

高信頼性 2 重管型蒸気発生器の開発
—高質量流速域における伝熱流動試験—
(研究報告書)



2001年1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)

2001

100

(XO)

高信頼性2重管型蒸気発生器の開発

—高質量流速域における伝熱流動試験—

(研究報告書)

木曾原 直之^{*1}仲井 悟^{*2}佐藤 博之^{*3}谷田部 敏男^{*2}

要旨

2重管蒸気発生器(SG)小型モデルは2次系削除プラントを成立させるために、伝熱特性、流動不安定発生特性、DNB(Departure from Nucleate Boiling)温度振動およびリーク検出性能等を評価することを目的としている。本報告書では伝熱管水側にプラグを施すことにより、高質量流速条件(約400~900kg/m²sec)で実施した試験結果の伝熱特性および流動不安定特性を評価したものである。

[伝熱特性試験評価]

ナトリウム側、水・蒸気側各領域の伝熱相関式およびDNBクオリティ相関式の評価を行い、その結果を以下に示す。なお、定格条件においては、プラグ施工による伝熱管熱膨張差に起因する座屈の可能性およびナトリウム側の不均一な温度分布は生じなかった。

1. ナトリウム側熱伝達率はプラグ前後で大きな変化は生じず、Graber-Riegerの式が最も実験値に近い。
2. DNBクオリティは高質量流速域においても低質量流速域と同じ傾向であり、Kon'kovの式が最も実験値に近く、±約20%で一致した。
3. 水単相域の伝熱相関式は、高質量流速域においてDittus-Boelterの式と±約20%で一致するが、低質量流速域では実験値より大きい値を示す。
4. 核沸騰域の試験データは、高質量流速域においても低質量流速域と同様に大きくばらついており、伝熱相関式の導出は困難である。Jens-LottesまたはThomの式が他の相関式に比べ比較的近いオーダーを示す。
5. 膜沸騰域については試験データは多少ばらついているが、既存の相関式の中では修正Tongの式が比較的実験値に近い。
6. 過熱域の伝熱相関式は、高質量流速域ではBishopの式が約±20%で一致するが、低質量流速域では実験値より大きい値を示す。
7. 通常運転時において各伝熱管の出口蒸気温度差は、高質量流速域においても低質量流速域と同様に許容される熱膨張差から算出した制限値より小さく、伝熱管の温度差による伝熱管および管-管板接続部における健全性は確保される見通しである。

[流動不安定発生特性試験評価]

2重管SG小型モデルの低質量流速試験から既に、①ナトリウム出入口温度差、②蒸気乾き度、③オリフィス係数および④蒸気圧力等に着目した種々の安定限界判別式が導出されているが、これらは今回の高質量流速域においてもほぼ適用できることを確認した。

*1 システム技術開発部 FBRシステムGr (元 ナトリウム・安全工学試験部 原子炉工学Gr)

*2 要素技術開発部 施設保全Gr (元 ナトリウム・安全工学試験部 原子炉工学Gr)

*3 FBRサイクル開発推進部 炉システムGr (元 基盤技術開発部 热流体技術開発室)

January, 2001

Development of a Double-Wall-Tube Steam Generator

— Evaluation of Thermal Hydraulic Tests on High Mass Flow Rate Condition —

Naoyuki KISOHARA *1 Satoru NAKAI*2
Hiroyuki SATO*3 Toshio YATABE*2

Abstract

The objectives of the 1MW test model of Double-Wall-Tube Steam Generator(DWT-SG) are to evaluate the thermal hydraulic performance and structural integrity such as heat transfer property, hydrodynamic instability property, DNB temperature fluctuation and capacity of leak detection for the elimination of the secondary sodium loop of FBR Plant.

This report describes the heat transfer and hydrodynamic instability characteristic of DWT-SG on high water mass velocity(approximately 400~900 kg/m²sec) condition by tube plugging. Main results are followings :

[Heat Transfer Characteristic]

Evaluation of the tests clarified the sodium and water/steam side heat transfer coefficient and DNB quality correlations. Under normal output condition, the tube plugging induced no buckling of the tubes caused by temperature difference and no disproportionate sodium temperature distribution.

- (1) Sodium side heat transfer coefficient remains almost unchanged after tube plugging. Graber-Rieger's equation is better to be applied to this region than the other equations.
- (2) DNB quality of high mass velocity is also same as that of low mass velocity, Kon'kov's equation used for Phenix SG can predict experimental results in 20% errors.
- (3) As for pre-heat region, Dittus-Boelter's equation can predict experimental results in 20% errors in high mass velocity. But the heat transfer coefficient of this equation is larger than the experimental data in low mass velocity.
- (4) The experimental heat transfer coefficient of nucleate boiling region has a wide range, therefore it is very difficult to derive an experimental equation. Jens-Lottes' and Thom's equations are in the order of experimental results.
- (5) The range of the experimental heat transfer coefficient of film boiling region is a little wide, Mod.Tong's equation is better to be applied to this region than the other equations.
- (6) As for super-heat region, Bishop's equation can predict experimental results in 20% errors in high mass velocity, however, the heat transfer coefficient of this equation is also larger than the experimental data in low mass velocity.
- (7) At the normal operating condition, the temperature difference among the tubes are below the limited level in both high and low mass velocity. The temperature difference will not affect largely the integrity of the tubes and the joint of the tube and tube-sheet.

[Flow Instability Characteristic]

The instability test of DWT-SG under low mass velocity has already revealed several equations showing the threshold of the instability by using parameters such as sodium inlet and outlet temperature, the degree of dryness of steam, orifice coefficient and steam pressure. These equations were applied to the high mass velocity condition.

* 1 Plant Safety Engineering Section, Sodium and Safety Engineering Division, O-arai Engineering Center
 * 2 Reactor Engineering Section, Sodium and Safety Engineering Division, O-arai Engineering Center
 * 3 Reactor System Evaluation Group, FBR Cycle System Development Office, Head Office

第1章 緒言	1
第2章 伝熱特性試験の目的、条件および結果	2
2.1 試験目的	2
2.2 試験条件	2
2.3 試験結果	3
第3章 伝熱特性試験評価	13
3.1 解析方法	13
3.2 空間温度分布特性	17
3.3 DNB クオリティ	23
3.4 ナトリウム側熱伝達率	36
3.5 予熱域熱伝達率	42
3.6 核沸騰熱伝達率	47
3.7 膜沸騰熱伝達率	52
3.8 過熱域熱伝達率	58
第4章 流動安定性試験評価	63
4.1 試験目的	63
4.2 試験条件および試験方法	63
4.3 試験結果	63
4.4 安定限界評価	64
4.5 まとめ	66
第5章 結言	75
謝辞	76
参考文献	77
付録-1 非線形多変数最小2乗法による実験式作成	78
付録-2 核沸騰域熱伝達率計算に関するNa側熱伝達率	79
付録-3 過熱域における試験データの選定	80

[図リスト]

Fig. 2.1-1	1MW Test Model of Double-Wall-Tube Steam Generator	9
Fig. 2.1-2	Plugged Tube of 1MW Test Model of DWT-SG	10
Fig. 2.1-3	Temperature Measuring Point of 1MW DWT-SG	11
Fig. 3.2-1	The Location of Tubes in 1MW Test Model of Double-Wall-Tube Steam Generator	18
Fig. 3.2-2	Steam Outlet Temperature of Each Tubes	19
Fig. 3.2-3	The Relation between Water Flow Rate and Steam Temperature Difference	20
Fig. 3.2-4	The Relation between Sodium/Water Flow Ratio and Steam Temperature Difference	20
Fig. 3.2-5	The Relation between Degree of Superheat and Steam Temperature Difference	21
Fig. 3.2-6	Sodium Temperature Difference (PBOILC2)	22
Fig. 3.2-7	Sodium Temperature Difference (PBOIL07)	22
Fig. 3.3-1	The Relation between Water Mass Velocity and DNB Quality	26
Fig. 3.3-2	The Relation between Water Pressure and DNB Quality	27
Fig. 3.3-3	The Relation between the Degree of Subcooled Inlet Water and DNB Quality	28
Fig. 3.3-4	The Error of DNB Quality Correlation	29
Fig. 3.3-5	The Dependence of the Error on Mass Velocity (DNB Quality)	33
Fig. 3.3-6	The Error of the Obtained DNB Correlation	34
Fig. 3.3-7	The Comparison of the Error of Experimental Equation and Kon'kov's Equation	35
Fig. 3.4-1	The relation between Sodium Flow Rate and Nusselt Number	39
Fig. 3.4-2	The Relation between Nusselt Number and Peclet Number on Sodium Side	40
Fig. 3.4-3	Graber-Rieger's Equation and Its Modification	40
Fig. 3.4-4	The Error of the Experimental Equation of Nusselt Number	41
Fig. 3.5-1	The Comparison of Dittus-Boelter's Equation and Experimental Data (Pre-heat Region)	44
Fig. 3.5-2	The Comparison of Experimental Equation and Experimental Data (Pre-heat Region)	44
Fig. 3.5-3	The Error of Experimental Equation (Pre-heat Region)	45
Fig. 3.5-4	The Error of the Modification of Dittus-Boelter's Equation (Pre-heat Region)	46
Fig. 3.6-1	The Relation between Heat Transfer Coefficient and Average Heat Flux (Nucleate Boiling Region)	49
Fig. 3.6-2	The Comparison of Dengler-Addoms' Equation and Experimental Data (Nucleate Boiling Region)	49
Fig. 3.6-3	The Comparison of Schrock-Grossman's Equation and Experimental Data (Nucleate Boiling Region)	50

Fig. 3.6-4	The Relation between Average Reynolds Number and Thermal Resistance (Nucleate Boiling Region)	50
Fig. 3.6-5	The Relation between DNB Quality and Local Heat Transfer Coefficient (DNB Point in Nucleate Boiling Region).	51
Fig. 3.6-6	The Relation between Heat Flux and Local Heat Transfer Coefficient (DNB Point in Nucleate Boiling Region)	51
Fig. 3.7-1	The Comparison of Experimental Data and Mod.Tong's Equation (Film Boiling Region)	55
Fig. 3.7-2	The Comparison of Experimental Data and Dougall-Rohsenow's Equation (Film Boiling Region)	55
Fig. 3.7-3	The Comparison of Experimental Data and Bishop's Equation (Film Boiling Region)	56
Fig. 3.7-4	The Comparison of Experimental Data and Experimental Equation (Film Boiling Region)	56
Fig. 3.7-5	The Comparison of Experimental Data and Mod.Tong's Equation (DNB Point in Film Boiling Region)	57
Fig. 3.8-1	The Comparison of Experimental Data and Dittus-Boelter's Equation (Super-heated Region)	60
Fig. 3.8-2	The Comparison of Experimental Data and Bishop's Equation (Super-heated Region)	60
Fig. 3.8-3	The Comparison of Experimental Data and Experimental Equation (Super-heated Region)	61
Fig. 3.8-4	The Comparison of Experimental Data and Experimental Equation (Super-heated Region)	62
Fig. 4.2-1	The Layout of Pitot-tube of 1MW DWT-SG	69
Fig. 4.3-1	Transition from Stable to Unstable	70
Fig. 4.3-2	Pitot-tube Flow Rate (PSAA223)	71
Fig. 4.4-1	The Relation between Sodium Temperature Difference and Flow Ratio at the Threshold of the Instability	72
Fig. 4.4-2	The Relation between the Degree of Inlet Subcooled Water and Instability Constant "C"	72
Fig. 4.4-3	The Relation between Flow Ratio and $\Delta T_{\text{sub}} / \Delta T_{\text{Na}}$ at the Threshold of the Instability	73
Fig. 4.4-4	The Relation between Degree of Steam Dryness and Steam Pressure	73
Fig. 4.4-5	The Accuracy of Experimental Equation of Instability	74
Fig. 4.4-6	The Relation of Degree of Inlet Subcooled Water and (Load / Inlet Water) Flow Rate at the Threshold of the Instability	74
Fig. Appendix-3	Temperature Profile	82

[表リスト]

Table 2.1-1	Main Specification of 1MW Double-Wall-Tube Steam Generator	4
Table 2.2-1	Water Flow Test Condition	5
Table 2.2-2	Two Phase Flow Test Condition	5
Table 2.2-3	Boiling & Super Heated Test Condition	5
Table 2.3-1	Water Flow Test Results (After Plugging)	6
Table 2.3-2	Two Phase Flow Tests (After Plugging)	7
Table 2.3-3	Boiling & Super Heated Test (After Plugging)	8
Table 3.3-1	DNB Quality Correlation	25
Table 3.4-1	Sodium Side Heat Convection Correlation	38
Table 3.5-1	Pre-heat Region Heat Convection Correlation	43
Table 3.6-1	Nucleate Boiling Region Heat Convection Correlation	48
Table 3.7-1	Film Boiling Region Heat Convection Correlation	54
Table 3.8-1	Super-heated Region Heat Convection Correlation	59
Table 4.2-1	The Condition of Instability Tests (After Plugging)	67
Table 4.3-1	The Result of Instability Test (After Plugging)	67
Table 4.4-1	Application Coverage of Instability Correlation	68
Table Appendix-3	The Results of Thermal-hydraulic Test and DNB Test (After Plugging)	82

1 緒言

2次系削除プラントに設置可能な2重管蒸気発生器（以後2重管SGとする）の開発のために1MW交換熱量の2重管SG小型モデル試験を行った。この試験は、2重管SGの基本性能である伝熱特性、流動安定性、DNB（Departure from Nucleate Boiling）点温度振動およびリーク検出性能等を評価することを目的とし、当初、通水伝熱管10本管（プラグ前）において上記の各種試験を実施した。その後、より実機条件に近い水側質量流速での試験を行うため4本の伝熱管をプラグし、（プラグ後）試験を行った。

伝熱特性については低質量流速条件で、水単相試験、2相流試験、過熱・沸騰試験を実施し、ナトリウム側と水側各領域（予熱域、沸騰域、過熱域）の伝熱相關式およびDNB クオリティ相關式の評価を行った〔文献1〕。また、流動安定性については、ナトリウム出入口温度差、出口蒸気乾き度、蒸気圧力、オリフィス係数等の安定性に影響のあるパラメータに着目し、安定限界を予測する相關式を作成した〔文献2〕。

本報告書では、伝熱管プラグ後の高質量流速条件で実施した試験により、伝熱特性と流動安定性に関してプラグ前試験結果から得られている知見に基づき評価を行った。2章、3章は伝熱特性試験について、また4章は流動安定性試験について記載した。

2 伝熱特性試験の目的、条件および結果

2.1 試験目的

伝熱管プラグ後の高質量流速条件で単相試験、2相流試験および沸騰／過熱試験を行い、次の特性を把握する。

- (1) 空間分布特性（伝熱管相互の温度分布）
- (2) DNBクオリティ
- (3) ナトリウム側熱伝達率
- (4) 水側各領域（予熱域、核沸騰域、膜沸騰域、過熱域）熱伝達率

熱伝達率の評価においては、既存の各種熱伝達相關式の中から最適なものを選定し、必要に応じて実験式を作成する。

2重管SG小型モデルの主要仕様をTable 2.1-1に、2重管SG小型モデル試験装置、プラグ管の伝熱管配列および伝熱管軸方向温度計測位置をそれぞれFig. 2.1-1、Fig. 2.1-2およびFig. 2.1-3に示す。

2.2 試験条件

(1) 水単相試験

SG内水単相流の状態にてナトリウムと水の熱交換を行い、軸方向ナトリウム温度分布、水出入口温度、流量を測定し水単相の熱伝達率の評価を行う。試験条件をTable 2.2-1に示す。

(2) 2相流試験

SG出口水側条件を2相条件とし、2相流における軸方向ナトリウム温度分布、水出入口温度流量を測定し、2相状態におけるSG伝熱性能を評価する。試験条件をTable 2.2-2に示す。

(3) 過熱・沸騰試験

SG出口水側条件を過熱蒸気条件とし、2相流および蒸気単相における水側熱伝達率の評価を行う。試験条件をTable 2.2-3に示す。本試験では同時にDNBクオリティの評価も行う。

2.3 試験結果

Table 2.3-1～Table 2.3-3に伝熱管プラグ後の水単相試験、2相流試験、過熱・沸騰試験の一覧表を示す。これらは1MW蒸気発生試験施設のデータ収録システムにより採集されたデータに、熱電対校正試験試験等による温度、流量補正を行った後、平均処理により得られたものである。ナトリウムについては以下に示す方法で求めている。

- (1) 水側流量計については実流量校正試験を行っているためその指示値を真値とする。
- (2) ナトリウム流量はナトリウム側と水側の交換熱量が等しいとし水側交換熱量からナトリウム流量を算出した。

即ち

$$Q_w = F_w \times (H_{wi} - H_{wo})$$

$$F_n = Q_w / (H_{no} - H_{ni})$$

ここで

Q_n : ナトリウム側交換熱量 (Kcal/h)

F_n : 全ナトリウム流量 (kg/h)

F_w : 給水流量校正值 (kg/h)

H_{ni} : 入口ナトリウムエンタルピ (Kcal/kg)

H_{no} : 出口ナトリウムエンタルピ (Kcal/kg)

H_{wi} : 入口給水エンタルピ (Kcal/kg)

H_{wo} : 水側出口エンタルピ (Kcal/kg)

Table2.1-1 Main Specification of 1MW Double-Wall-Tube Steam Generator

Item		Specification
Type		Once-Through Type Double-Wall-Tube Steam Generator
Size	Hight Outer Diameter of SG	Approximately 22m Approximately 350mm
Materials	Heat Transfer Tube Tubesheet Bellows Outer Barrel	Mod.9Cr-1Mo Mod.9Cr-1Mo SUS316 2-1/4Cr 1Mo
Heat Exchange	Nominal Maximum	1MWt 1.2MWt
Heat Transfer Tube	Type Outer Diameter Outer Tube Thickness Inner Tube Thickness	Mecanically Bonded Type 19.0mm 1.9mm 1.5mm
The Number of Tubes	Water/Steam Tubes Tubes for Leak Detection Test Depth of Grooves	6 (After Plugging) 2 1
Grooves of DWT	The Number of Grooves Depth of Grooves	4 0.2mm (maximum)
The Length of Heat Transfer Reigion		18m

Table2.2-1 Water Flow Test Condition

Sodium Inlet Temperature (°C)	320				
Sodium Flow Rate (ton/hour)	20	16	12	8	6
Water Inlet Temperature (°C)	240	200			
Water Pressure (kg/cm ² G)	132				
Water Flow Rate (ton/hour)	2	1.6			

Table2.2-2 Two Phase Flow Test Condition

Sodium Inlet Temperature (°C)	450		
Sodium Flow Rate (ton/hour)	12	10	8
Water Inlet Temperature (°C)	240		
Steam Pressure (kg/cm ² G)	150	132	100
Water Flow Rate (ton/hour)	2	1.6	

Table2.2-3 Boiling & Super Heated Test Condition

Sodium Inlet Temperature (°C)	500	470	450		
Sodium Flow Rate (ton/hour)	21	19	17	10	
Water Inlet Temperature (°C)	240				
Steam Pressure (kg/cm ² G)	150	130			
Water Flow Rate (ton/hour)	2	1.8	1.6	1.3	0.9

Table 2.3-1 Water Flow Test Results (After Plugging)

Test Number	Sodium Side			Water Side			
	Flow Rate (t/h)	Inlet Temperature (°C)	Outlet Temperature (°C)	Flow Rate (t/h)	Inlet Temperature (°C)	Outlet Temperature (°C)	Water Pressure (kg/cm²G)
PSNGL1	19.61	315.3	278.7	1.664	199.7	315.1	132.9
PSNGL5	15.86	315.2	270.2	1.662	199.3	312.9	132.0
PSNGL9	11.91	314.6	256.0	1.662	199.0	310.8	131.7
PSNGL17R	7.79	313.8	257.2	1.626	238.2	308.0	132.1
PSNGL18	5.90	311.3	244.5	1.616	237.5	301.3	132.4
PSNGL21	20.00	315.4	271.2	2.082	199.7	312.2	132.4
PSNGL22	16.12	314.7	261.1	2.079	199.9	311.8	132.4
PSNGL23	12.21	314.1	245.5	2.080	199.5	307.5	131.7
PSNGL24	8.28	311.4	220.2	2.081	199.1	298.4	131.9
PSNGL25	6.44	306.4	205.2	2.082	199.0	286.2	131.3

Table 2.3-2 Two Phase Flow Tests (After Plugging)

Test Number	Date	Sodium Flow Rate ton/hour	Sodium Inlet Temperature °C	Sodium Outlet Temperature °C	Water Inlet Flow Rate ton/hour	Water Temperature °C	Steam Outlet Temperature °C	Water(Outlet) Pressure kg/cm²G	Steam(Outret) Pressure kg/cm²G
PWDBL1	95.3.6	10.13	444.82	282.84	1.621	238.90	344.52	151.30	150.05
PWDBL2	95.3.2	8.18	444.89	268.67	1.621	238.92	344.62	151.63	150.28
PWDBL3	95.3.2	10.13	445.23	280.63	1.619	239.16	334.68	133.69	132.38
PWDBL4	95.3.2	8.18	444.79	267.03	1.619	239.30	334.00	133.64	132.34
PWDBL5	95.3.3	10.16	444.04	271.55	1.616	239.12	313.81	102.09	100.25
PWDBL6	95.3.2	8.19	445.02	261.43	1.618	239.01	314.32	102.07	100.53
PWDBL19	95.3.9	12.63	444.82	288.49	2.022	238.87	344.62	152.31	150.33
PWDBL20	95.3.6	7.67	444.48	255.86	2.022	238.85	344.55	152.09	150.41
PWDBL21 R	85.3.8	12.65	445.22	286.35	2.019	238.73	334.58	134.17	132.37
PWDBL22	95.3.7	7.67	444.60	254.76	2.020	239.08	334.51	133.96	132.17
PWDBL23	95.3.8	12.67	444.56	280.00	2.018	238.82	318.68	108.80	106.55
PWDBL24	95.3.7	7.67	444.37	251.86	2.017	238.78	314.12	102.30	100.32

