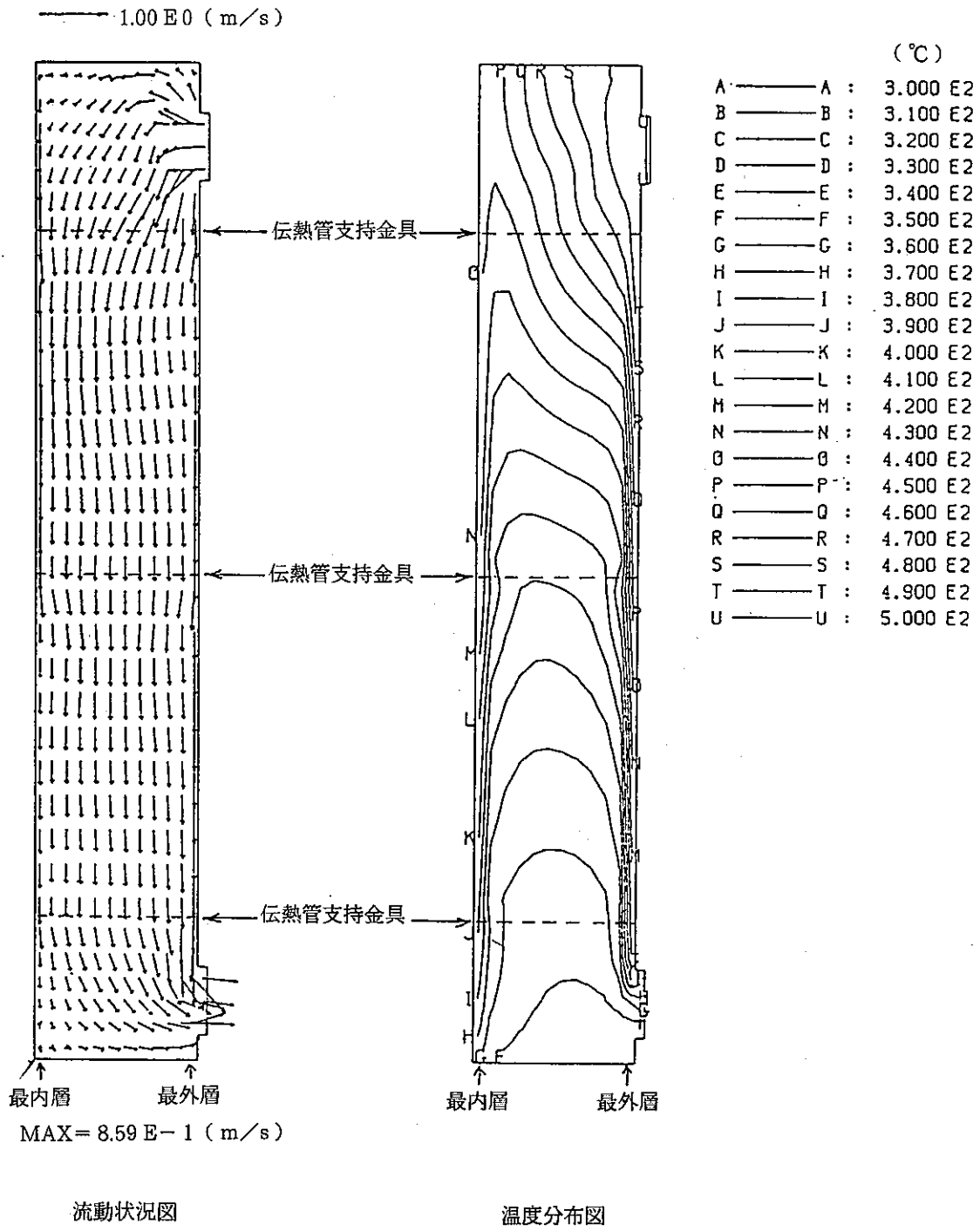
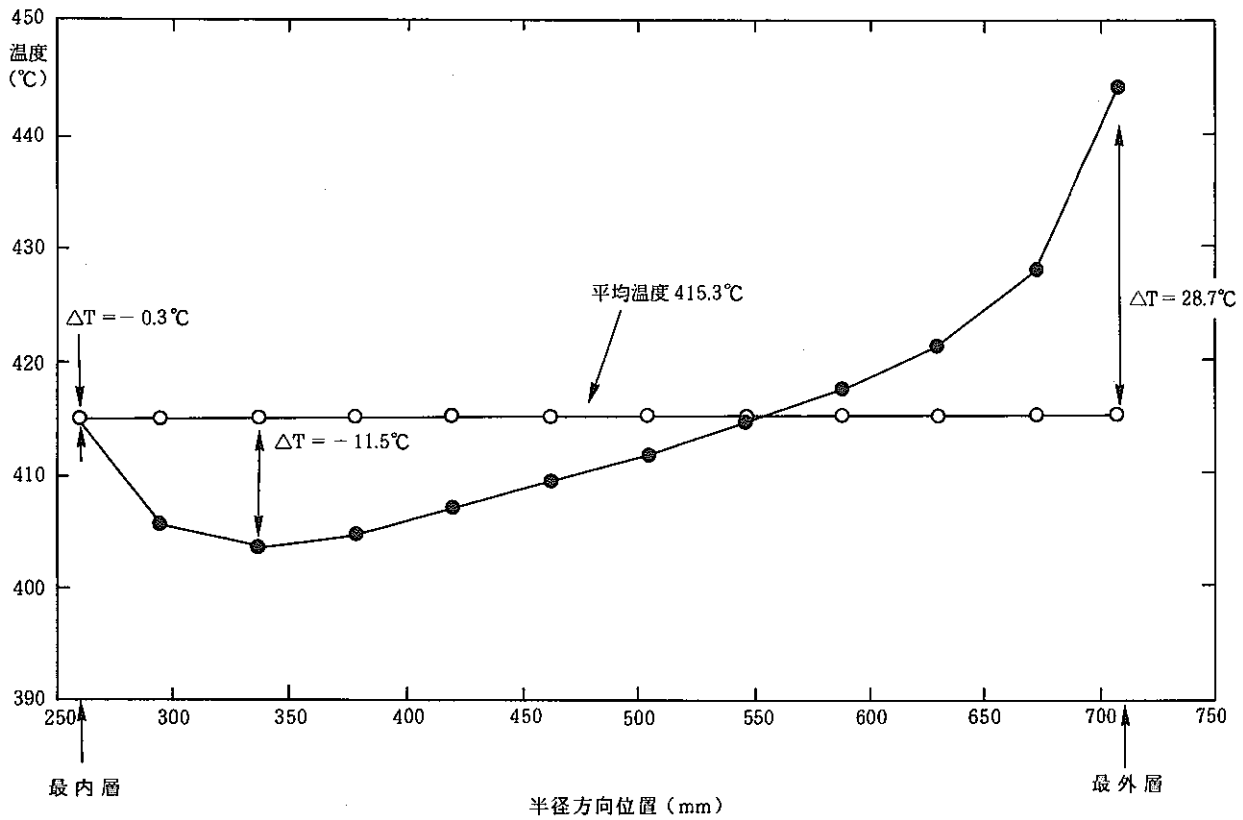
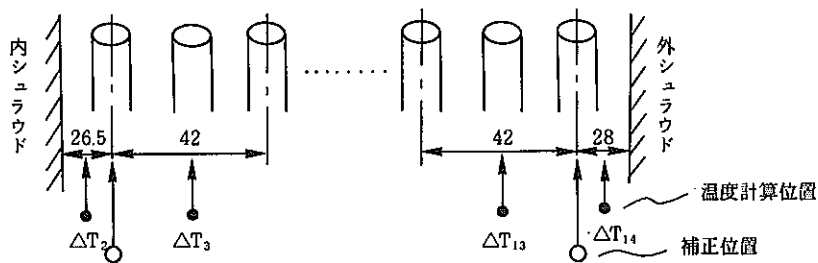