Table 2.3-3 Boiling & Super Heated Test (After Plugging)

Test Number	Date	Sodium Side			Water/Steam Side								
		Flow Rate (t/h)	Inlet Temp. (°C)	Outlet Temp. (°C)	Flow Rate (t/h)	Inlet Temp. (°C)	Outlet Temp. (°C)	Steam Pre. (kg/cm²G)	Heat Flux kcal/m²h°C	DNB	Mass Flow Rate kg/m²s	Saturated Temp. °C	Subcooled Deg. °C
PBOILC5A	95.11.30	12.33	441.7	323.0	0.942	238.8	398.5	131.5	3.4826E+05	0.694	427.93	330.84	92.0
PBOILC2	95.11.30	16.72	442.9	327.7	1.280	239.0	383.2	131.9	4.3163E+05	0.564	581.48	331.02	92.0
PBOILB8	95.12.1	21.07	441.2	330.8	1.598	239.3	369.1	132.4	3.5502E+05	0.597	725.94	331.31	92.0
PBOIL73	95.12.1	20.47	472.6	342.1	1.621	238.7	432.7	132.8	4.8953E+05	0.562	736.39	331.54	92.8
PBOIL70	95.12.1	21.15	471.2	327.2	2.024	238.9	381.8	132.0	5.6407E+05	0.490	919.47	331.13	92.3
PBOIL75	95.12.2	16.38	474.2	342.2	1.281	238.9	449.2	132.5	3.7666E+05	0.623	581.94	331.43	92.6
PBOIL77	95.12.4	10.93	472.6	326.6	0.946	239.1	449.9	132.6	4.4377E+05	0.663	429.75	331.49	92.4
PDB15A	95.12.4	9.48	498.5	323.6	0.945	238.9	478.4	131.6	4.4213E+05	0.680	429.30	330.9	92.0
PDNB19M1	95.12.5	9.91	499.7	332.8	0.942	239.0	487.3	149.9	4.2793E+05	0.676	427.93	341.04	102.0
PDNB14M	95.12.6	13.38	499.9	333.7	1.277	239.9	473.4	132.8	4.6485E+05	0.598	580.12	331.54	91.6
PBOILA1	95.12.7	15.83	495.6	324.6	1.620	239.3	442.8	132.6	5.7390E+05	0.556	735.94	331.43	92.1
PBIL49R1	95.12.13	17.93	499.8	343.0	1.620	238.8	468.2	133.1	4.8235E+05	0.566	735.94	331.72	92.9
PDNB13M	95.12.13	17.74	497.5	340.0	1.621	238.8	463.2	132.5	6.0052E+05	0.550	736.39	331.37	92.6
PBOIL02	95.12.14	16.73	499.0	320.7	1.838	238.6	422.2	132.4	5.1476E+05	0.503	834.97	331.31	92.7
PBOIL03	95.12.14	18.62	499.9	333.4	1.836	238.4	447.6	132.4	4.2833E+05	0.529	834.06	331.4	93.0
PBOIL07	95.12.14	18.63	500.7	336.0	1.840	238.4	448.9	149.7	5.3603E+05	0.463	835.88	340.99	102.6

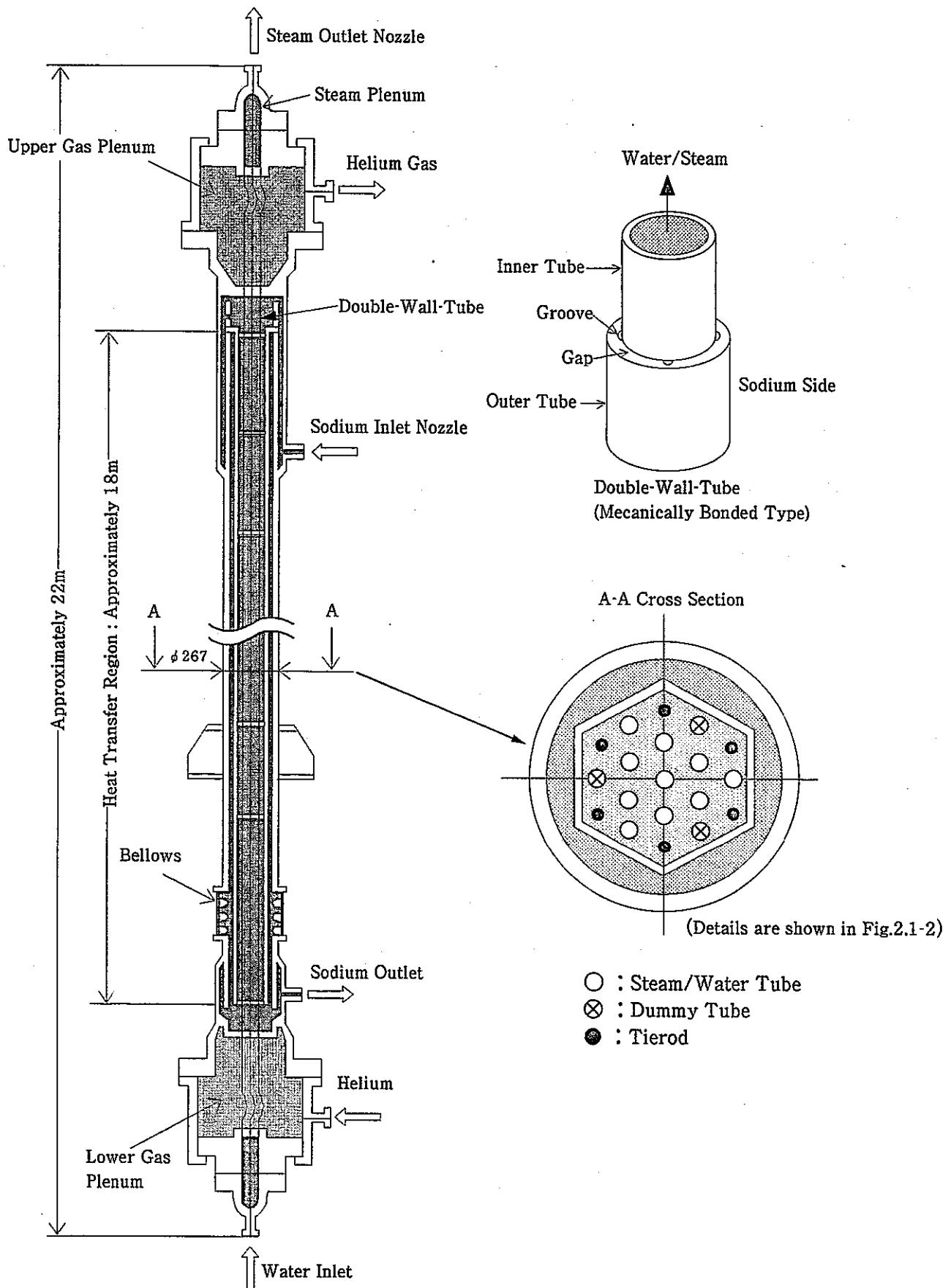


Fig. 2.1-1 1MW Test Model of Double-Wall-Tube Steam Generator

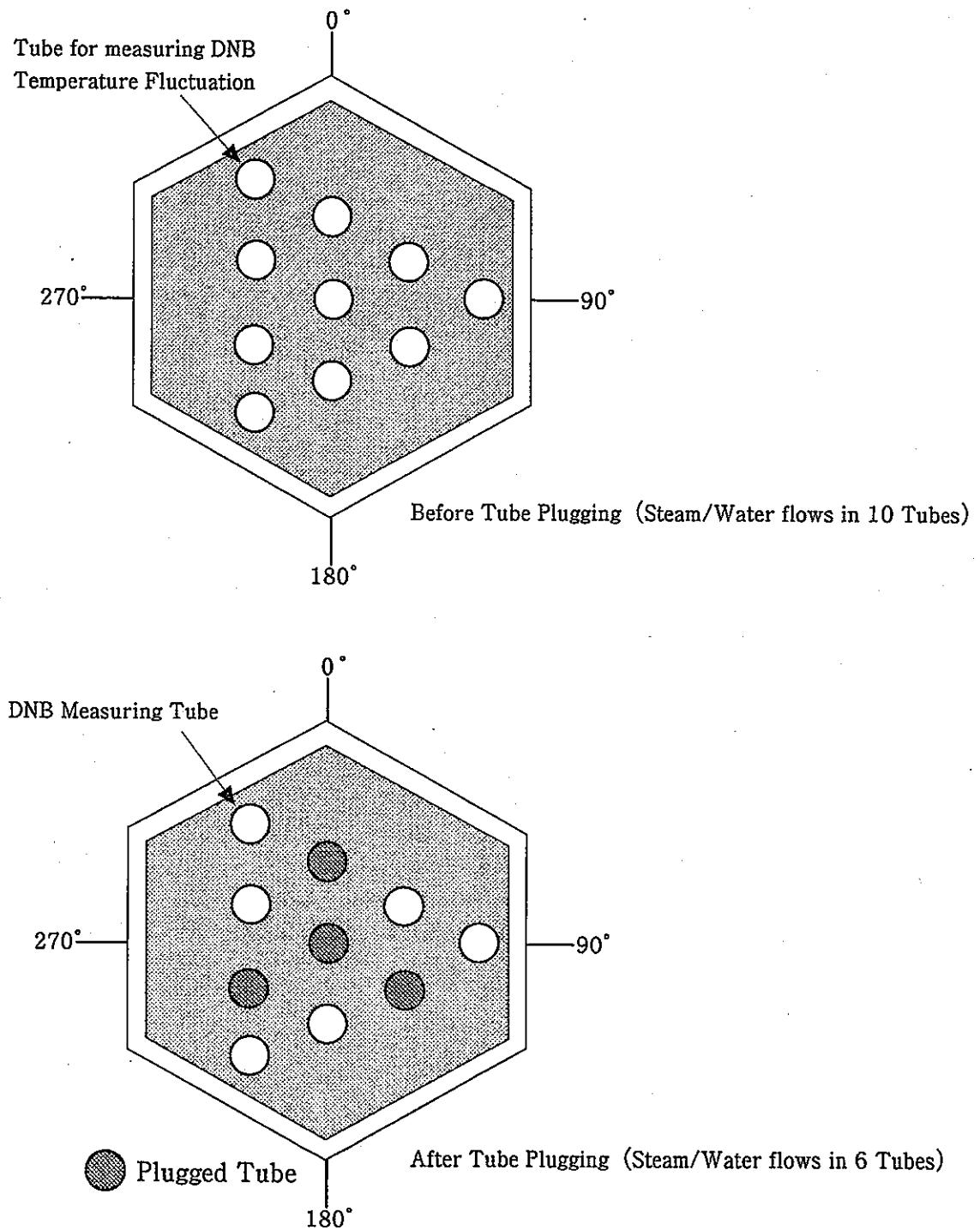


Fig.2.1-2 Plugged Tube of 1MW Test Model of DWT-SG

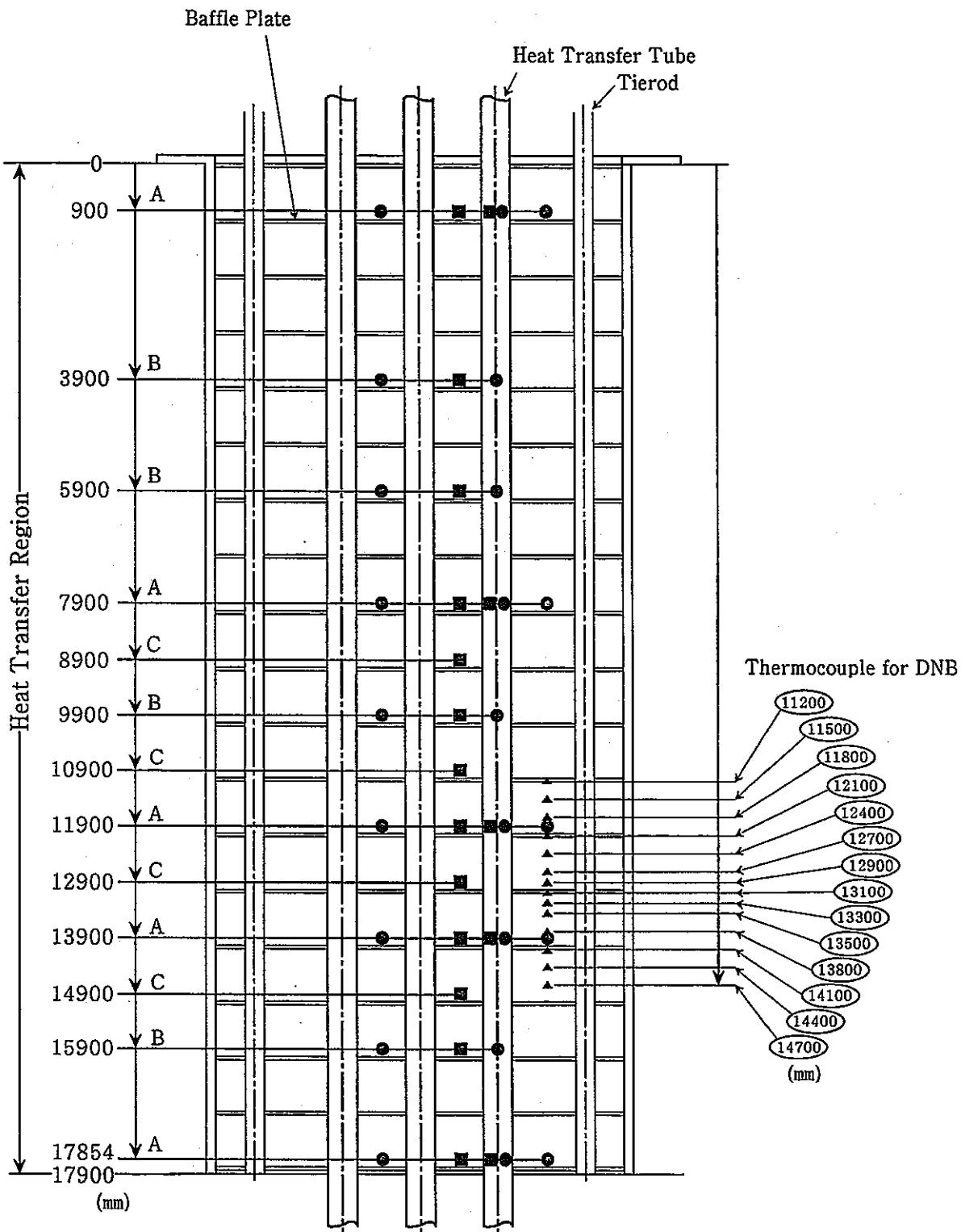


Fig.2.1-3(1/2) Temperature Measuring Point of 1MW DWT-SG

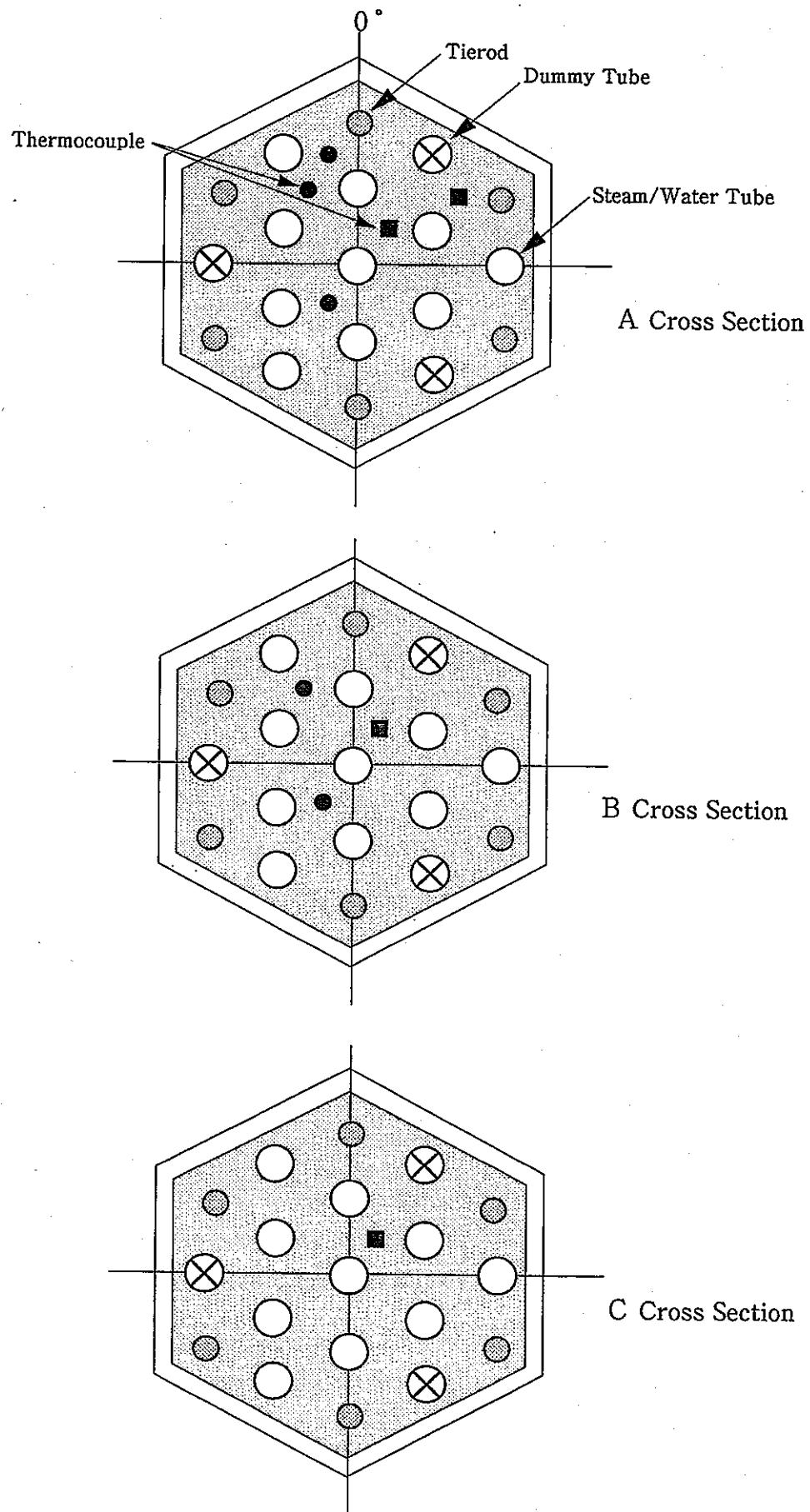


Fig.2.1-3(2/2) Temperature Measuring Point of 1MW DWT-SG

3 伝熱特性試験評価

3.1 解析方法

2重管のナトリウム側および水・蒸気側の熱伝達率は、以下の計算モデルに基づいて静特性計算処理プログラムを作成し、軸方向ナトリウム温度測定値、ナトリウム／給水流、水・蒸気圧力測定値の試験データを用いて算出した。

3.1.1 ナトリウム側熱伝達率

2重管SG小型モデルにはDNB振動計測のため同一平面で13高さにつきナトリウム温度、伝熱管表面温度、伝熱管内部温度を測定している。この測定データを用い以下の式によりナトリウム側熱伝達率を算出した。なお、実際の計算にあたっては、DNB試験および過熱沸騰試験結果を用いた。

①ナトリウムから外管外壁の熱伝達は

$$q_i \cdot A_i = h (T_n - T_o) A_o \quad (3.1-1 \text{ 式})$$

②外管外壁と伝熱管内部温度測定点の熱伝導は

$$q_i \cdot A_i = \frac{2 \cdot \pi L \lambda}{\log_e \frac{D_o}{D_m}} (T_o - T_m) \quad (3.1-2 \text{ 式})$$

3.1-1式、3.1-2式より、外管外壁温度 T_o を消去し、熱伝達率 h について解くと、

$$h = \frac{q_i}{\frac{D_o}{D_i} \left\{ T_n - T_m - \frac{q_i \cdot D_i}{2\lambda} \log_e \left(\frac{D_o}{D_m} \right) \right\}} \quad (3.1-3 \text{ 式})$$

が得られる。また熱伝達を表すNusselt numberは、

$$Nu = \frac{h \cdot D_e}{\lambda} \quad (3.1-4 \text{ 式})$$

である。

q_i ：内管内面基準ヒートフラックス(kcal/m²s)

A_i ：内管内表面伝熱面積(m²)

h ：熱伝達率(kcal/m²s°C)

T_n ：Na温度(°C)

T_o ：外管外壁温度(°C)

A_o ：外管外壁伝熱面積(m²)

λ ：伝熱管熱伝導率(kcal/ms°C)

L ：伝熱管軸方向長さ(m)

D_o ：外管外表面直径(m) $(A_o = 2\pi D_o \cdot L)$

D_m ：外管内部T/C位置直径(m) $(A_m = 2\pi D_m \cdot L)$

D_i ：内管内表面直径(m) $(A_i = 2\pi D_i \cdot L)$

T_m ：外管内部T/C温度(°C)

D_e ：Na流路等価直径(m)

3.1.2 水・蒸気側熱伝達率

軸方向ナトリウム温度測定値、ナトリウム／給水流量、水・蒸気圧力測定値の試験データに基づき、水／蒸気温度、クオリティ、ヒートフラックス、熱通過率を算出する静特性計算プログラムを作成し、熱通過率から水側熱伝達率以外の熱抵抗を除いて水側熱伝達率を算出した。計算に用いた熱抵抗として伝熱管ギャップコンダクタンスは2重伝熱管の要素試験のデータを、ナトリウム側熱伝達率については得られた前記手法により得られた実験式を使用している。

(1) 热計算

①ナトリウムと伝熱管外表面の热伝達

$$Q = h_1 \cdot A_o (T_n - T_o) \quad (3.1-5\text{式})$$

②伝熱管の外表面からギャップまでの热伝導

$$Q = \frac{2\pi L \lambda}{\ln \frac{D_o}{D_g}} (T_o - T_{go}) \quad (3.1-6\text{式})$$