図4-4 50 MWt IHX内の流動状況及び温度分布図



(伝径方向温度分布の補正)



$$\text{補正温度 (最内層)} = (\Delta T_2 - \Delta T_3) / (26.5/2 + 42/2) \times 42/2 + \Delta T_3$$

$$\text{補正温度 (最外層)} = (\Delta T_{14} - \Delta T_{13}) / (28/2 + 42/2) \times 42/2 + \Delta T_{13}$$

図4-5 50 MWt 径方向伝熱管の温度分布 (補正済)

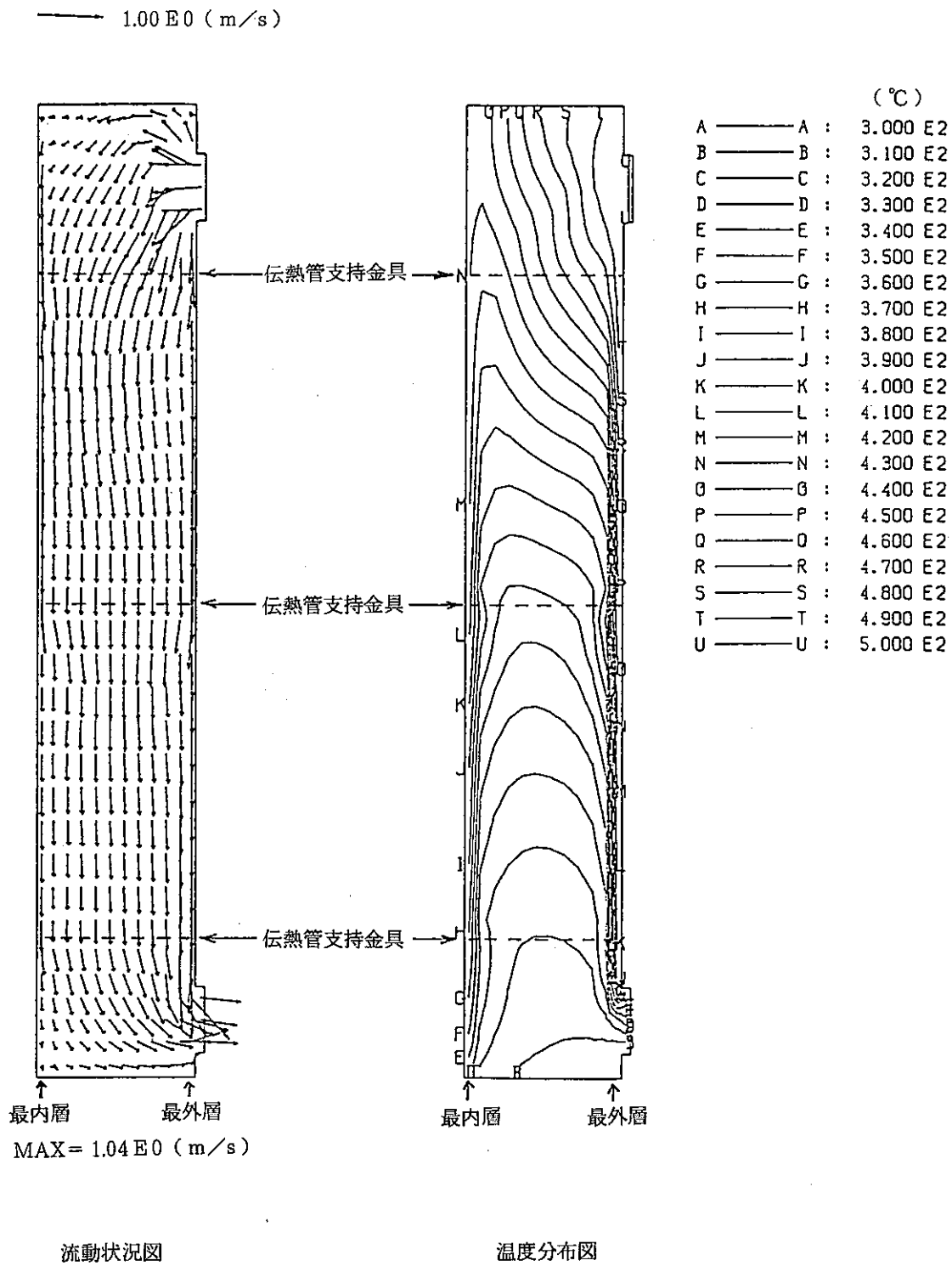


図4-6 70 MWt IHX内の流動状況及び温度分布図

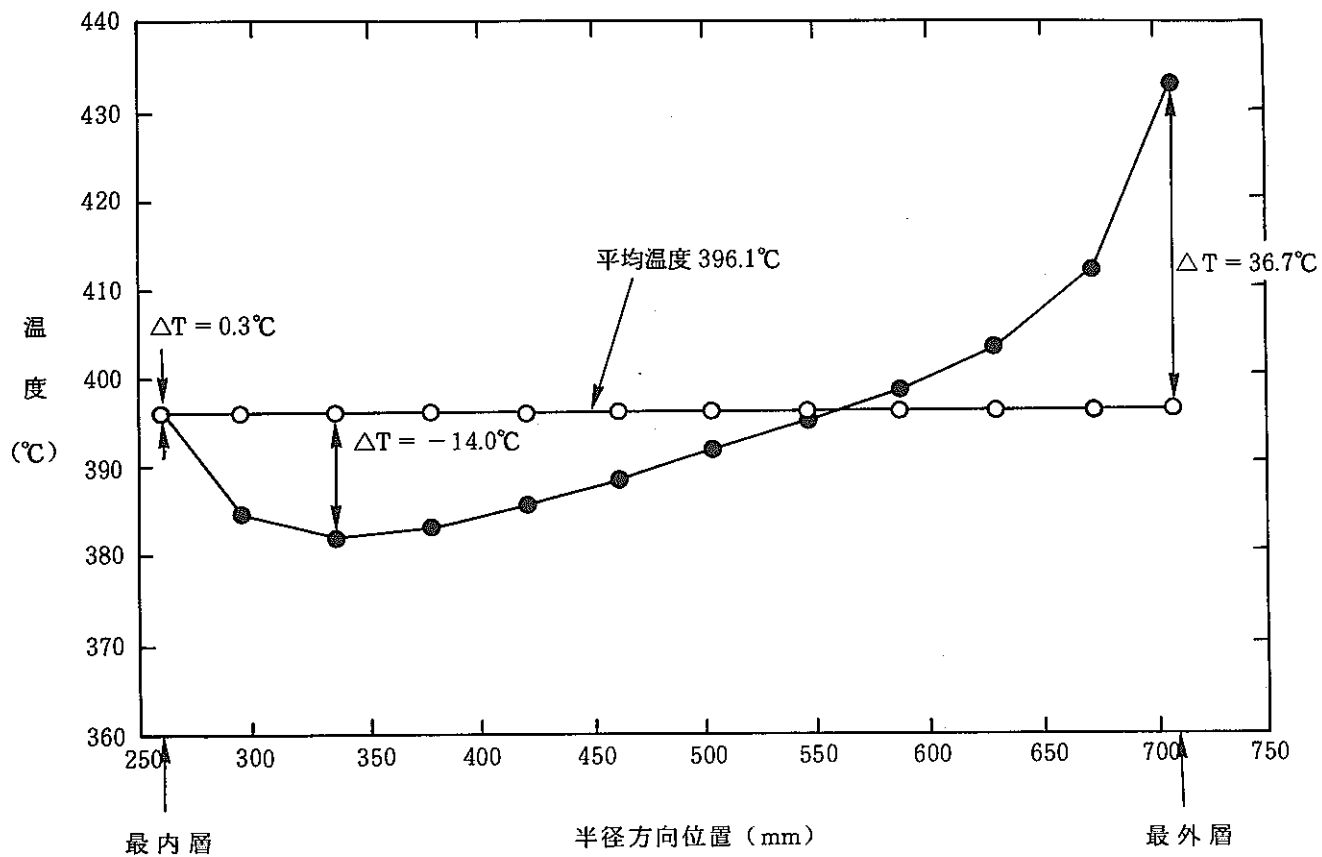
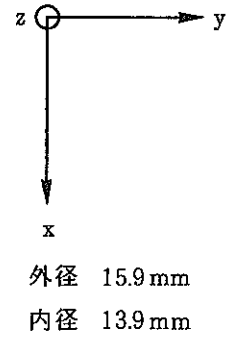
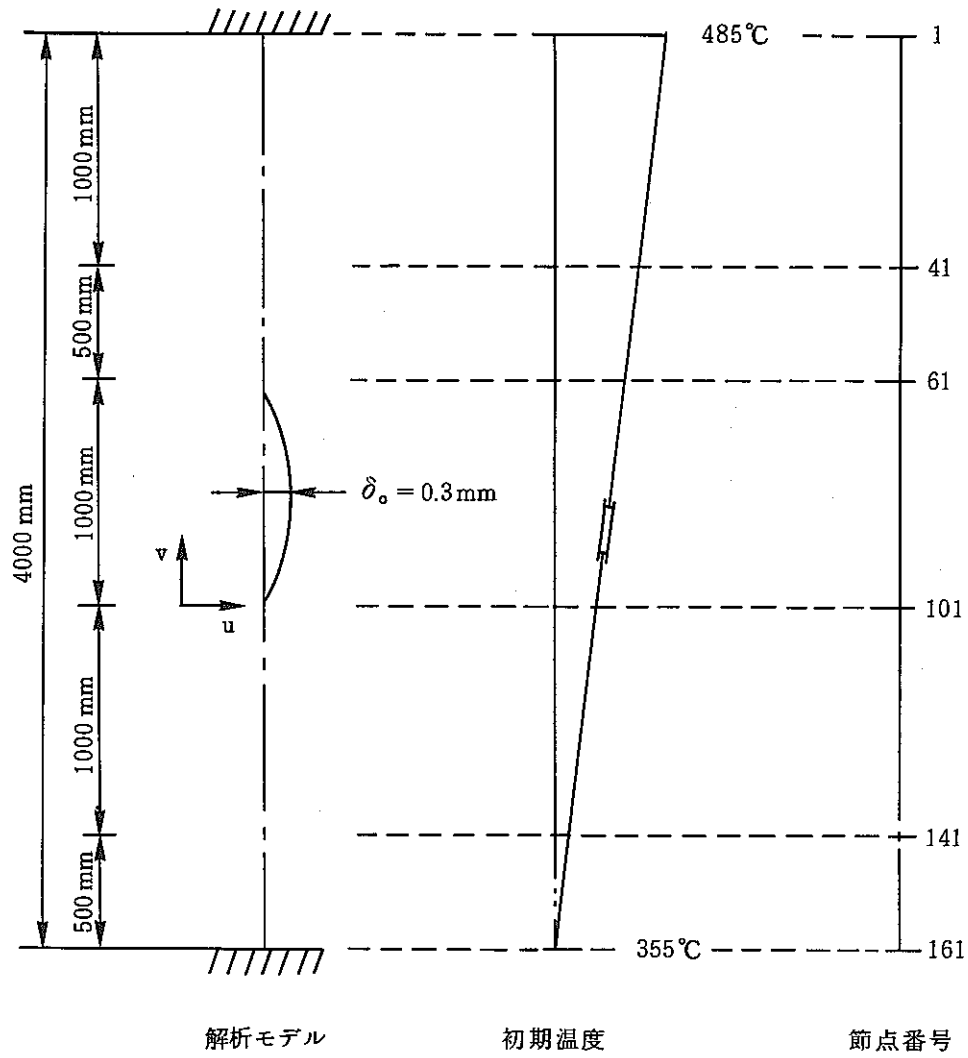