③伝熱管のギャップ部の热伝導

$$Q = h_g \cdot A_g (T_{go} - T_{gi}) \quad (3.1-7\text{式})$$

④ギャップ面から内管内表面までの热伝導

$$Q = \frac{2\pi L \lambda}{\ln \frac{D_g}{D_i}} (T_{gi} - T_i) \quad (3.1-8\text{式})$$

3.1-5～3.1-8式より、ギャップ面外管温度 T_{go} およびギャップ面内管温度 T_{gi} を消去すると、交換熱量 Q は次式で示される。

$$Q = \frac{A_o \cdot (T_n - T_i)}{\frac{1}{h_1} + D_o \frac{\ln(D_o/D_g)}{2\lambda} + \frac{1}{h_g} \cdot \frac{D_o}{D_g} + D_o \frac{\ln(D_g/D_i)}{2\lambda}} \quad (3.1-9\text{式})$$

$$(A_o = \pi \cdot D_o \cdot L)$$

なお、ナトリウム側の熱伝達率 h_1 は3.4節よりNusselt numberとPeclet numberの関係として

$$h_1 = \frac{\lambda_{Na}}{De} (A + B Pe^C) \quad (3.1-10\text{式})$$

が得られている。

⑤内管内表面と水・蒸気側の熱伝達

$$Q = h_2 \cdot A_i (T_i - T_s)$$

$$\therefore h_2 = \frac{Q}{A_i} \cdot \frac{1}{T_i - T_s} \quad (3.1-11\text{式})$$

Q : 伝熱量 (kcal/h)

h₁ : 外管外面熱伝達率 (kcal/m²h°C)A_o : 外管外面伝熱面積 (m²)T_n : ナトリウム温度 (°C)T_o : 外管外面温度 (°C)

L : 伝熱管軸方向長さ (m)

 λ : 伝熱管材熱伝導率 (kcal/mh°C)D_o : 外管外面直径 (m)D_g : ギャップ面直径 (m)h_g : ギャップ部熱伝達率 (kcal/m²h°C)A_g : ギャップ面伝熱面積 (m²)T_{go} : ギャップ部外管側温度 (°C)T_{gi} : ギャップ部内管側温度 (°C)D_i : 内管内径 (m)T_{gi} : ギャップ部内管側温度 (°C)T_i : 内管内面温度 (°C)D_e : ナトリウム側等価直径 (m) λ_{Na} : ナトリウム熱伝導率 (kcal/mh°C)h₂ : 水・蒸気側熱伝達率 (kcal/mh°C)T_s : 水・蒸気側温度 (°C)A_i : 内管内面伝熱面積 (m²)

であり、(3.1-9)～(3.1-11)式を用いてT_i、h₁を消去し、水・蒸気側熱伝達率h₂を求める式が得られる。

(2) 壓力損失計算

流動の運動量式は、

$$-\frac{dP}{dh} = \frac{d}{dh} \left(\frac{\gamma \cdot \omega^2}{2g} \right) + \frac{f \cdot \gamma}{D_i} \cdot \frac{\omega^2}{2g} + \gamma \quad (3.1-12\text{式})$$

(加速損失) (摩擦損失) (位置損失)

3.1-12式における摩擦損失係数 f は、

①単相（予熱域、過熱域）

i) $Re \leq 2300$

$$f = \frac{64}{Re} \quad (\text{円管流の式})$$

ii) $Re > 2300$

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2.0 \cdot \ln \left(\frac{\epsilon/D_i}{3.71} + \frac{2.51}{Re\sqrt{f}} \right) \quad (\text{コールブルックの式})$$

②2相域（沸騰域）

①で求めた摩擦係数 f に補正係数 $\phi^{2_{tt}}$ を乗ずる。

$$f = \phi^{2_{tt}} \cdot f \quad (3.1-13\text{式})$$

$[\phi^{2_{tt}}]$ は Martinelli-Nelson の 2 相流倍増係数と呼ばれる補正係数であり、クオリティーと蒸気圧力の関数として計算プログラム内に組み込まれている。

P : 圧力損失 (kg/cm^2)

ω : 流速 (m/sec)

γ : 流体密度 (Kg/m^3)

f : 摩擦係数 (-)

D_i : 伝熱管内径 (m)

l : 流路長さ (m)

h : 伝熱管軸方向長さ (m) (垂直直管の場合は $l = h$)

Re : Reynolds number (-)

ϵ : 表面粗さ (m)

3.1.3 平均熱伝達率

本報告書で平均熱伝達率とは、各領域でのメッシュでの熱伝達率を求め、それを算術平均した値である。また、伝熱相關式の算出においては過熱・沸騰試験結果を用いた。

3.2 空間温度分布特性

直管型2重管蒸気発生器においては、熱膨張差による伝熱管座屈防止および伝熱管と管板接続部の健全性確保の観点から伝熱管相互間の温度分布の把握が重要である。伝熱管温度分布は水側およびナトリウム側条件により定まるため、伝熱管出口蒸気温度とおのおのの高さでのナトリウム側の水平方向の温度分布を評価した。なお、伝熱管座屈防止のための蒸気出口温度差（伝熱管の蒸気出口温度の最大値と最小値の差） ΔT は40°C以下である。

3.2.1 蒸気温度分布

プラグ後伝熱特性試験結果から各伝熱管の蒸気出口温度を比較する。Fig. 3.2-1に伝熱管配置図を示し、Fig. 3.2-2(1/2),(2/2)に各伝熱管蒸気出口温度を示す。

伝熱管の蒸気出口温度差は最大でも23°C(PBOIL07)であり、すべて制限値 Δt (40°C)を下回っていることが確認できた。給水流量、ナトリウム／水流量比および過熱度との関係をFig. 3.2-3、Fig. 3.2-4およびFig. 3.2-5示す。蒸気出口温度差とナトリウム／水流量比および過熱度との関係はなく、給水流量が増すにつれて蒸気出口温度差が大きくなる傾向である。

3.2.2 ナトリウム温度分布

プラグ後伝熱特性試験結果からナトリウム側温度分布の検討を行った。ナトリウム入口から7.9m、11.9mおよび17.8mの高さにおけるナトリウム側の水平方向温度分布に着目すると、平均温度との最大温度差（注1）は、Fig. 3.2-7に示すようにPBOILC2において±3°Cとなっている。上述した給水流量が大きくかつ蒸気温度差の最も大きいPBOIL07についても、Fig. 3.2-8に示すように、±2°C以内に収まっている。

以上より、ナトリウム側の水平方向温度差は最大でも±3°Cであることから、蒸気発生器に流入したナトリウムは良好に混合していると考えられる。

注1：ナトリウム温度を計測している一つの水平面におけるすべての測定点の温度平均値と、各測定温度の差の最大値

3.2.3 まとめ

各伝熱管の蒸気出口温度は試験条件および伝熱管により異なったが、通常運転領域ではすべて蒸気出口温度差制限値 ΔT (40°C) より小さい値を示し、伝熱管および管-管板接続部の健全性が確保されることが確認された。

また、ナトリウム側水平方向の温度分布は、プラグ前試験と同様に大きな差を生じておらずナトリウムは良好な混合をしていると考えられる。

D N B 計測管

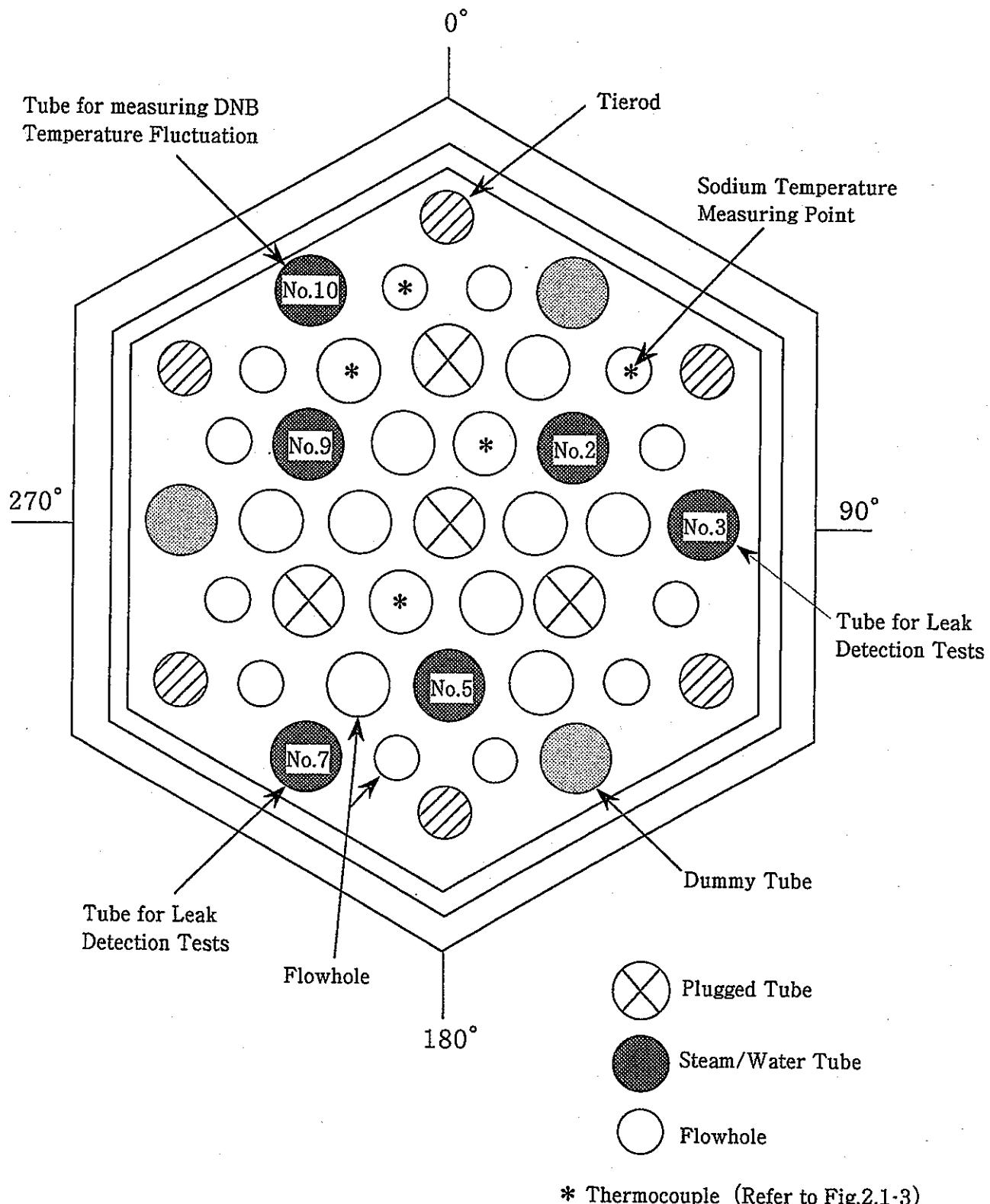


Fig. 3.2-1 The Location of Tubes in 1MW Test Model of Double-Wall-Tube Steam Generator