図4-7 70 MWt 径方向伝熱管の温度分布 (補正済)



節点 番号	拘束					
	x	y	z	θ_x	θ_y	θ_z
1	○	○	○	○	○	○
41		○	○	○	○	
61		○	○	○	○	
101		○	○	○	○	
141		○	○	○	○	
161	○	○	○	○	○	○

○印が拘束を示す。

拘束条件

図 5 - 1 大変形弾塑性解析解析モデル形状・寸法図

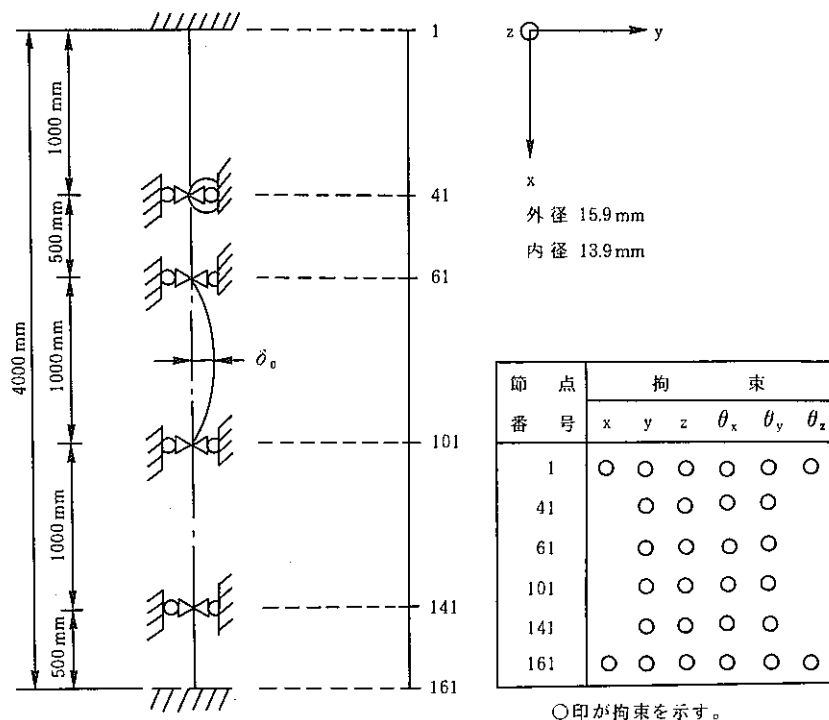


図 5-2 大変形弾塑性解析境界条件図

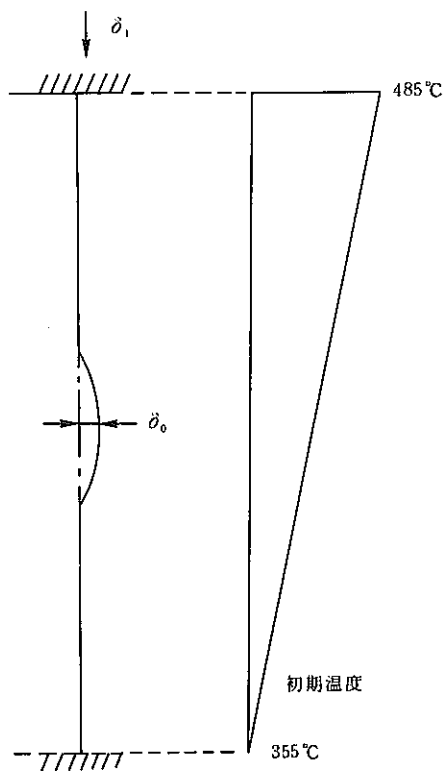


図 5-3 大変形弾塑性解析荷重条件図