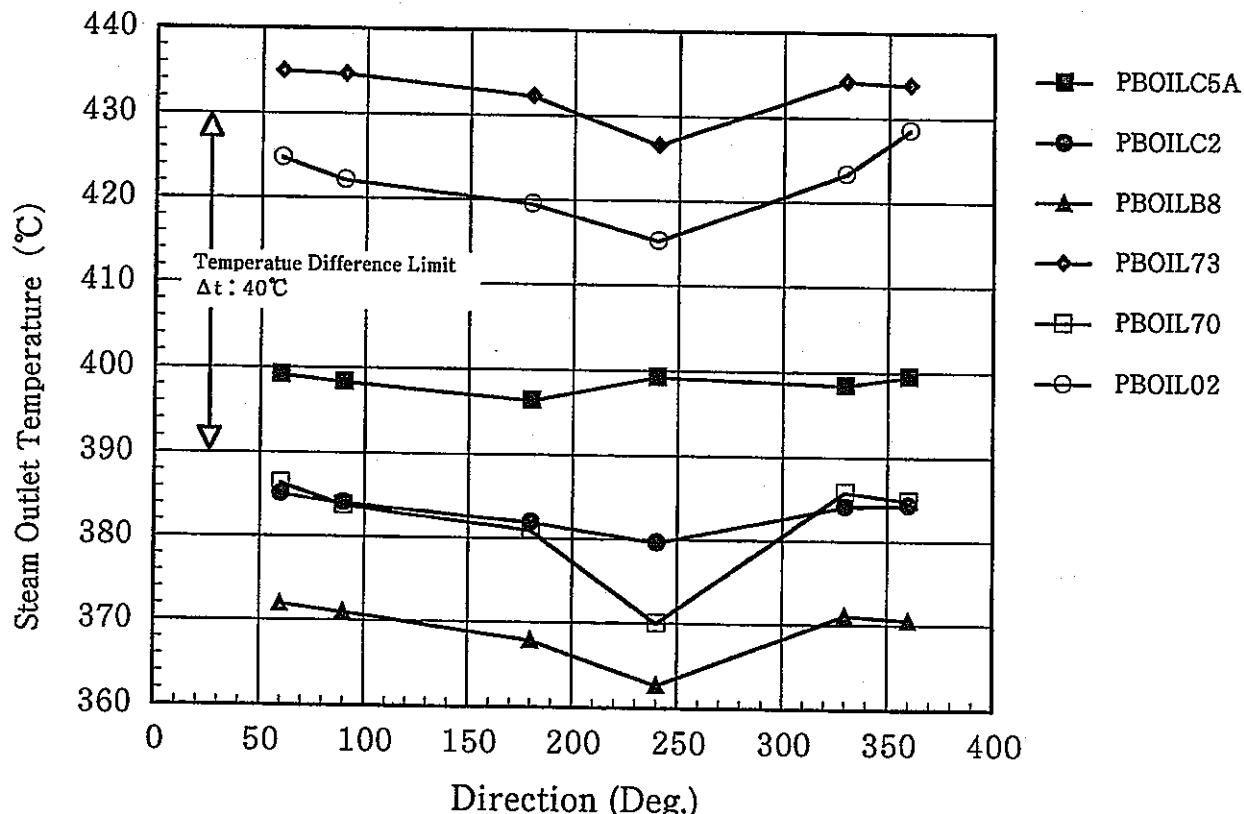


Fig. 3.2-2(1/2) Steam Outlet Temperature of Each Tubes

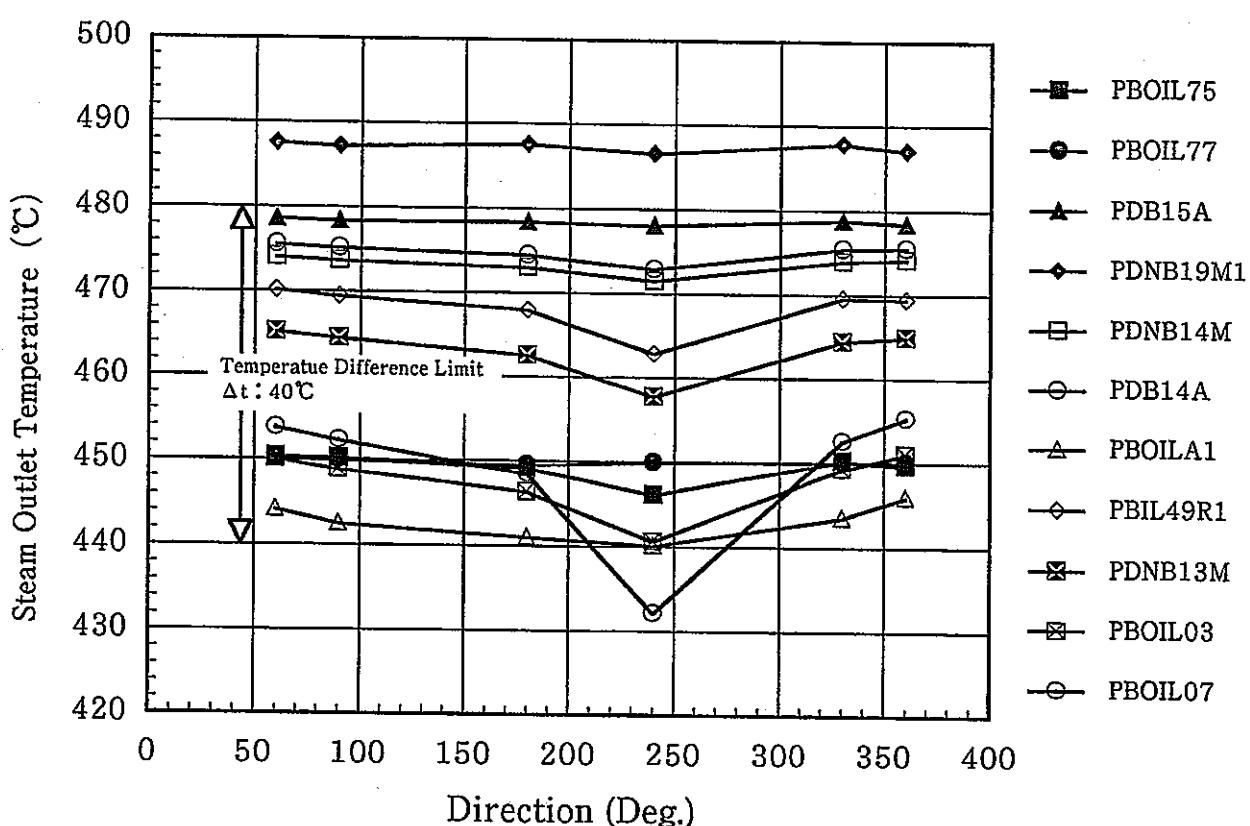


Fig. 3.2-2(2/2) Steam Outlet Temperature of Each Tubes

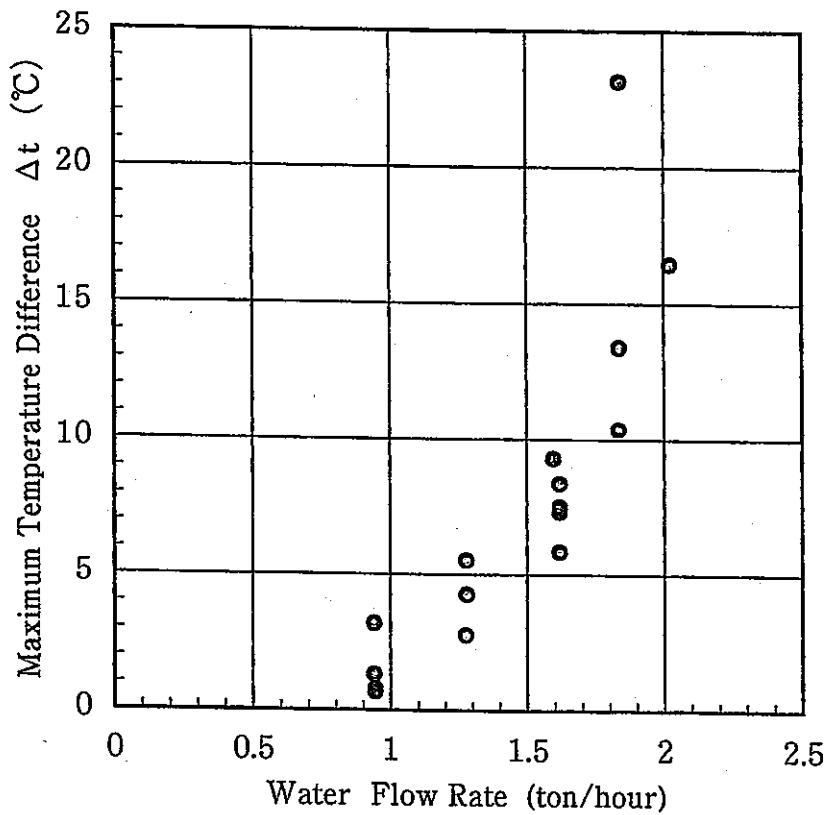


Fig. 3.2-3

The Relation between Water Flow Rate and Steam Temperature Difference

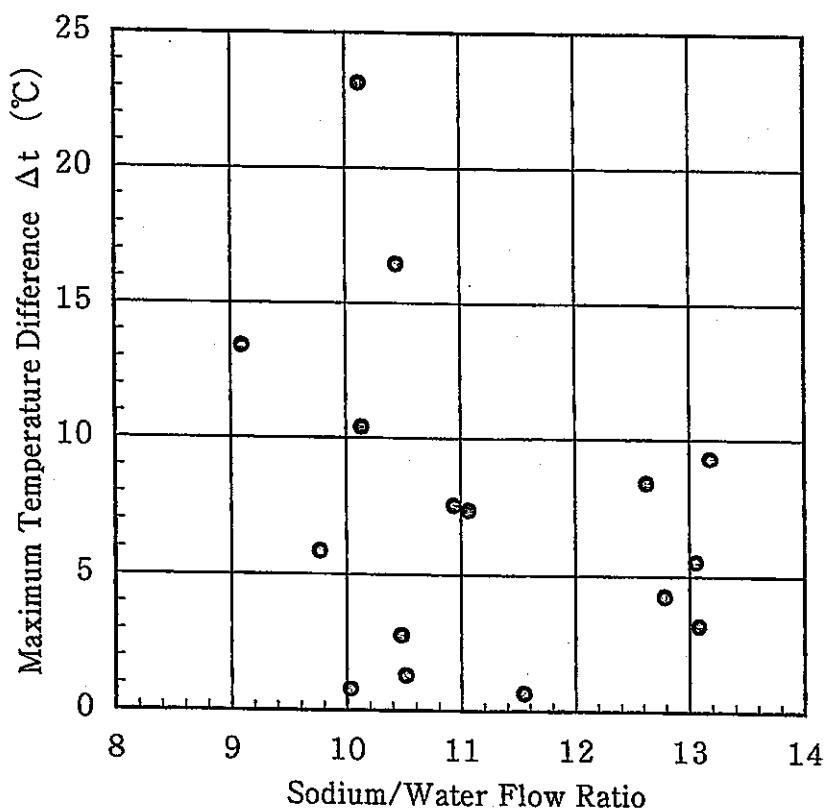


Fig. 3.2-4

The Relation between Sodium/Water Flow Ratio and Steam Temperature Difference

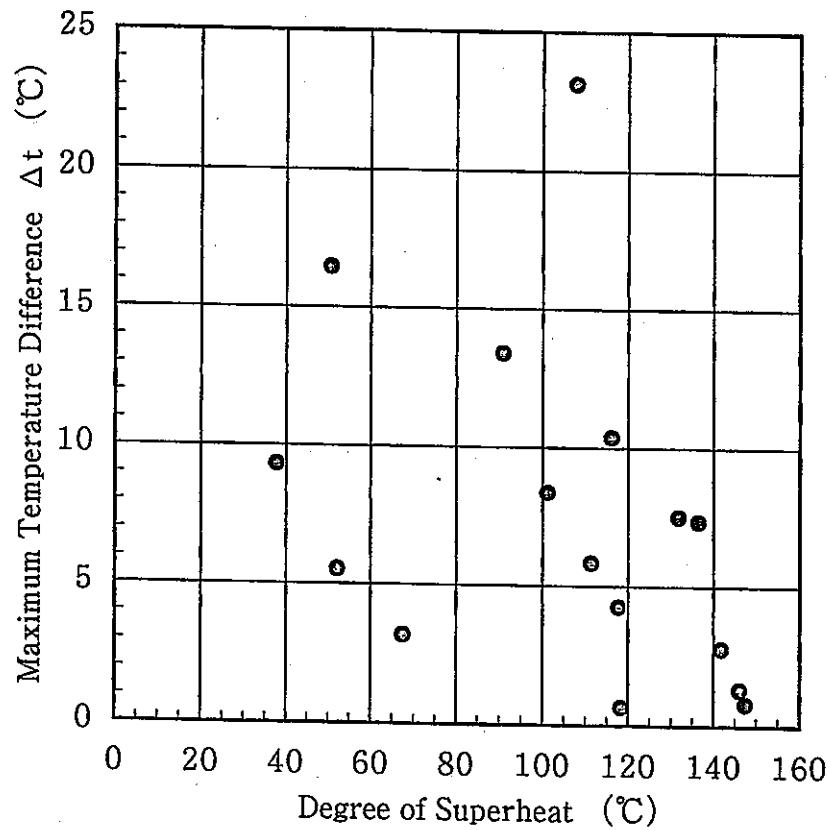


Fig. 3.2-5

The Relation between Degree of Superheat and Steam Temperature Difference

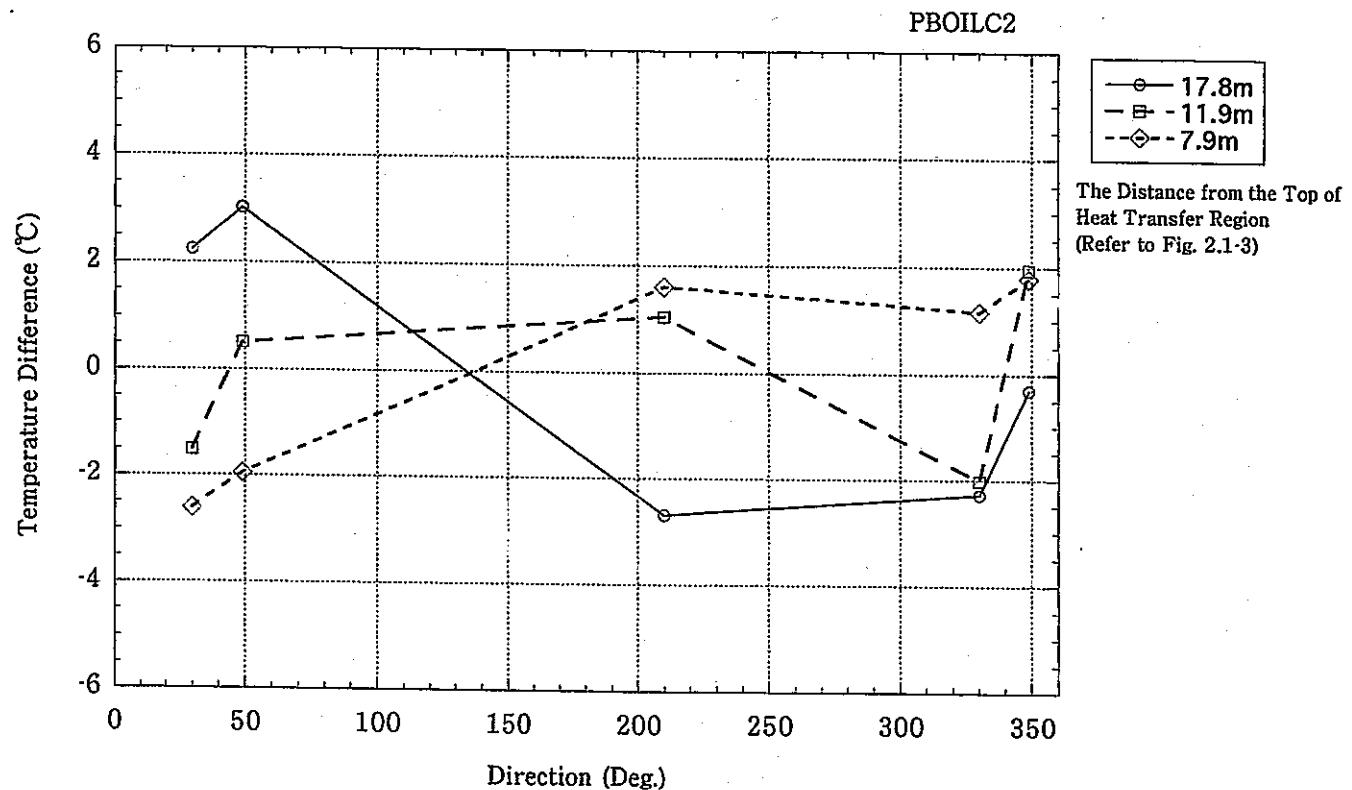


Fig. 3.2-6 Sodium Temperature Difference (PBOILC2)

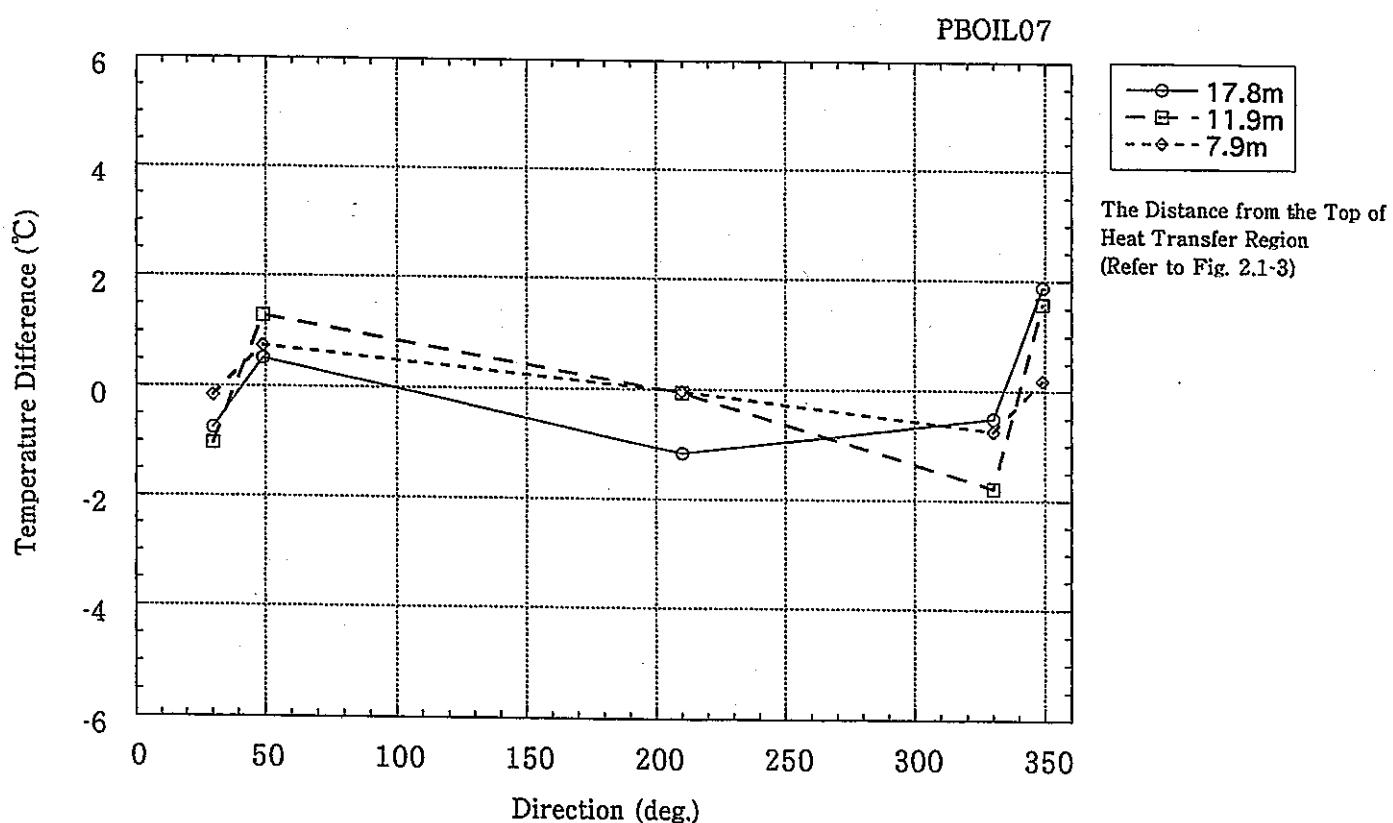


Fig. 3.2-7 Sodium Temperature Difference (PBOIL07)

3.3 DNBクオリティ

ナトリウム加熱型蒸気発生器においては、一般にナトリウム側熱伝達率が高いことからその伝熱性能は水／蒸気側により支配されるため、水／蒸気側の評価は重要である。特にDNB点(核沸騰から膜沸騰への遷移点)においてはその伝熱様式が異なり熱伝達率の大きな変化が生じる。またDNB点においては、伝熱管壁温の温度勾配が大きく、かつ壁温が振動するためその挙動を把握することが熱応力、疲労を評価するうえで重要となる。本報告書ではDNB点同定のためのDNBクオリティの評価を行っているが、壁温振動挙動については別報に譲る。なおここでDNB点の定義としてはヒートフラックス最大点とした。

3.3.1 各種パラメータのDNBクオリティに対する影響

DNBクオリティ (X_d) に影響を及ぼすと考えられる水側質量流量 $G_m(\text{kg}/\text{m}^2\text{s})$ 、蒸気圧力 $P(\text{kg}/\text{cm}^2\text{g})$ および給水サブクール度 $T_{\text{sub}}(\text{°C})$ との関係をそれぞれFig. 3.3-1、Fig. 3.3-2 およびFig. 3.3-3に示す。Fig. 3.3-1から分かるようにDNBクオリティは質量流量の増大に伴い単調に減少する。蒸気圧力についてはFig. 3.3-2に示すようにDNBクオリティは圧力の上昇に伴い単調に減少する。また給水サブクール度に対してはその増加と共に若干右下がりの傾向となっている。

なお、局所熱流束 q_d ($\text{kcal}/\text{m}^2\text{h}$) と DNBクオリティの関係について一定の傾向は見られなかった。

3.3.2 試験結果と既存の相関式との比較

Table 3.3-1に示す既存の相関式と試験結果（実験値）の比較を行った。クオリティの実験値については、まずDNB点の伝熱管（外管内部）温度及びNa側温度から逆熱伝導解析により内管内壁温度を算出し、これよりDNB点の水・蒸気温度を求めた。そして、この温度とDNB点の水・蒸気側の圧力から、蒸気表よりクオリティーを決定した。両者の比較をFig. 3.3-4(1/4)～(4/4)に示す。

プラグ前およびプラグ後の全域にわたって最も良く一致するのはKon'kovの式であり、3点を除いて±20%以内の精度である。プラグ前結果についてはRoko(老固)の式もほぼ±20%以内の精度で一致した。また、高質量流速（プラグ後）についてはLebitanの式が±20%以内の精度であるが、低質量流速（プラグ前）についてはあまり一致していない。

これはFig. 3.3-5に示すように、Kon'kovの式の適用範囲は給水質量流速 G_m が200～5000($\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$)と広範囲であるため、2重管SG小型モデルの試験条件範囲をほぼ網羅しており、したがって全般的に良く一致する。一方、Lebitanの式のそれは750～3000($\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$)となり低質量流速領域では適用範囲外となるためプラグ前試験では一致しなかったと考えられる。

3.3.3 実験式の導出

3.3.2節での既存の相関式との比較においては、プラグ前およびプラグ後の両方においてはKon'kovの式が実験値と良好な一致を示すことが分かった。本節では得られた試験結果に基づき、Kon'kov型の実験式の導出を試みる。即ちDNBクオリティが次の相関式(3.1式)の形で表現されると仮定しその各係数(a～e)を求めた。なおKon'kovの式においてはサブクール度 T_{sub} の項が入っていないが、試験結果でその影響が認められるため式に含めた。

$$X_d = a \times q^b \times G_m^c \times T_{sub}^d \times \exp(e \cdot p) \quad (3.1\text{式})$$

X_d : DNBクオリティ (-)

T_{sub} : 給水サブクール度 (°C)

q : 伝熱管内径基準ヒートフラックス (kcal/m²h)

P : 蒸気圧力 (bar)

G_m : 質量流量 (kg/m²s)

$a \sim e$: 係数

係数の導出に当たっては多変数非線形最小2乗法を用い（付録-1 参照）、得られた実験式を次に示す。

(プラグ前およびプラグ後データによる実験式)

$$X_d = 13.0 \cdot q^{-0.0662} \cdot G_m^{-0.265} \cdot T_{sub}^{-0.0880} \cdot \exp(-7.30 \times 10^{-3} \cdot P) \quad (3.2\text{式})$$

上式による計算値と実験値の比較をFig. 3.3-6に示すが、実験式による予測値は実験値の±20%以内に入っていることが確認できた。また、Fig. 3.3-7は実験式による予測値精度とKon'kovの式による予測値精度の比較を行った結果であるが、実験式の方が若干精度は良いものの、両者ともほぼ20%以内に入っていることがわかる。

Table 3.3-1 DNB Quality Correlation

RoKo	$\frac{1-X_d}{X_d} = (12.04 \cdot P_{cr}^2 - 5.628 \cdot P_{cr} + 0.8623) \times \frac{G_m^{1.2}}{1000}$ P _{cr} : p/225.56 P : kg/cm ² G G _m : kg/m ² s	Straight Tube P : 5~15MPa G _m : 250~800												
AI-MSG	qd > 0.2 × 10 ⁶ BTU/ft ² hr qd ≤ 0.2 × 10 ⁶ BTU/ft ² hr $X_d = \frac{18.85}{h_f g \left(\frac{r_v}{r_i} \right) \left(\frac{G_m}{10^6} \right)^{0.5}}$ $X_d = \frac{18.85}{h_f g \left(\frac{r_v}{r_i} \right) \left(\frac{G_m}{10^6} \right)^{0.5}} \left(\frac{0.2}{qd/10^6} \right)$	CRBRP unit : Btu, ft, hr, °F												
Kon'kov	$X_d = a \cdot qd^{-1/8} \cdot G_m^{-1/3} \cdot \exp(-b \cdot P)$ <table border="1"> <tr> <td>P</td><td>4.9~29.4</td><td>29.4~98</td><td>98~196</td></tr> <tr> <td>a</td><td>25.6</td><td>46.0</td><td>76.6</td></tr> <tr> <td>b</td><td>-0.01715</td><td>0.00255</td><td>0.00795</td></tr> </table> P : bar D : mm G _m : kg/m ² s qd : kcal/m ² h	P	4.9~29.4	29.4~98	98~196	a	25.6	46.0	76.6	b	-0.01715	0.00255	0.00795	Phenix P : 4.9~196 G _m : 200~5000 qd ≤ 10.3 × 10 ⁵ D : 4.8, 32 L/D > 50
P	4.9~29.4	29.4~98	98~196											
a	25.6	46.0	76.6											
b	-0.01715	0.00255	0.00795											
GE	$X_d = \frac{0.944 (1-P_{cr})^{1.054}}{(G_m/10^3)^{0.625}}$ P _{cr} : p/225.56 P : kg/cm ² G _m : kg/m ² s	P : 7~13MPa G _m : 540~3250 qd : 0.69~1.85MW/m ³ D : 10.1												
Lebitan	$X_d = F(p) \cdot \left(\frac{G_m}{1000} \right)^{-0.5} \cdot \left(\frac{D}{8} \right)^{-0.15}$ $F(p) = 0.39 + 1.57 \cdot \left(\frac{P}{98} \right) - 2.04 \cdot \left(\frac{P}{98} \right)^2 + 0.68 \cdot \left(\frac{P}{98} \right)^3$ P : bar D : mm G _m : kg/m ² s	P : 49~167bar G _m : 750~3000 D=8												
Doroshchuk	$P \geq 49$ $X_d = \left[3.1 \times 10^{-3} \left(\frac{\sigma \cdot \gamma_1}{\eta_1} \right) \left(\frac{\gamma_1}{\gamma_1 - \gamma_e} \right) \frac{1}{G_m} \right]^{1/2}$ $6 \geq P < 49$ $X_d = 8.92 \times G_m^{-0.45} \times P^{0.15}$ P : bar G _m : kg/m ² s	P : 6~186bar G _m : 400~2000 D : 8												