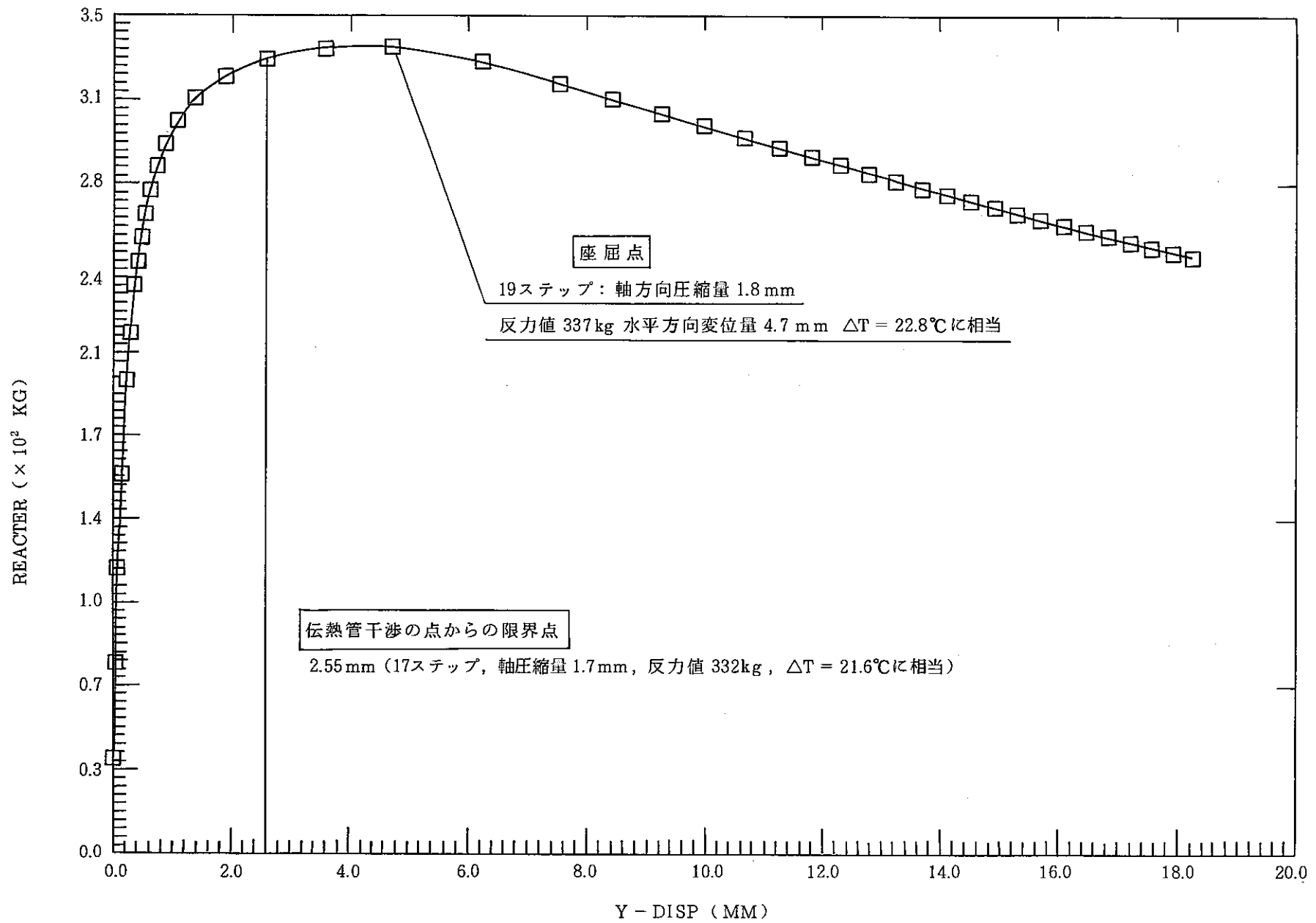


図 5 - 4 伝熱管水平方向変位量と反力値の関係

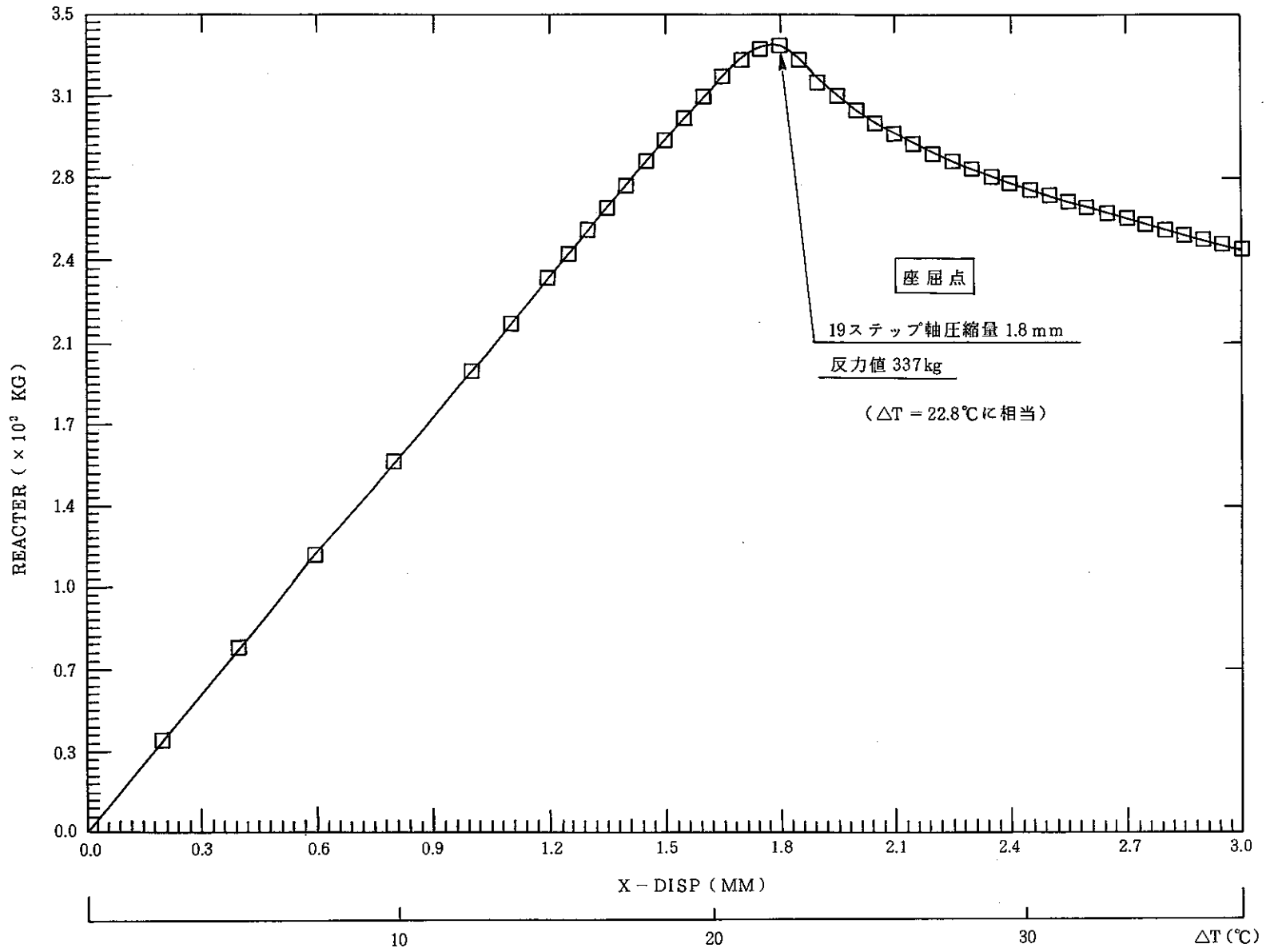
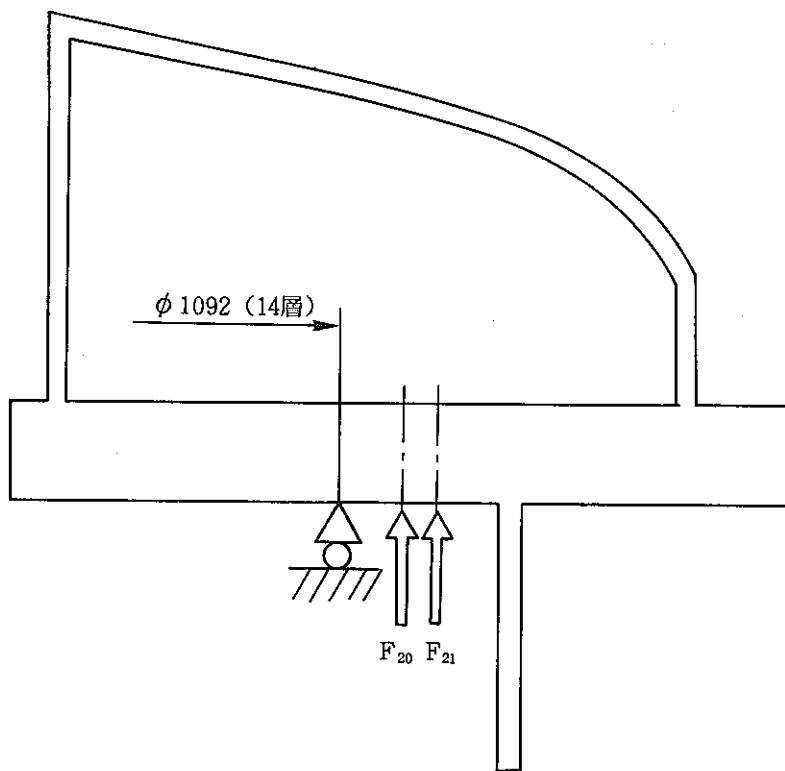