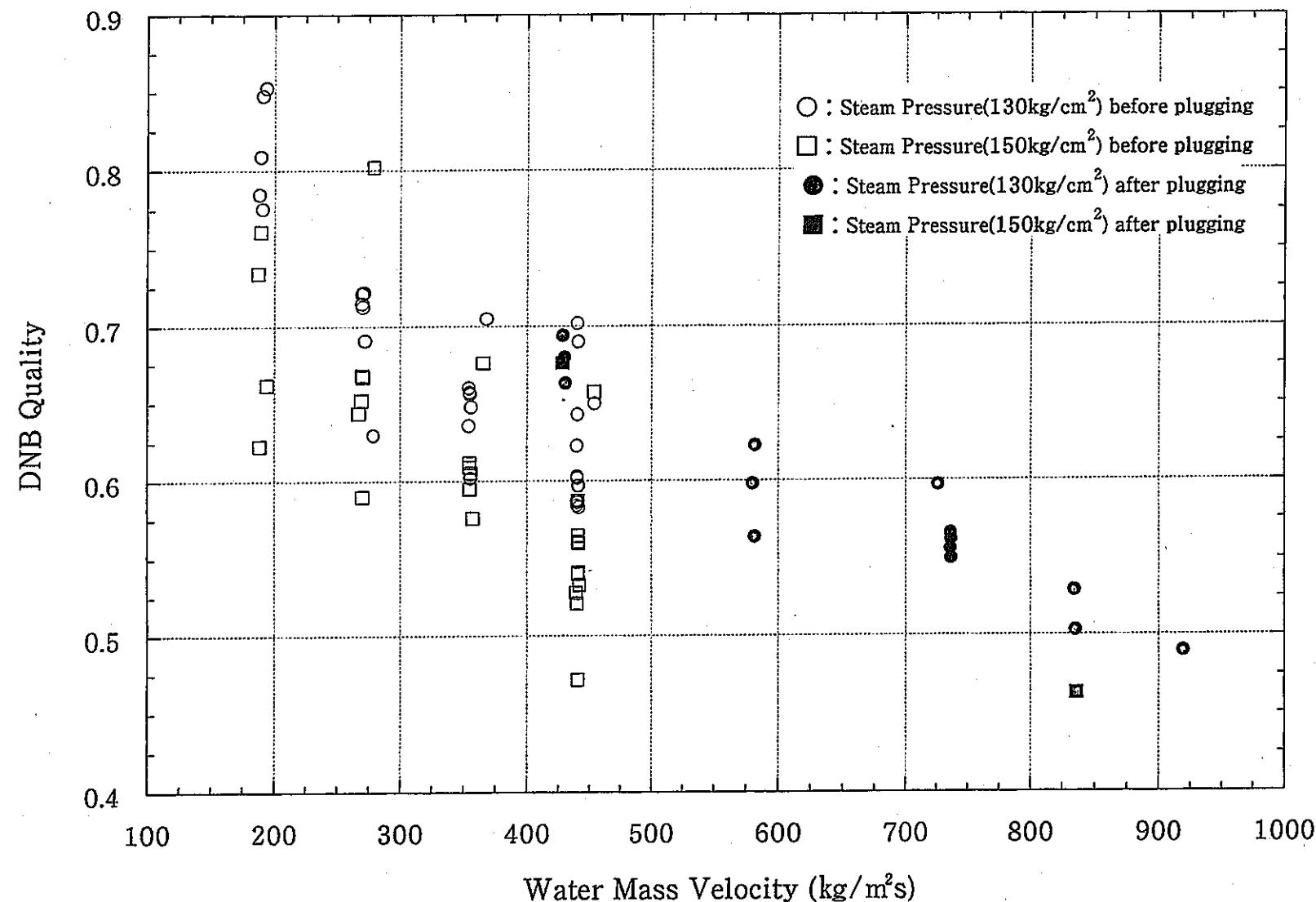


Fig. 3.3-1 The Relation between Water Mass Velocity and DNB Quality

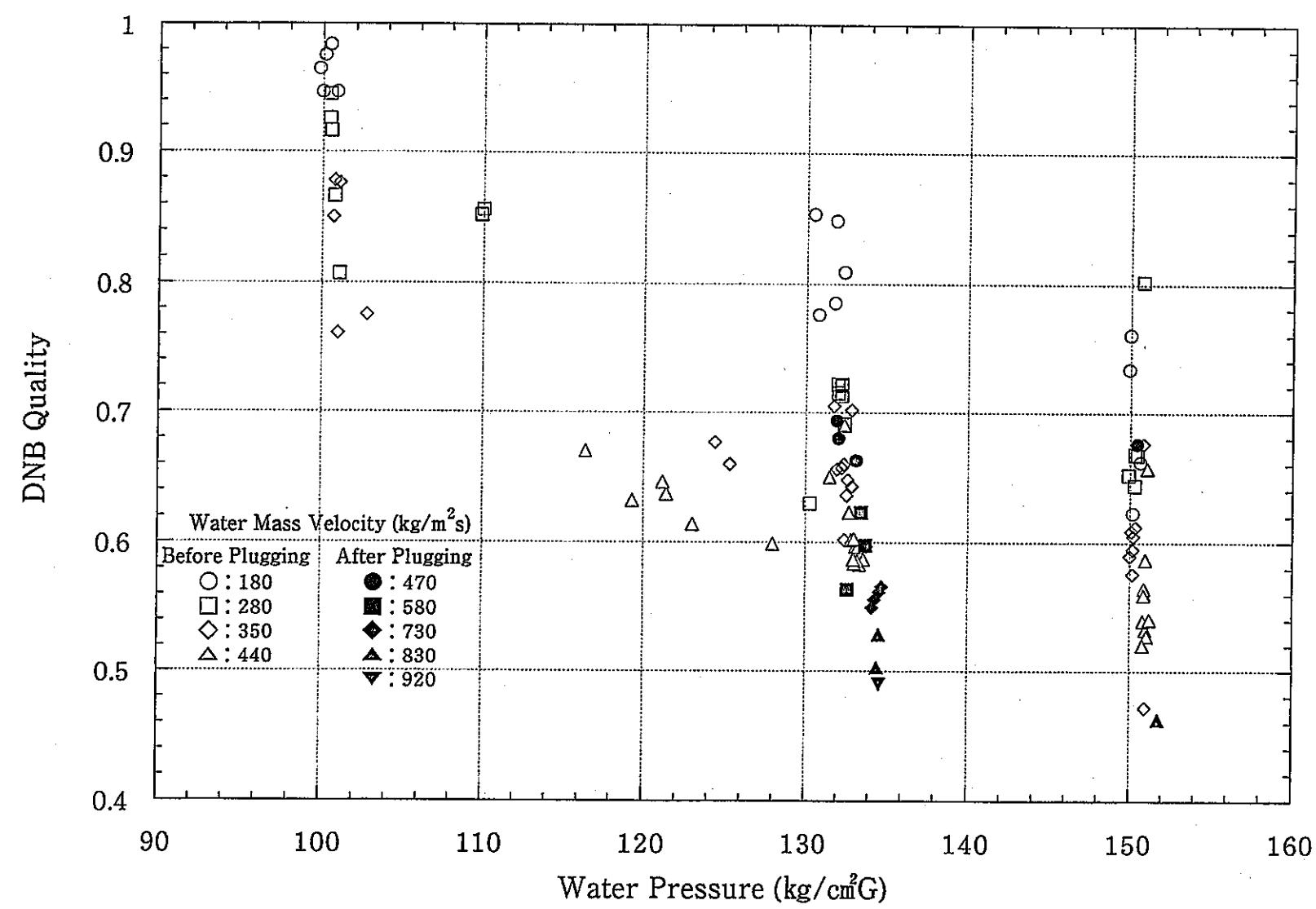


Fig. 3.3-2 The Relation between Water Pressure and DNB Quality

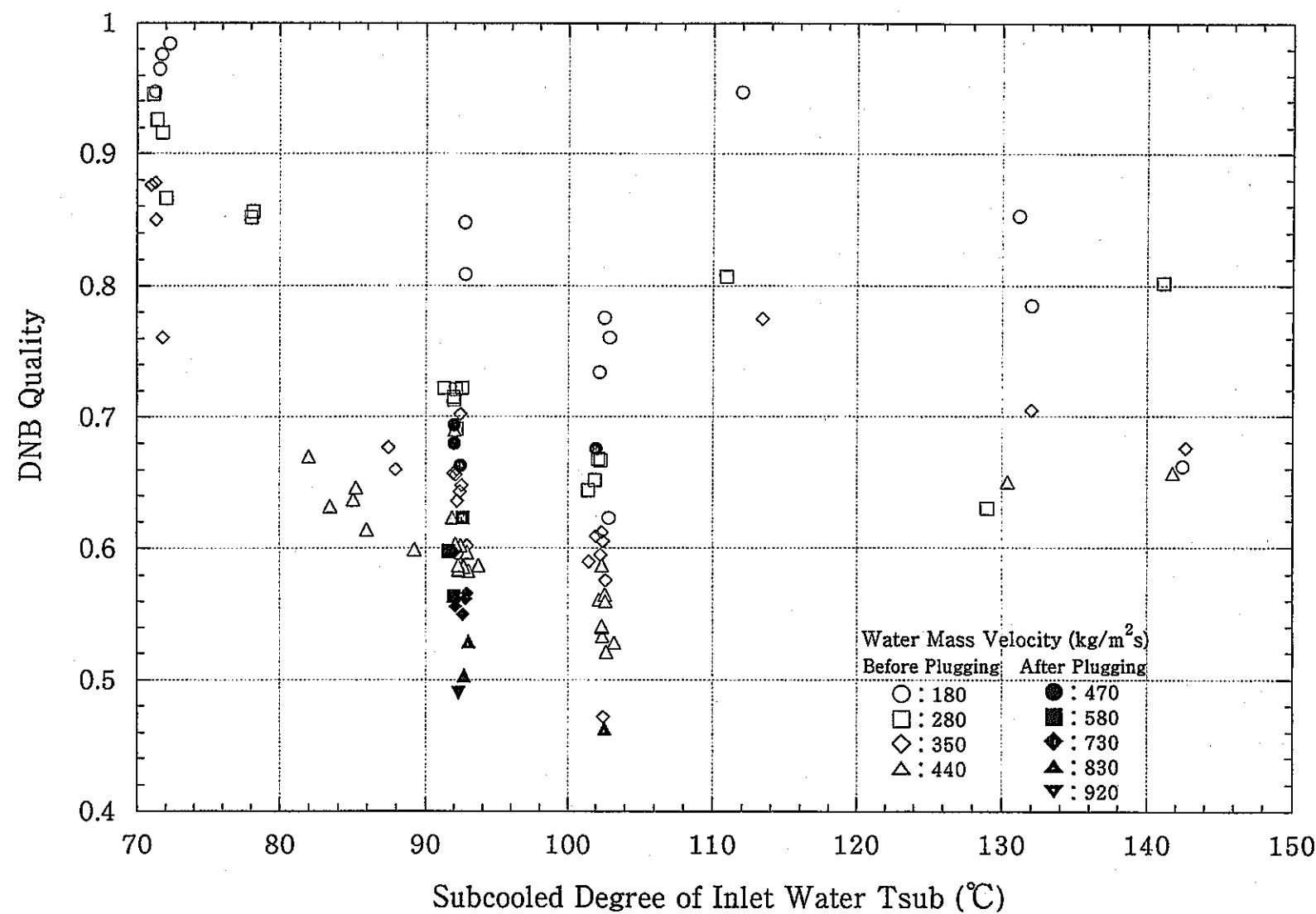


Fig. 3.3-3 The Relation between the Degree of Subcooled Inlet Water and DNB Quality

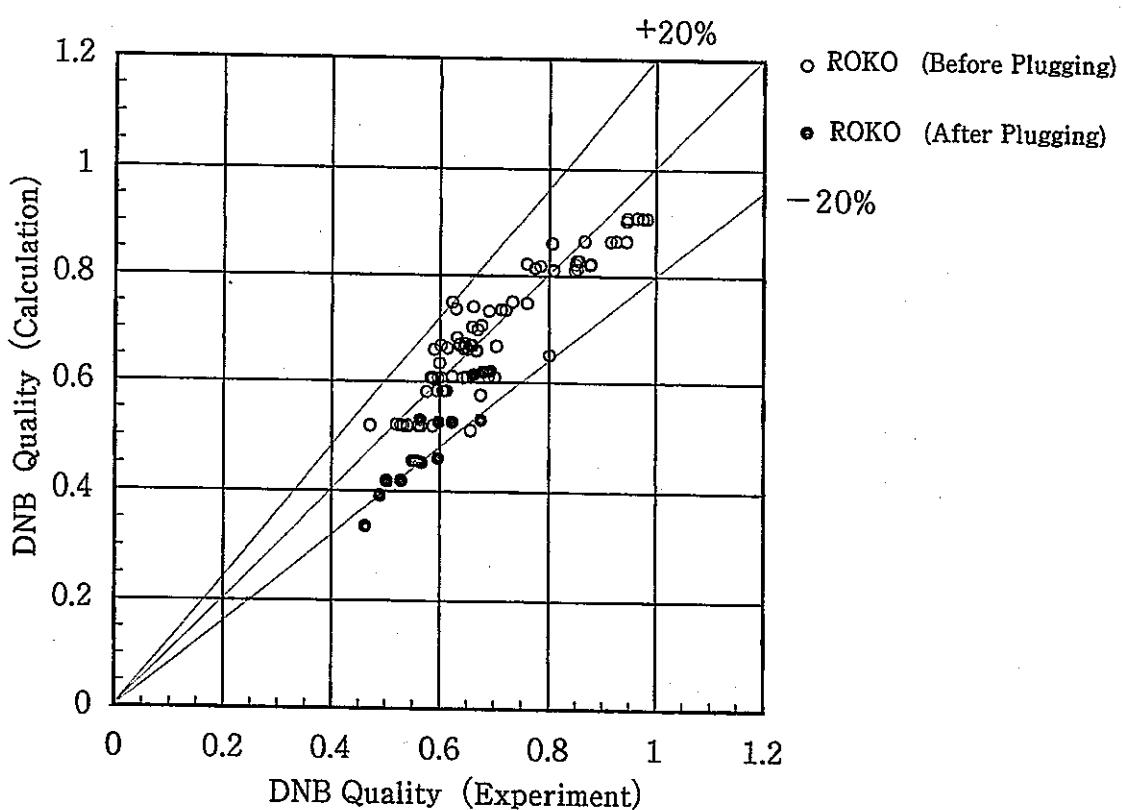
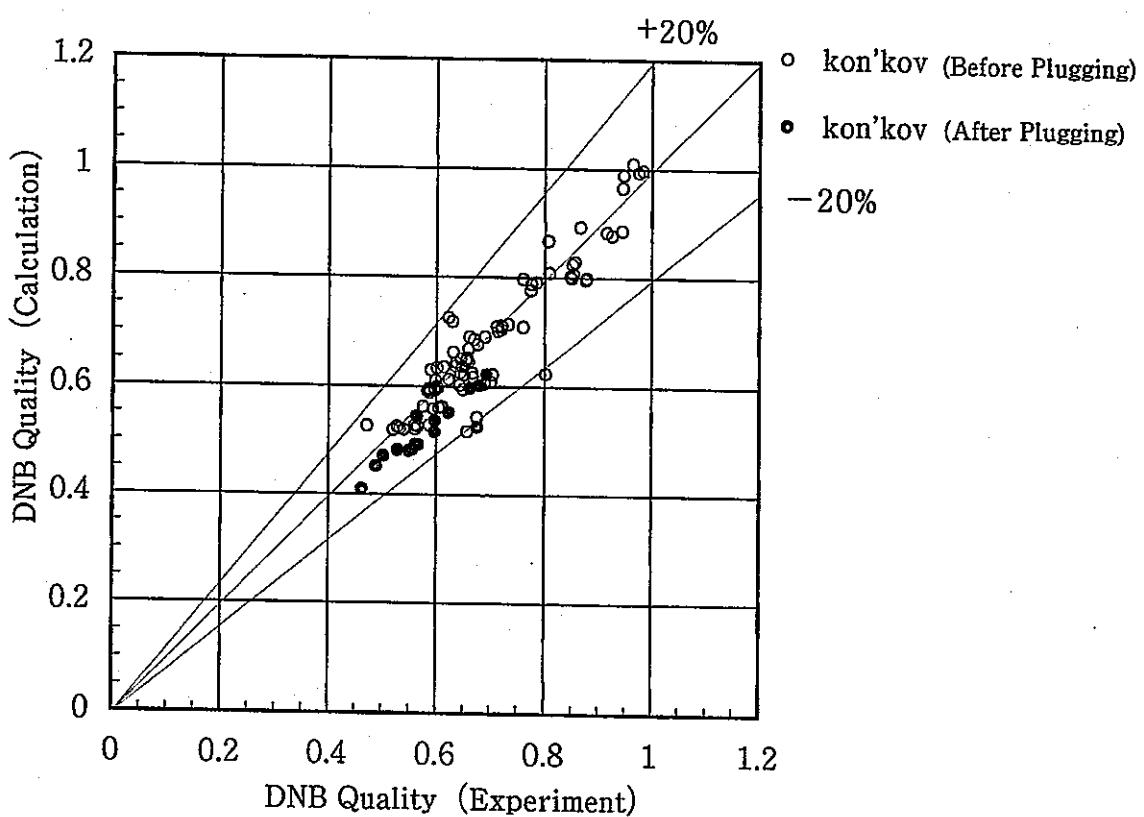


Fig. 3.3-4 (1/4) The Error of DNB Quality Correlation

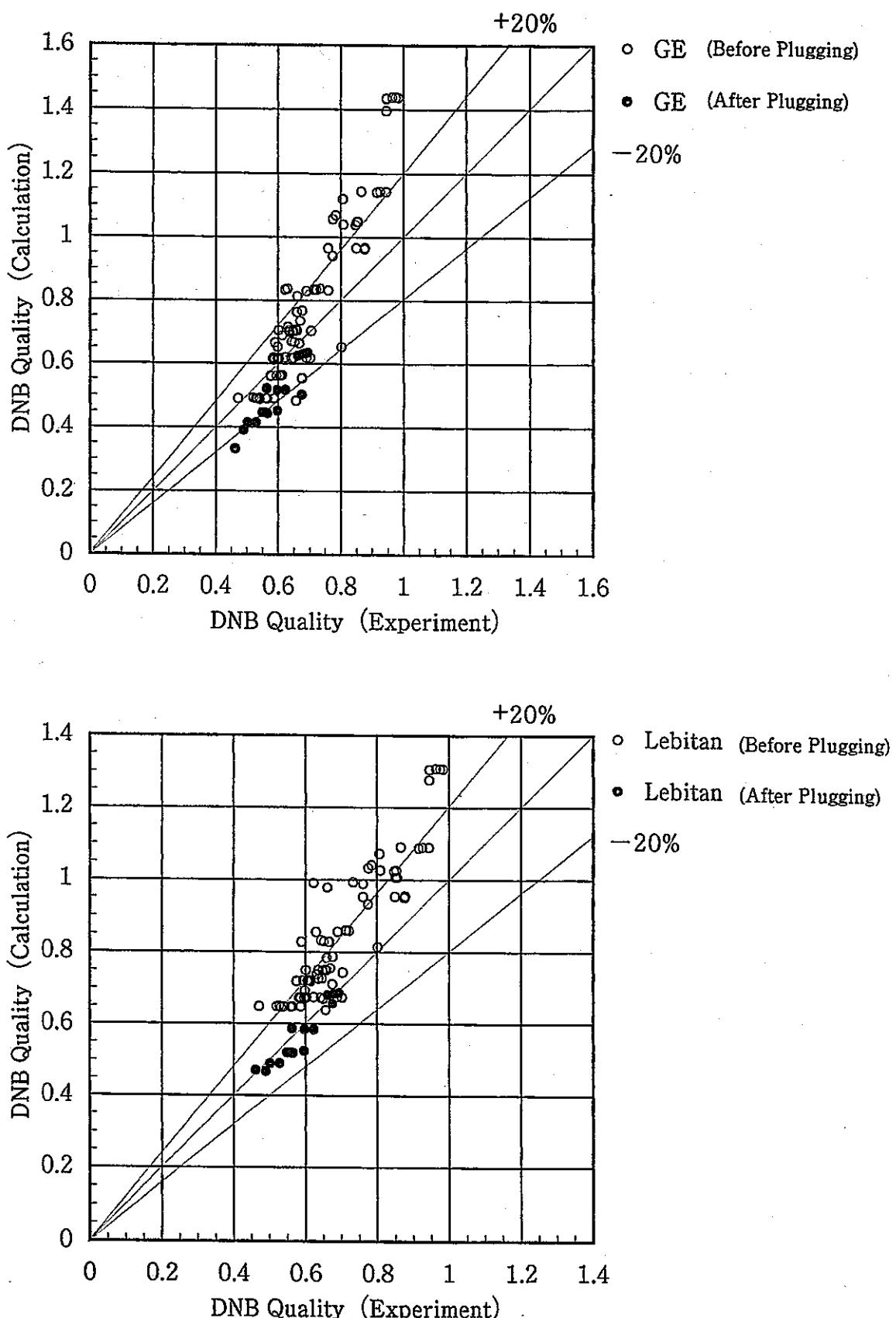


Fig. 3.3-4 (2/4) The Error of DNB Quality Correlation

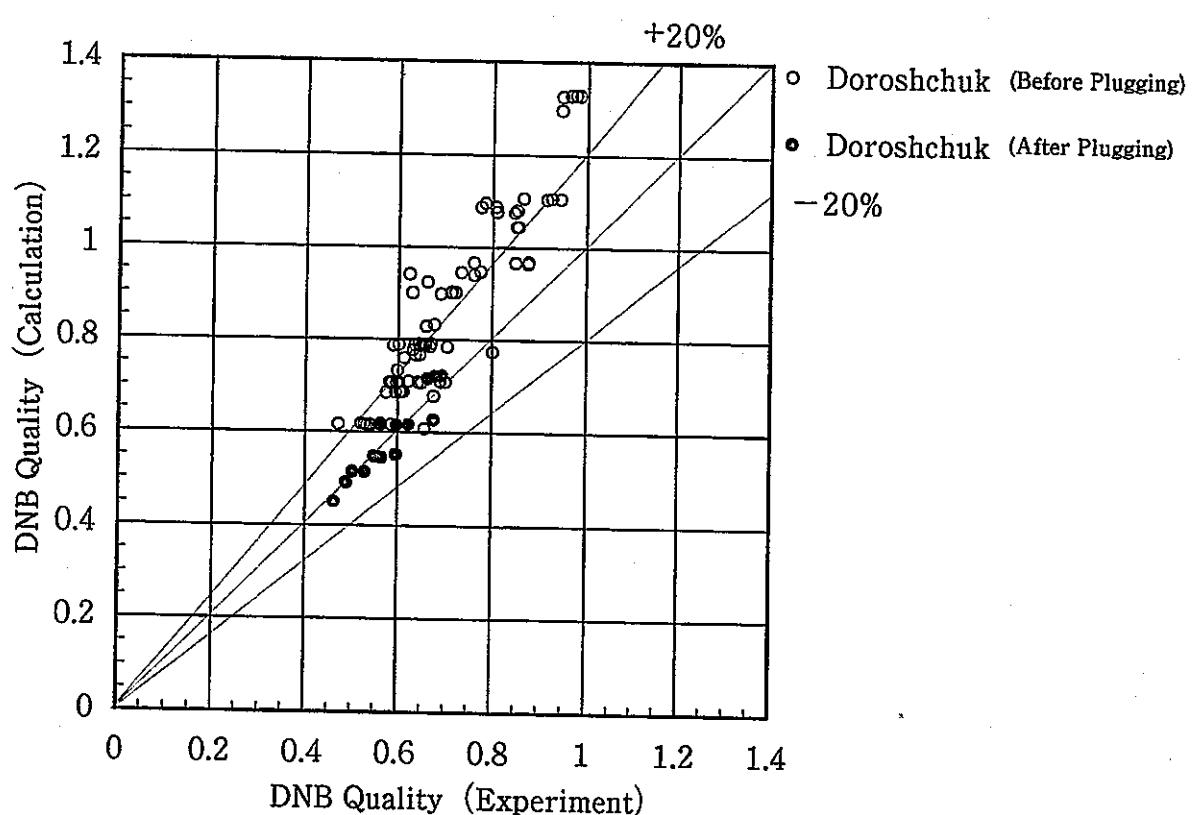
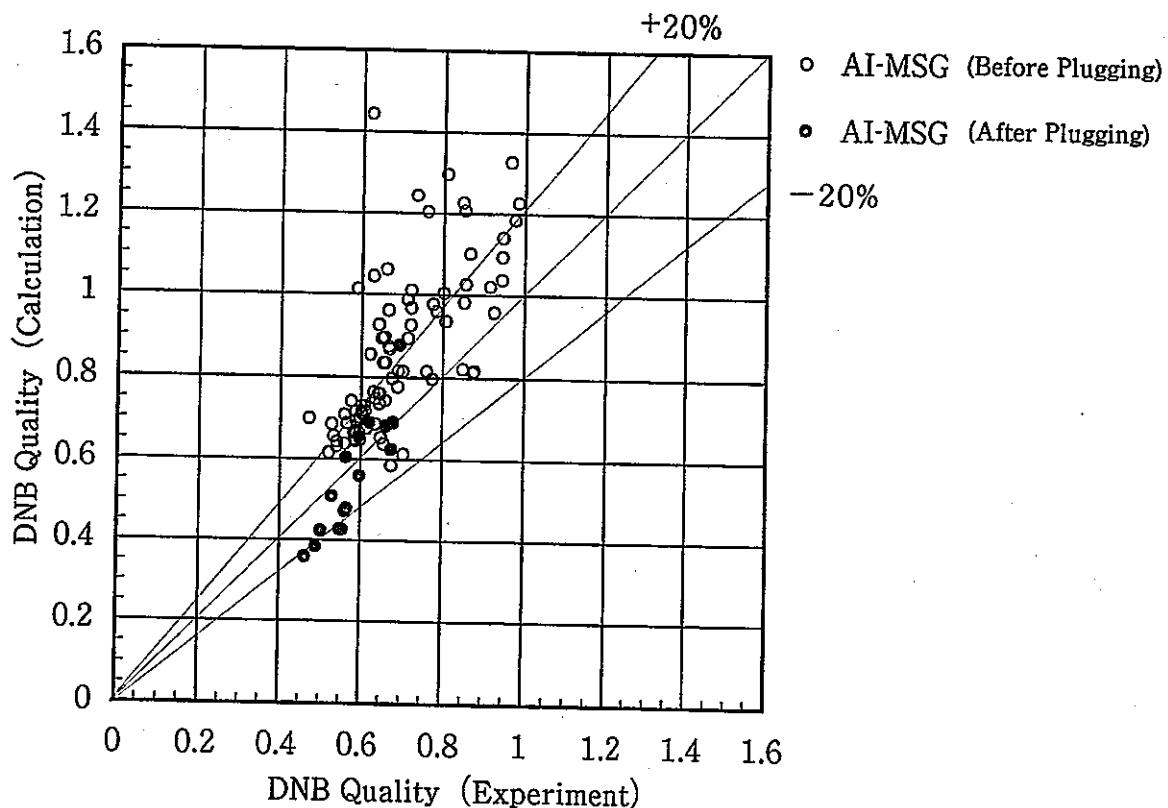


Fig. 3.3-4 (3/4) The Error of DNB Quality Correlation

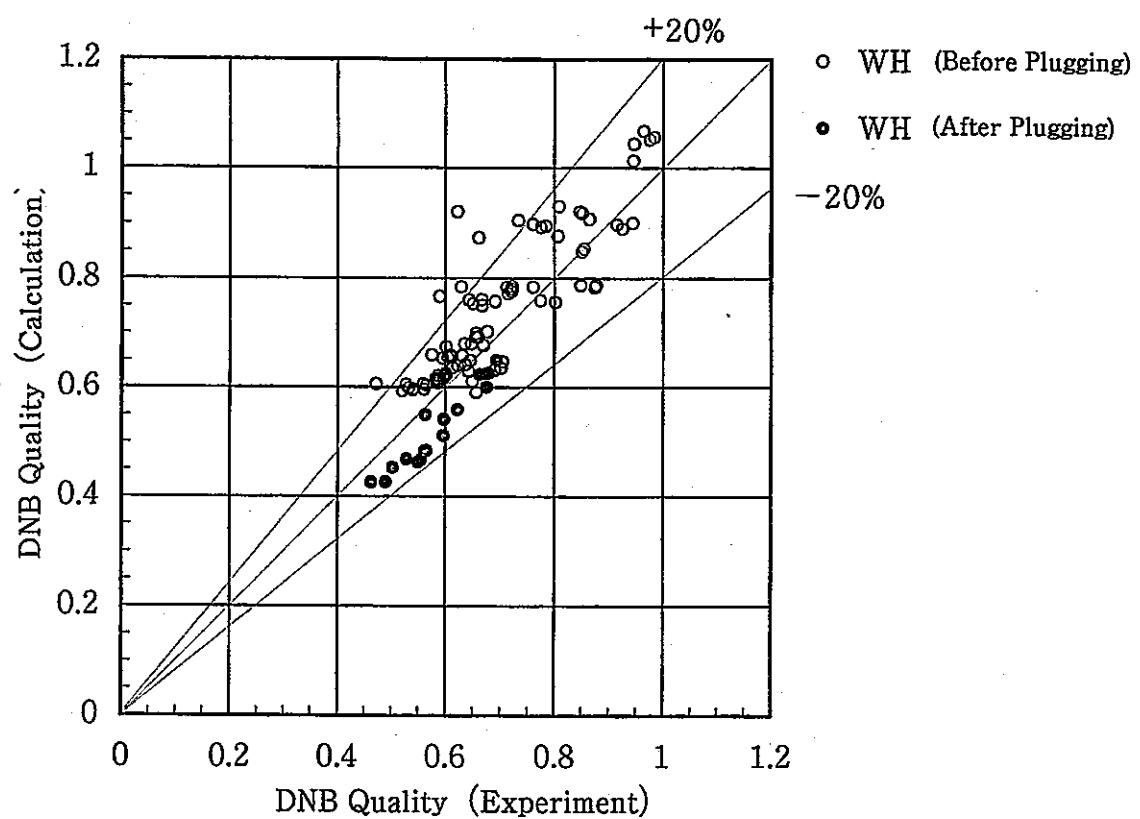


Fig. 3.3-4 (4/4) The Error of DNB Quality Correlation

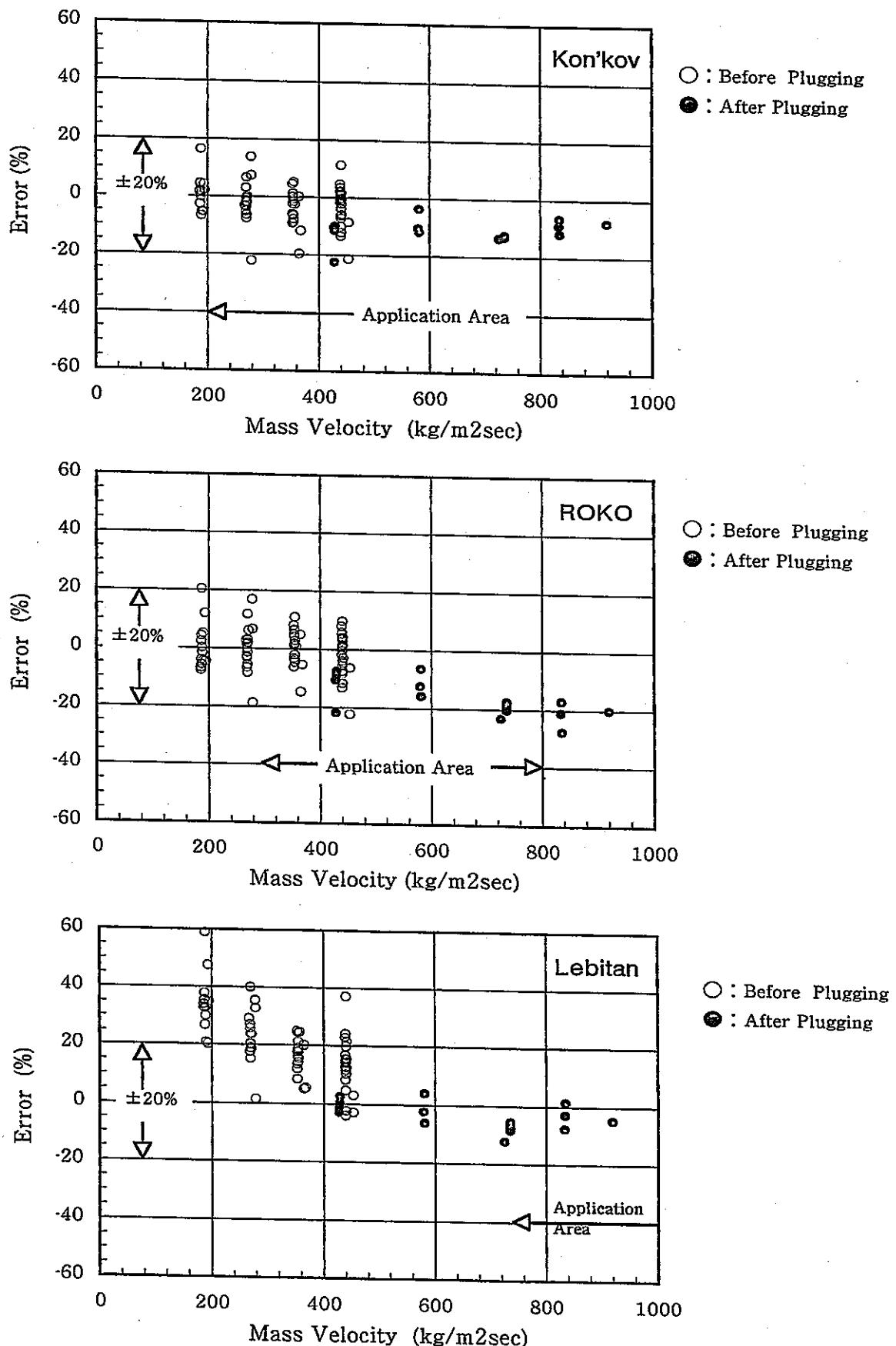
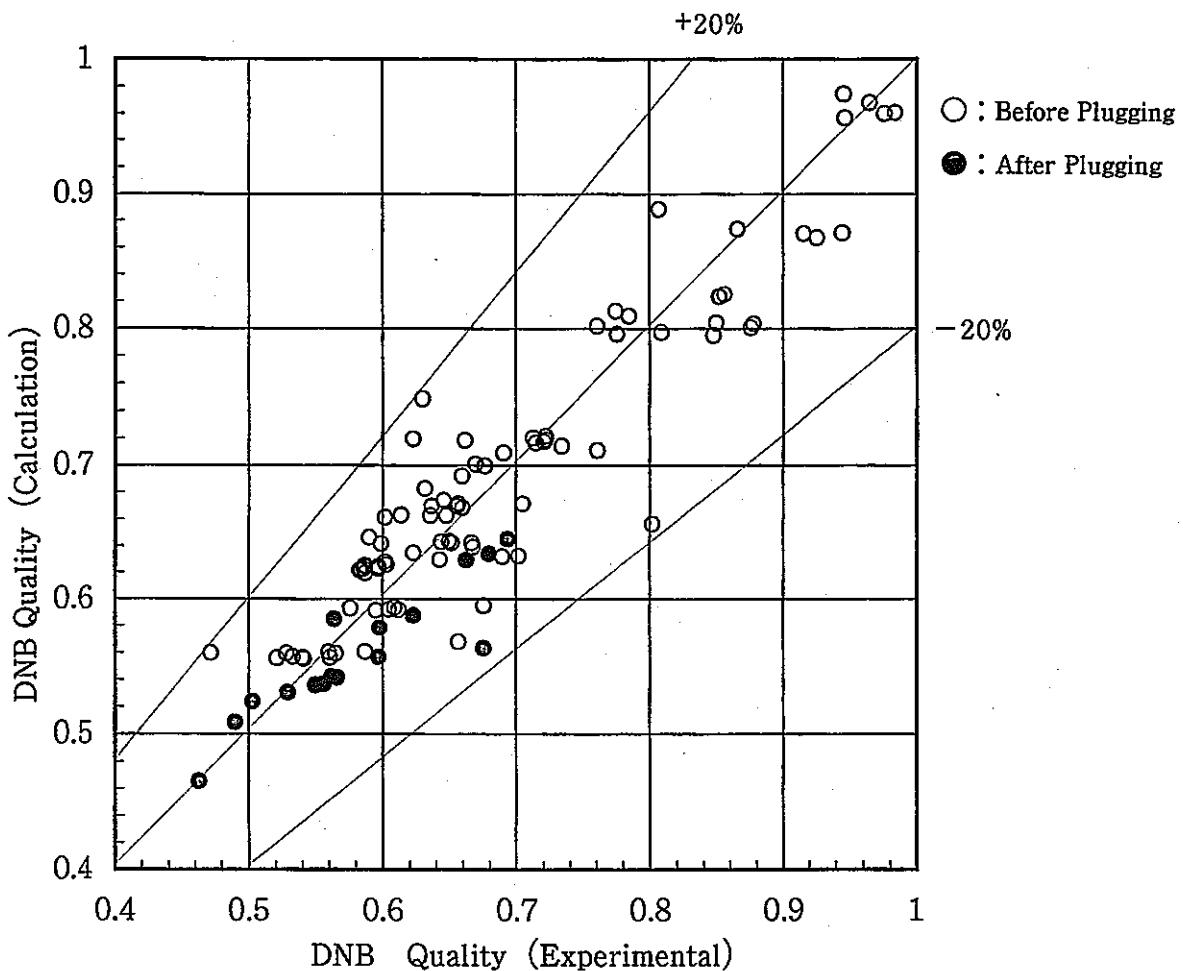


Fig. 3.3-5 The Dependence of the Error on Mass Velocity (DNB Quality)



The Correlation obtained from Before and After Plugging Experimental Data
(Experimental Equation)

$$X_d = 13.0 \cdot q^{-0.0662} \cdot G_m^{-0.265} \cdot T_{sub}^{0.0880} \cdot \exp(-7.30 \times 10^{-3} \cdot P)$$

X_d : DNB Quality (-)

P : Steam Pressure(bar)

T_{sub} : Inlet Water Subcooled Degree (°C)

G_m : Mass Velocity($\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$)

q : Heat Flux at the Inner Surface of the Tube ($\text{kcal}/\text{m}^2\text{h}$)

Fig. 3.3-6 The Error of the Obtained DNB Correlation

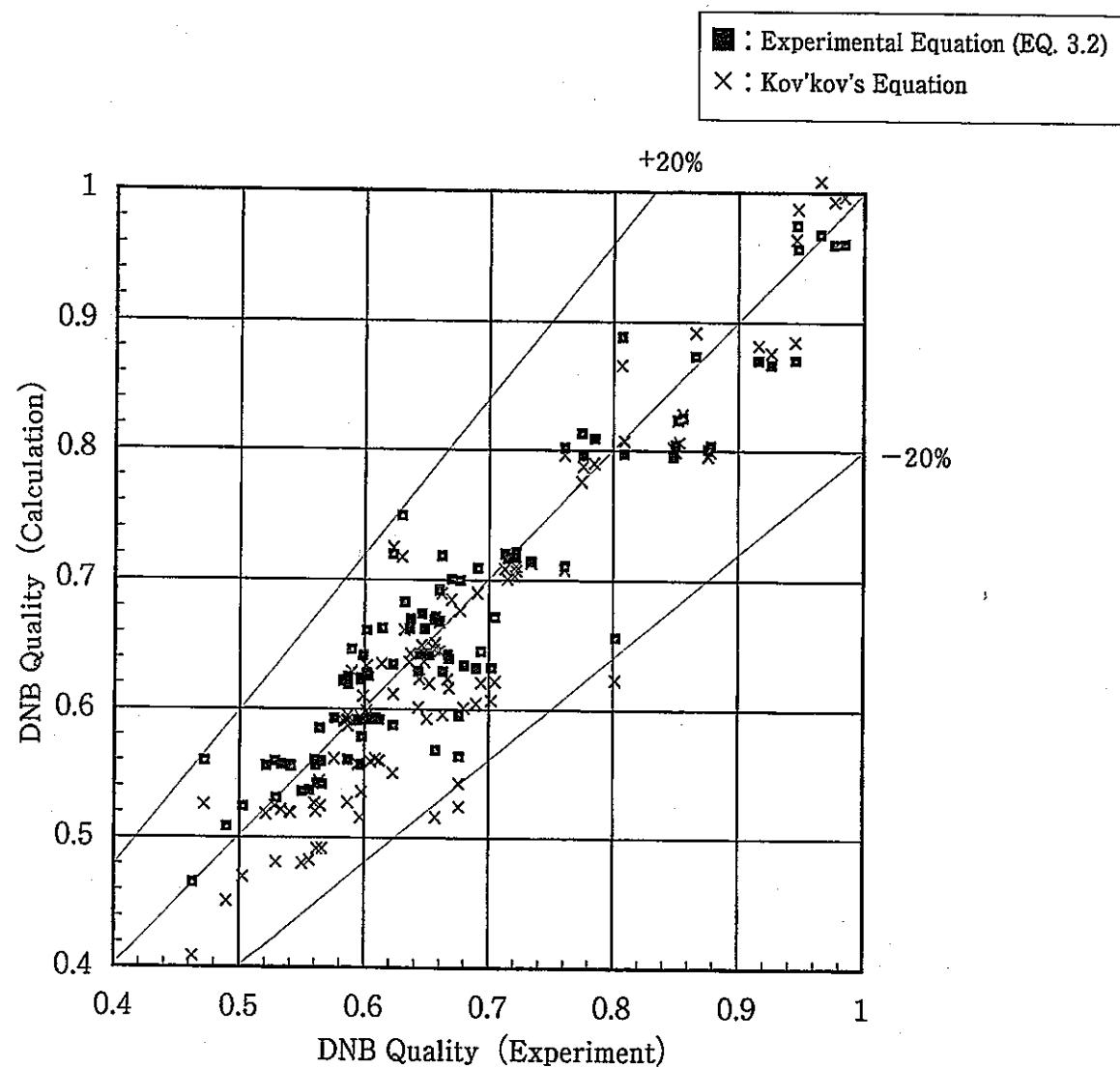


Fig. 3.3-7

The Comparison of the Error of Experimental Equation and Kon'kov's Equation

3.4 ナトリウム側熱伝達率

2重管蒸気発生器の伝熱性能評価およびDNB振動評価のための基礎特性であるナトリウム側熱伝達率の評価を行った。

3.4.1 試験結果

DNB試験および過熱沸騰試験結果を用いナトリウム側熱伝達率（プラグ前およびプラグ後）を計算し、この結果をFig. 3.4-1に示す。同図において中心点は伝熱管内部温度測定用熱電対取付位置を設計値（基準値）とし上下の点についてはその取付位置あるいは温度測定位置誤差として熱電対の半径である±0.25mm考慮したものである。基準値に比べ熱電対位置が伝熱管外表面に近いとした場合（下端値）で最大約-15%、その反対の場合（上端値）で最大約+25%の差が生じている。実験より求まった熱伝達率は流量に対し若干右上がりの傾向となっている。

3.4.2 試験結果と既存の相関式との比較

Table 4.3-1に示す既存の熱伝達相関式と試験結果の比較を行い、この結果をFig. 3.4-2に示す。

Graber-Riegerの計算値は試験結果より大きく、またLubarsky-KaufmanおよびSeban-Shimazakiの計算値は試験結果より小さい。このうちGraber-Riegerの式による計算値が最も実験値に近く、実験値との比の平均値（修正係数）は0.829であり、Fig. 3.4-3に示すようにこの修正係数を用いることにより実験値と良く一致するようになる。文献によればGraber-Riegerの式はPeclet numberが約200～3000において実験による検証が行われており、一方、2重管小型SGモデルでは70～250の低Peclet number領域で試験を行っているため、修正係数が必要になったと考えられる。

3.4.3 実験式の導出

3.4.2節での既存の相関式との比較においては、Graber-Riegerの式が実験値に最も近いことが分かった。本節では得られた試験結果に基づき、実験式の導出を試みる。液体金属のNusselt numberはPeclet number (= Pr × Re)の関数となるため、ナトリウム側熱伝達率が次の相関式の形で表現されると仮定し、その各係数を求めた。

$$Nu = A + B \cdot Pe^C \quad (3.4-5 \text{ 式})$$

Nu : Nusselt number (-)

Pe : Peclet number (-) ($Pe = Pr \times Re$)

A～C : 係数

プラグ前およびプラグ後の両データより最小二乗法を用いて各係数を求めると以下の式が得られ、Fig. 3.4-2にこの実験式をプロットした。

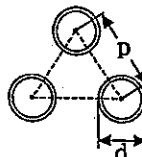
$$Nu = 4.77 + 0.728 \cdot Pe^{0.454} \quad (3.4-6 \text{ 式})$$

また、プラグ前試験においても同様の手法で既に実験式が算出されており（3.4-7式：文献1参照）、この実験式もFig. 3.4-2に合わせてプロットした。

$$Nu = 6.0 + 0.7307 \cdot Pe^{0.404} \quad (3.4-7 \text{ 式})$$

また、Fig. 3.4-4に実験値と実験式による計算値（3.4-6式、3.4-7式）の比較を示すが、両者とも実験式による計算値は実験値のほぼ±15%以内となっている。プラグ前試験から導出した3.4-7式と今回プラグ前およびプラグ後の両データから導出した3.4-6式ではその係数が多少異なっているが、Fig. 3.4-4からわかるようにその差は小さく、また蒸気発生器の熱交換性能は水側の熱伝達率が支配的となっており、実験誤差も考慮すると両式の係数の違いは有意なものではない。

Table 3.4-1 Sodium Side Heat Convection Correlation

Graber-Rieger	$Nu = a + b Pe^c$ $a = 0.25 + 6.20 p/d$ $b = -0.007 + 0.032 p/d$ $c = 0.8 - 0.024 p/d$ <p>p : Tube Pitch (36mm) d : Diameter (19mm)</p> 	Straight Tube SG
Maresca-Dweyer	$Nu = C1 + C2 (\Psi Pe)^{C3}$ $C1 = 6.66 + 3.126 (P/d) + (P/d)^2$ $C2 = 0.0155$ $C3 = 0.86$ $\Psi = 1.0 - \frac{1.82}{Pr (\epsilon_M / \nu)_{max}^{1.4}}$ $(\epsilon_M / \nu)_{max} = 4.0 + 0.002897 \cdot Re^{0.919}$	SNR-300
Lubarsky-Kaufman	$Nu = 0.625 Pe^{0.4}$	Monju IHX
Seban-Shimazaki	$Nu = 5.0 + 0.025 Pe^{0.8}$	