図5-5 軸方向変位量と反力値の関係



i) $F_{21} = 330\text{kg} \times 198 \text{ 本} = 65 \times 10^3 \text{ kg}$

$F_{20} = 330\text{kg} \times 192 \text{ 本} \times \frac{12.7^\circ\text{C}}{28.7^\circ\text{C}} = 28 \times 10^3 \text{ kg}$

图 6 - 1 伝熱管管板変形解析解析条件

1

SA-EVA-041 JOYO IHX U-TUBESHEET STRESS < DISPLACEMENT >

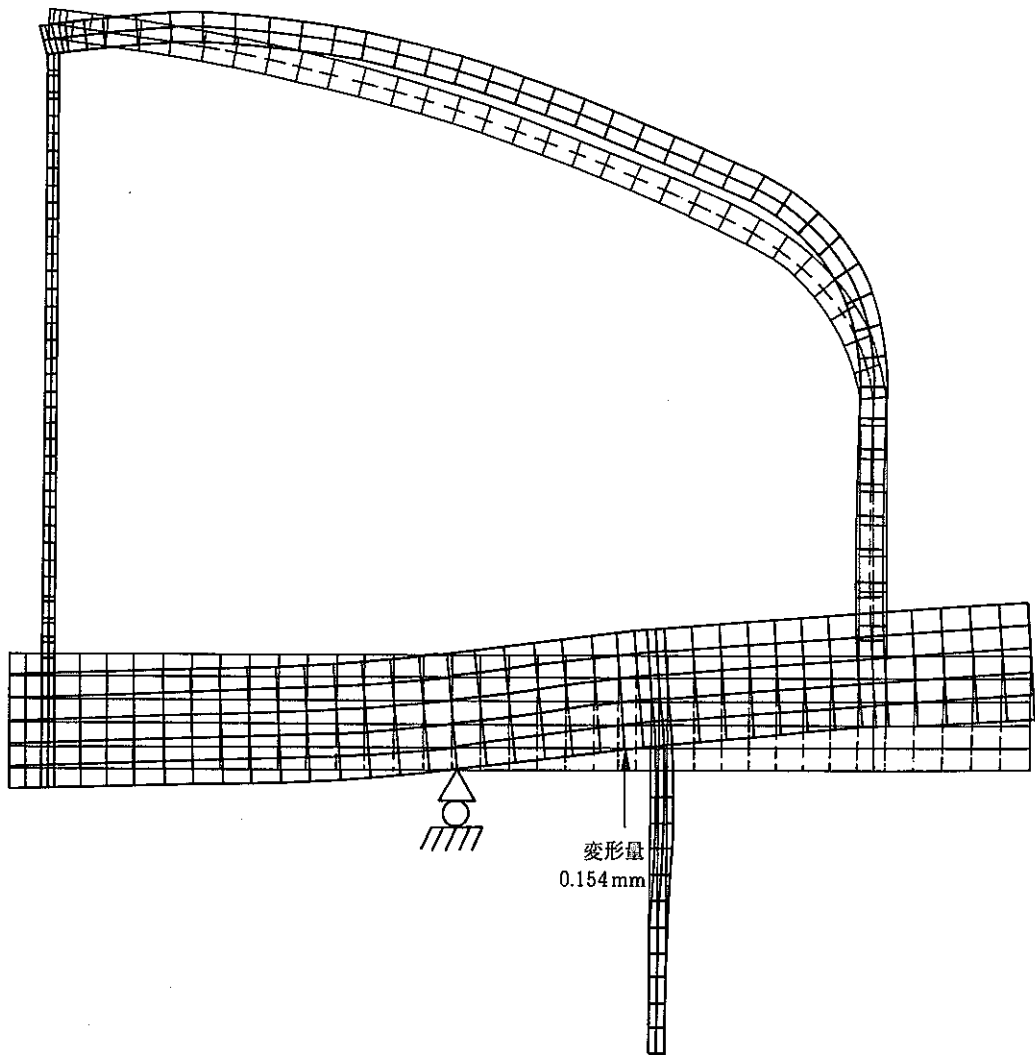


図 6 - 2 伝熱管管板変形解析解析結果 (変形図)