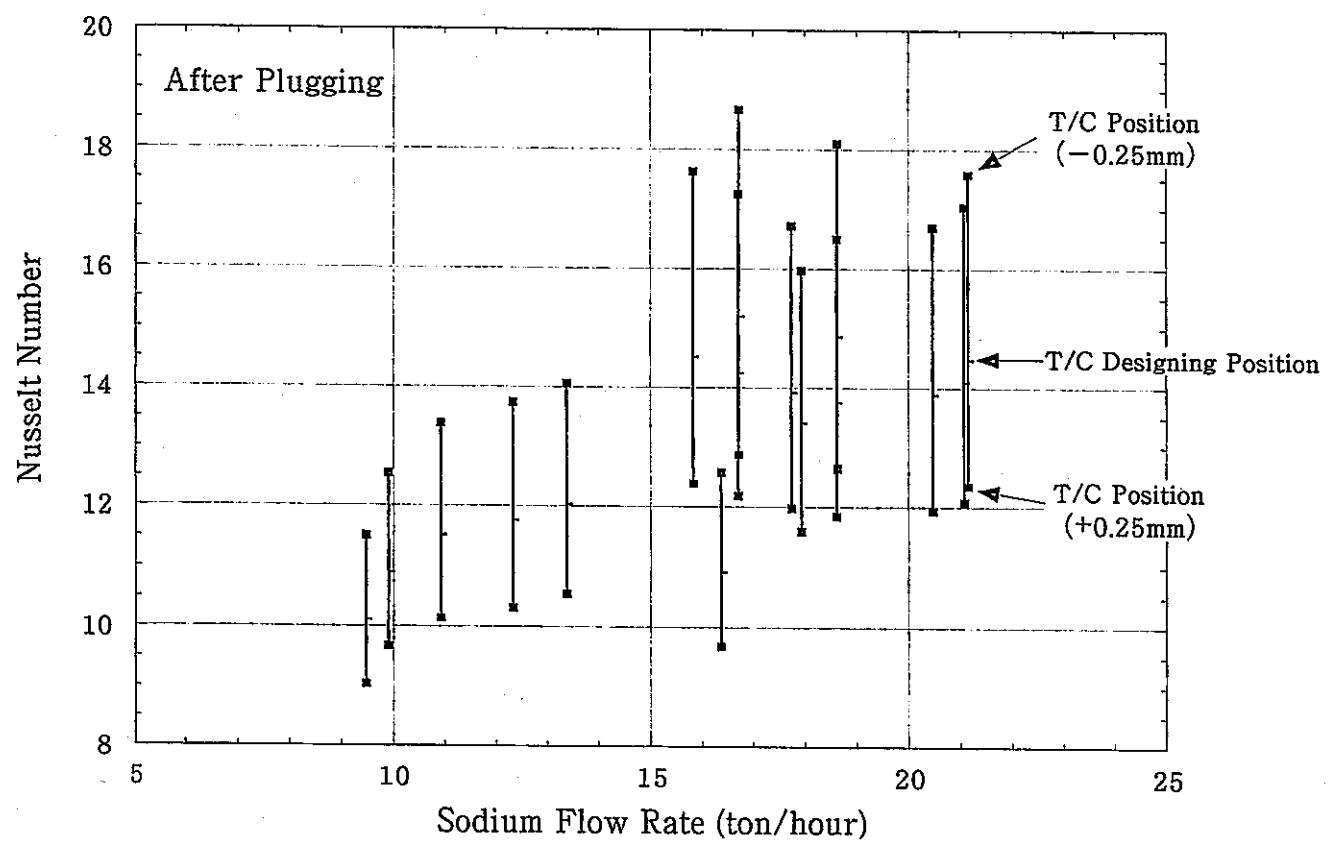
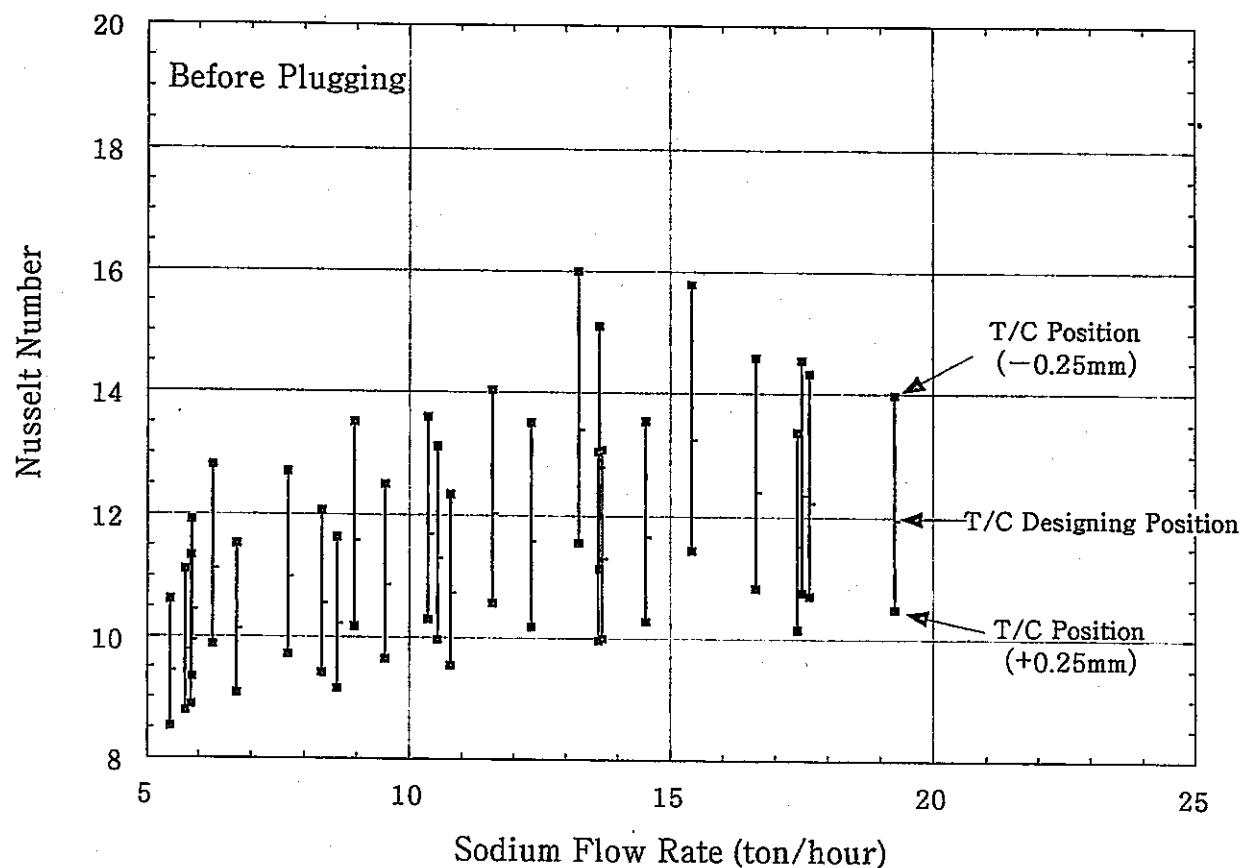


Fig. 3.4-1 The relation between Sodium Flow Rate and Nusselt Number

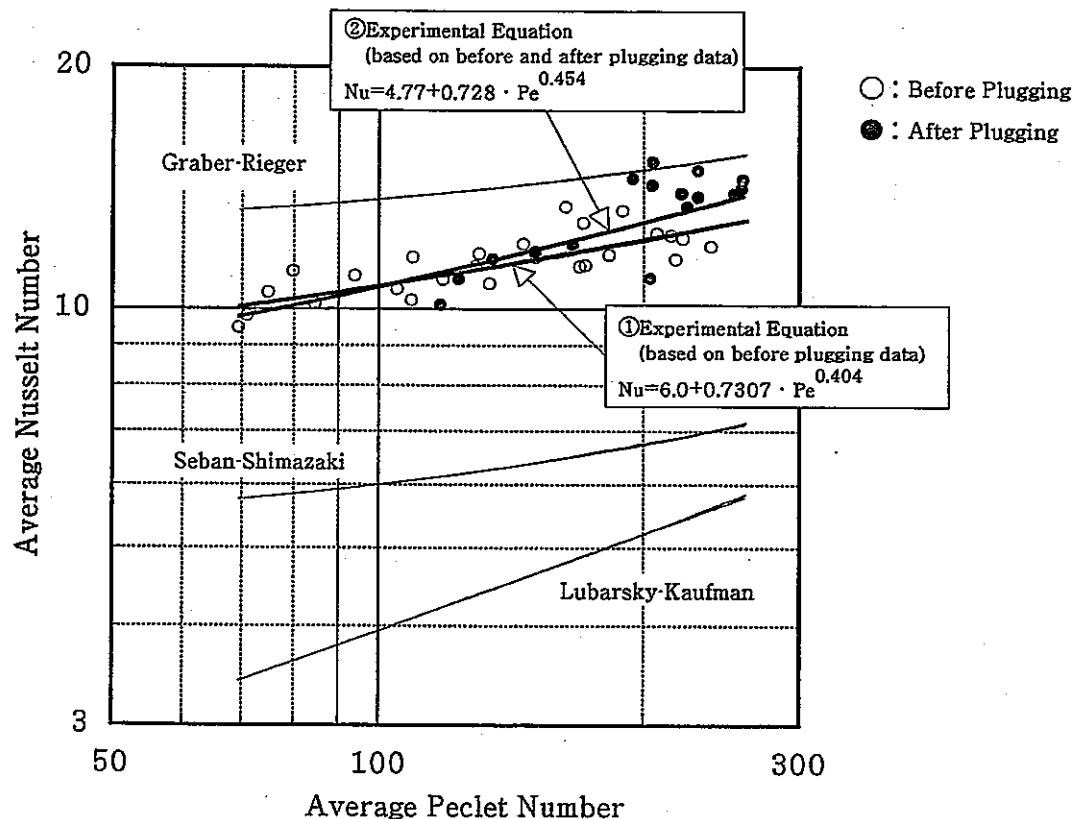


Fig. 3.4-2

The Relation between Nusselt Number and Peclet Number on Sodium Side

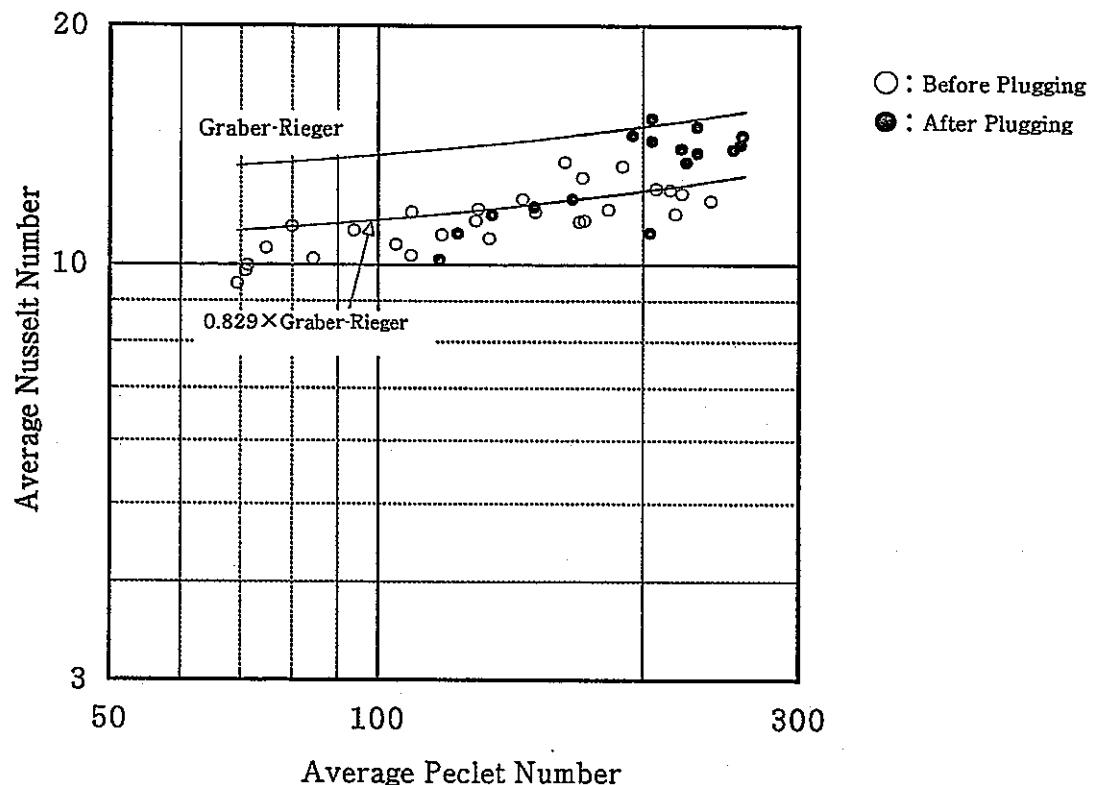


Fig. 3.4-3 Graber-Rieger's Equation and Its Modification

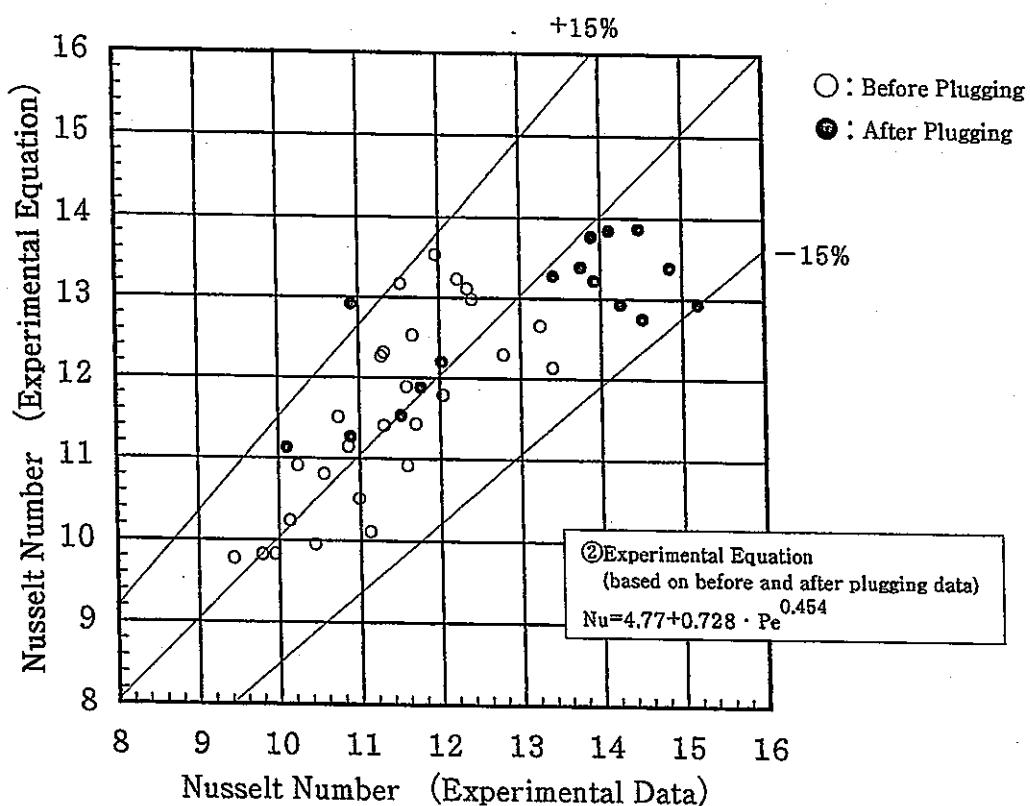
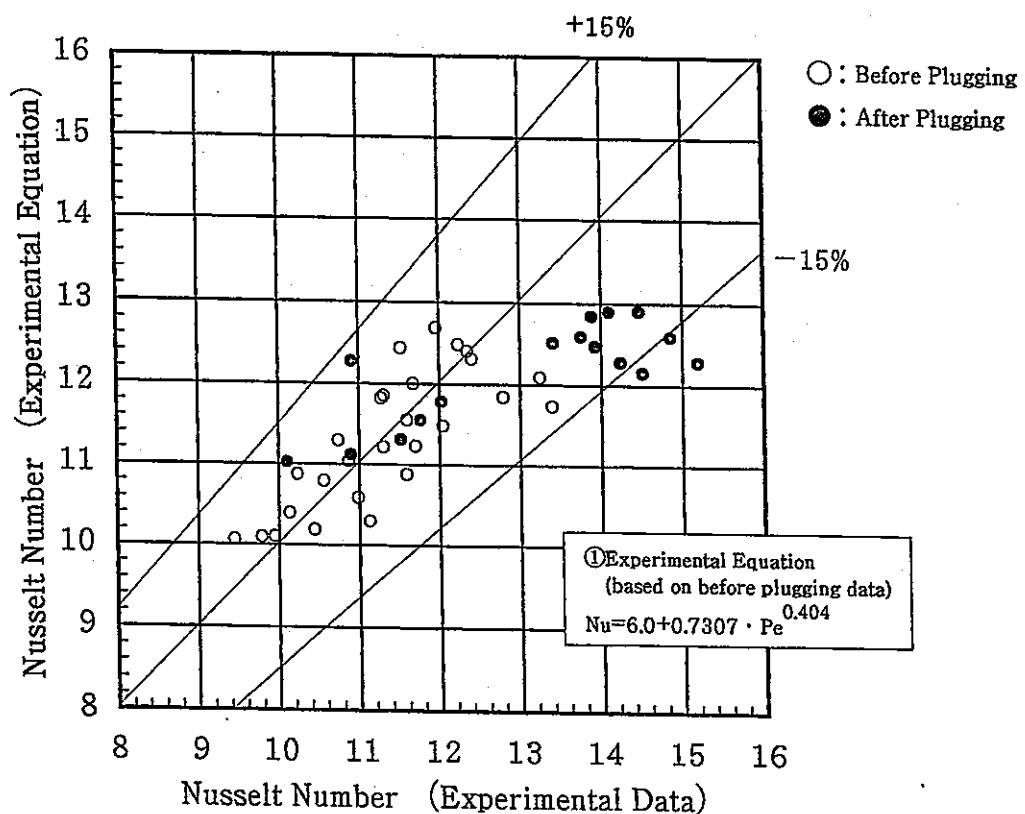


Fig. 3.4-4 The Error of the Experimental Equation of Nusselt Number

3.5 予熱域熱伝達率

3.5.1 相関式との比較

図3.5-1にReynolds numberとNu/Pr^{0.4}の関係を示す。図には、Dittus-Boelterの式（Table 3.5-1）による計算値も示すが、これらの式と実験値とはやや異なる値を示した。したがって、実験値とDittus-Boelterの式の比の平均値（修正係数）を、それぞれの相関式に乗じた値もあわせてプロットした。実験値と式の比の平均値（修正係数）は0.847であり、同修正係数を用いることにより実験値と修正相関式の値は近づく。しかし、図中で高Reynolds number領域では実験値の方が高く、また低Reynolds number領域では実験値の方が低いケースが多くなっており、Reynolds number、Plantl numberの指数が実験値と両相関式では一致していない。

3.5.2 実験式の導出

試験結果とDittus-Boelterの式ではReynolds numberの指数が異なるため、Dittus-Boelter型の式を仮定し(3.5-1式)、プラグ前およびプラグ後データを用いて多変数最小2乗法(付録-1)により実験式を導出した。

$$Nu_{\ell} = A \times Re_{\ell}^B \times Pr_{\ell}^C \quad (3.5-1\text{式})$$

Nu_ℓ : Nusselt number (-)

Re_ℓ : Reynolds number (-)

Pr_ℓ : Plantl number (-)

(添字_ℓは水温度での値を示す。)

この結果得られた係数は次のとおりである。

$$Nu_{\ell} = 0.000324 \times Re_{\ell}^{1.19} \times Pr_{\ell}^{1.08} \quad (3.5-2\text{式})$$

また、プラグ前試験においても実験式は既に算出されており(参考文献1)、これを3.5-3式に示す。

$$Nu_{\ell} = 0.0005674 \times Re_{\ell}^{1.136} \times Pr_{\ell}^{1.20} \quad (3.5-3\text{式})$$

予熱域評価においては、3.5-2式と3.5-3式は、ほぼ同じ式になっていることがわかる。上記2つの実験式(3.5-2式と3.5-3式)における実測値と計算値の比較をFig. 3.5-5に示すが、その精度は約±20%以内で、両式に有意な違いはない。さらに、修正Dittus-Boelterの式について実験値との比較をFig. 3.5-6に示すが、約±30%の精度であることが確認できた。

Table 3.5-1 Pre-heat Region Heat Convection Correlation

Dittus-Boelter	$Nu_{\ell} = \frac{h/De}{\lambda_{\ell}} = 0.023 Re_{\ell}^{0.8} \cdot Pr_{\ell}^{0.4}$ $Re_{\ell} = \frac{v_{\ell} \cdot De}{\nu_{\ell}} \quad Pr_{\ell} = \frac{Cp_{\ell} \cdot \nu_{\ell} \cdot \gamma_{\ell}}{\lambda_{\ell}}$ <p> h : Heat Transfer Coefficient λ : Thermal Conductivity γ : Density ν : Dynamic Viscosity v : Velocity De : Tube diameter of inner surface Cp : Specific heat at constant pressure " ℓ " stands for the value at liquid state </p>	Monju, CRBRP, SNR-300, Phenix
----------------	---	----------------------------------

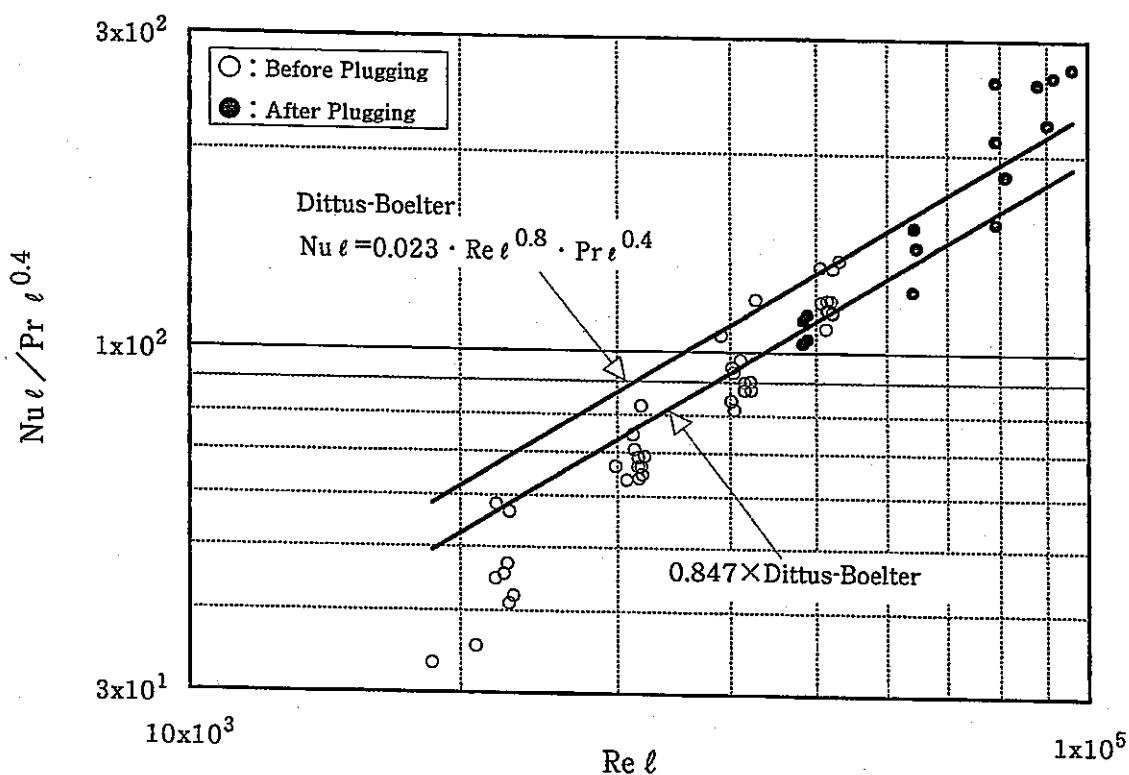


Fig. 3.5-1

The Comparison of Dittus-Boelter's Equation and Experimental Data (Pre-heat Region)

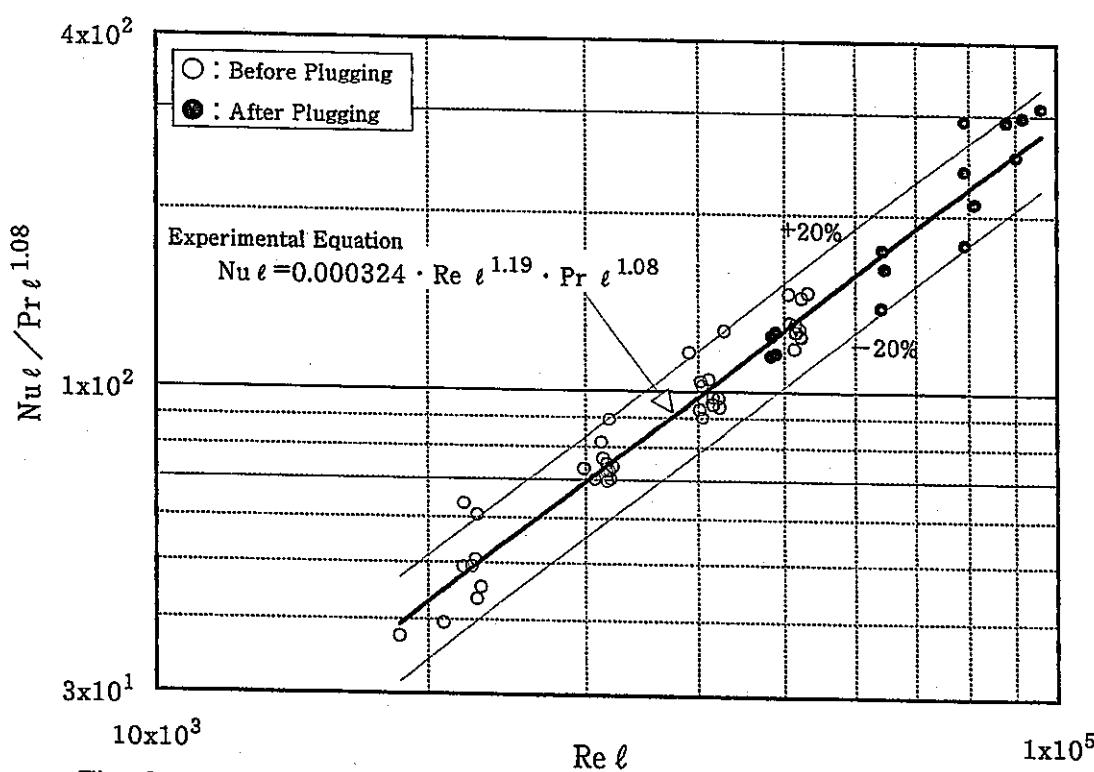


Fig. 3.5-2

The Comparison of Experimental Equation and Experimental Data (Pre-heat Region)

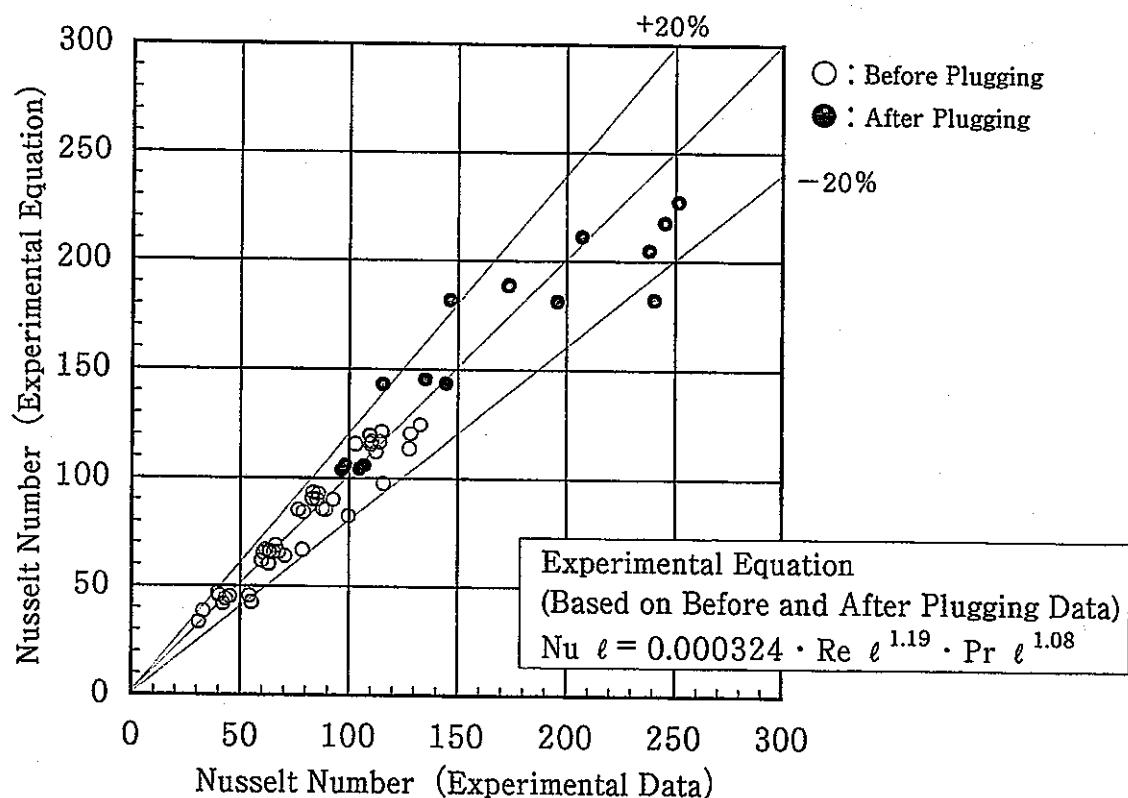
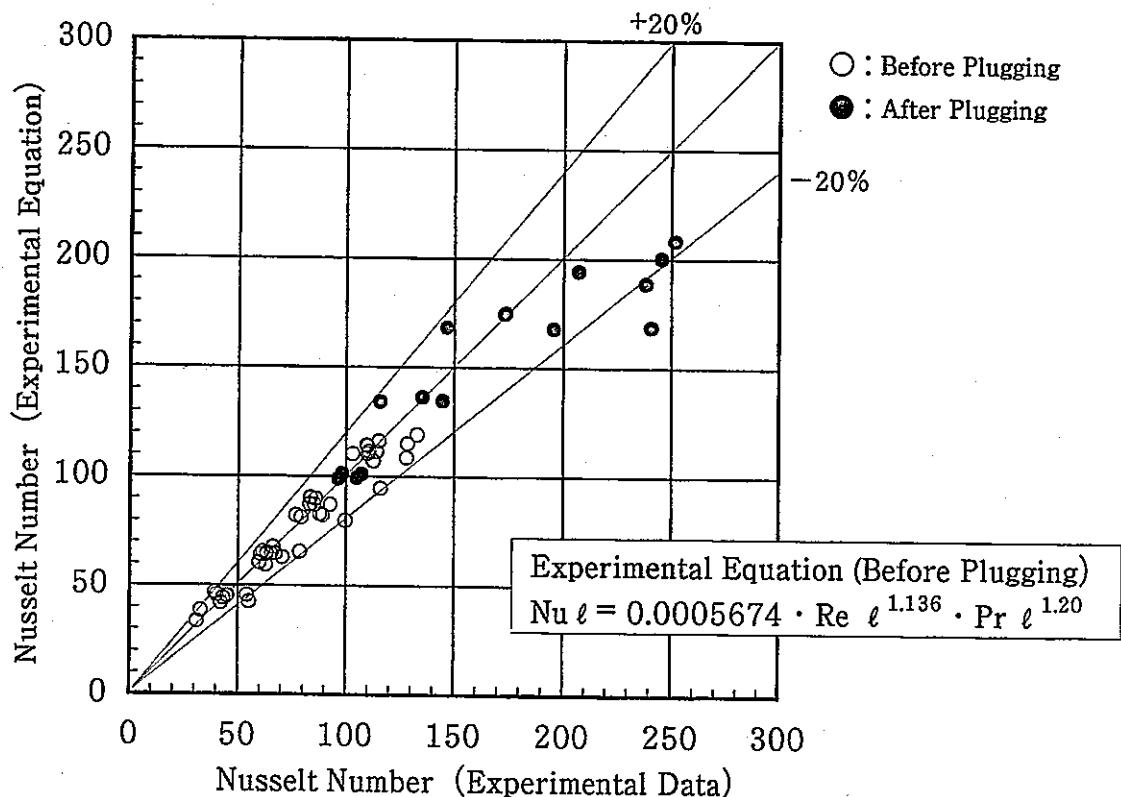


Fig. 3.5-3
 The Error of Experimental Equation (Pre-heat Region)

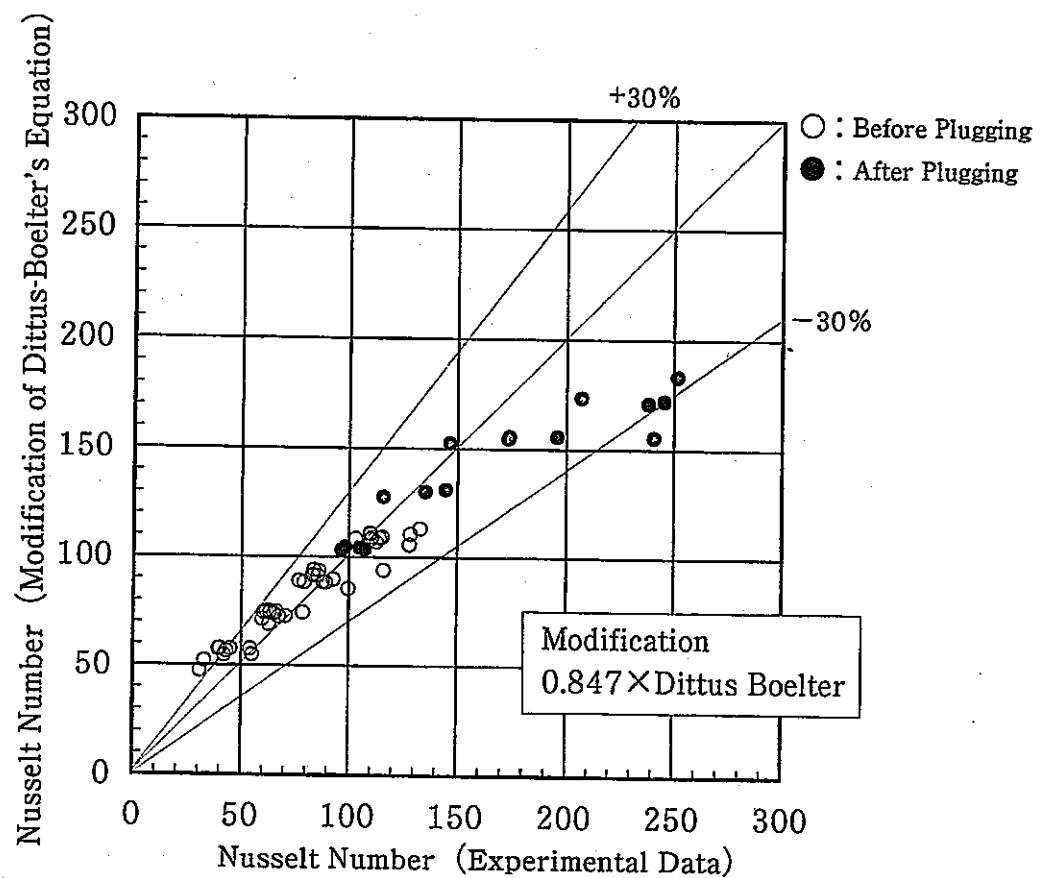


Fig. 3.5-4
The Error of the Modification of Dittus-Boelter's Equation (Pre-heat Region)

3.6 核沸騰域熱伝達率

3.6.1 相関式との比較

Fig. 3.6-1にプラグ前およびプラグ後試験での熱伝達率実験値と各種相関式 (Table 3.6-1) により実験データを用いて計算した熱伝達率の比較を示す。平均熱伝達率は $10^4 \sim 10^6$ kcal/m²h°Cの範囲に不規則に分布しており、平均ヒートフラックスと明確な相関を示していない。また平均熱伝達率はそれぞれの相関式と一致していない。Fig. 3.6-2とFig. 3.6-3には実験から得られたNusselt numberと、実験データを用いてそれぞれDengler-Addoms、Schrock-Grossmanの式より計算したNusselt numberをPlantl number (実測値) のべき乗で除した値との比較を示すが、同様に明確な相関を示していない。

計算式による熱伝達率は、Dengler-Addoms、Schrock-Grossman、Thom、Jens-Lottesの順に熱伝達率は高くなり、実験値は全ての点でDengler-AddomsおよびSchrock-Grossmanの式よりは高い値となっている。

Fig. 3.6-4に全熱抵抗 (Na側、伝熱管、ギャップ部、水側の熱抵抗を合わせた抵抗) と水側の熱抵抗の比較を示す。水側熱抵抗については実験値より熱伝達率が全ての点で低いSchrock-Grossmanの式による値で全熱抵抗の約20%、最も高い熱伝達率を計算するJens-Lottesの式 (熱伝達率で 10^5 Kcal/m²h°C程度) では約1%となっており、核沸騰領域においては熱抵抗の支配的要因は水側熱伝達率ではなく、他の熱抵抗であることが分かる。このことから、蒸気発生器の伝熱性能を評価するための伝熱相関式としては、Schrock-Grossmanの式を用いれば、最も低い熱伝達率を与える保守的な結果となり、Thom、Jens-Lottesの式による差は少ないと考えられる。

なお、本核沸騰域の検討において、試験ケースによっては、温度測定、使用ナトリウム側熱伝達率計算式、材料物性値等の誤差のため計算上負値になる場合もあり、それについてはNa側熱伝達率をより良好な値と仮定して計算した。(付録-2参照)

3.6.2 DNB点近傍核沸騰域での局所熱伝達率

DNB点における温度振動評価では平均熱伝達率ではなく、DNB点における局所的な熱伝達率が必要である。Fig. 3.6-5とFig. 3.6-6にプラグ前およびプラグ後試験のDNBクオリティおよび局所ヒートフラックス (DNB点近傍核沸騰域) と熱伝達率の関係を示す。実験で得られた熱伝達率は $10^4 \sim 10^6$ kcal/m²h°Cの範囲に分布し、DNBクオリティや、局所ヒートフラックスに対しては熱伝達率は明確な相関を示していない。

得られた実験結果は、数点を除いてSchrock-Grossmanの式とJens-Lottesの式の両式で範囲にはほぼ入っている。DNB温度振動は熱伝達率の良好な核沸騰と熱伝達率の悪い膜沸騰の繰り返しにより生じるため、Jens-Lottesの式を用いれば熱伝達率の差が大きくなり、ひいては伝熱管温度落差も大きくなるためDNB点の温度振動による疲労評価に対し保守的な評価となる。

Table 3.6-1 Nucleate Boiling Region Heat Convection Correlation

Jens-Lottes	$\Delta T_{sat} = 0.821 q_i^{0.25} e^{(-p/63)} \quad (\Delta T_{sat} = t_w - t_{sat})$ Δ Tsat : The Difference between Inner Surface Temperature and Saturated Temperature (°C) q _i : Heat Flux (kcal/m ² hr) p : Pressure (kg/cm ² a)	Straight Tube SG
Thom	$\Delta T_{sat} = 0.0243 q_i^{0.5} e^{(-p/88.5)}$ Δ Tsat : The Difference between Inner Surface Temperature and Saturated Temperature (°C) q _i : Heat Flux (kcal/m ² hr) p : Pressure (kg/cm ² a)	FTM
Dengler-Adoms	$h = A \left[\frac{1}{X_{tt}} \right]^n \times h_\ell$ $A = 3.5 \quad n = 0.5$ $\frac{1}{X_{tt}} = \left[\frac{X}{1-X} \right]^{0.9} \cdot \left[\frac{\gamma_\ell}{\gamma_g} \right]^{0.5} \cdot \left[\frac{\eta_g}{\eta_\ell} \right]^{0.1}$ $h_\ell = 0.023 \frac{\lambda_\ell}{De} \left[\frac{De \cdot G_m (1-X)}{\eta_\ell} \right]^{0.8} Pr_\ell^{0.4}$ <p> h : Heat Transfer Coefficient λ : Thermal Conductivity x : Quality γ : Density η : Viscosity G_m : Mass Velocity De : Tube diameter of inner surface </p> <p style="text-align: right;"> Attachment ℓ : Saturated Water g : Saturated Steam </p>	Phenix
Schrock-Grossman	$Nu_\ell = 1.7 \times 10^2 \left\{ B_0 + 1.5 H 10^{-4} X_{tt}^{-2/3} \right\} Re_\ell^{0.8} \cdot Pr_\ell^{1/3}$ $B_0 = \frac{q/A}{G_m \cdot h_{fg}}$ $Re_\ell = \frac{De \cdot G_m}{\eta_\ell} (1-X)$ $X_{tt} = \left[\frac{1}{X} - 1 \right]^{0.9} \cdot \left[\frac{V_f}{V_g} \right]^{0.5} \cdot \left[\frac{\eta_f}{\eta_g} \right]^{0.1}$ <p> q/A : Heat Flux G_m : Mass Velocity h_{fg} : Latent Heat V : Specific Volume η : Viscosity </p> <p>Attachment "f" : Average of the Value at Inner surface and Fluid</p>	

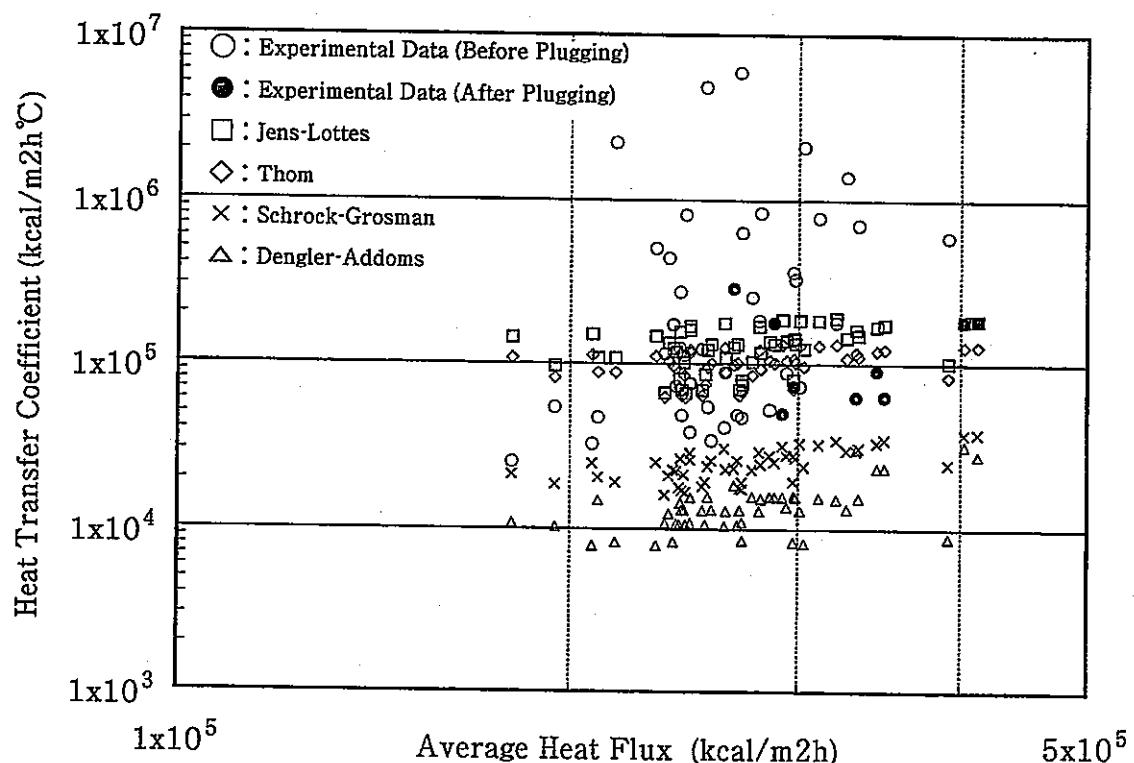


Fig. 3.6-1 The Relation between Heat Transfer Coefficient and Average Heat Flux (Nucleate Boiling Region)

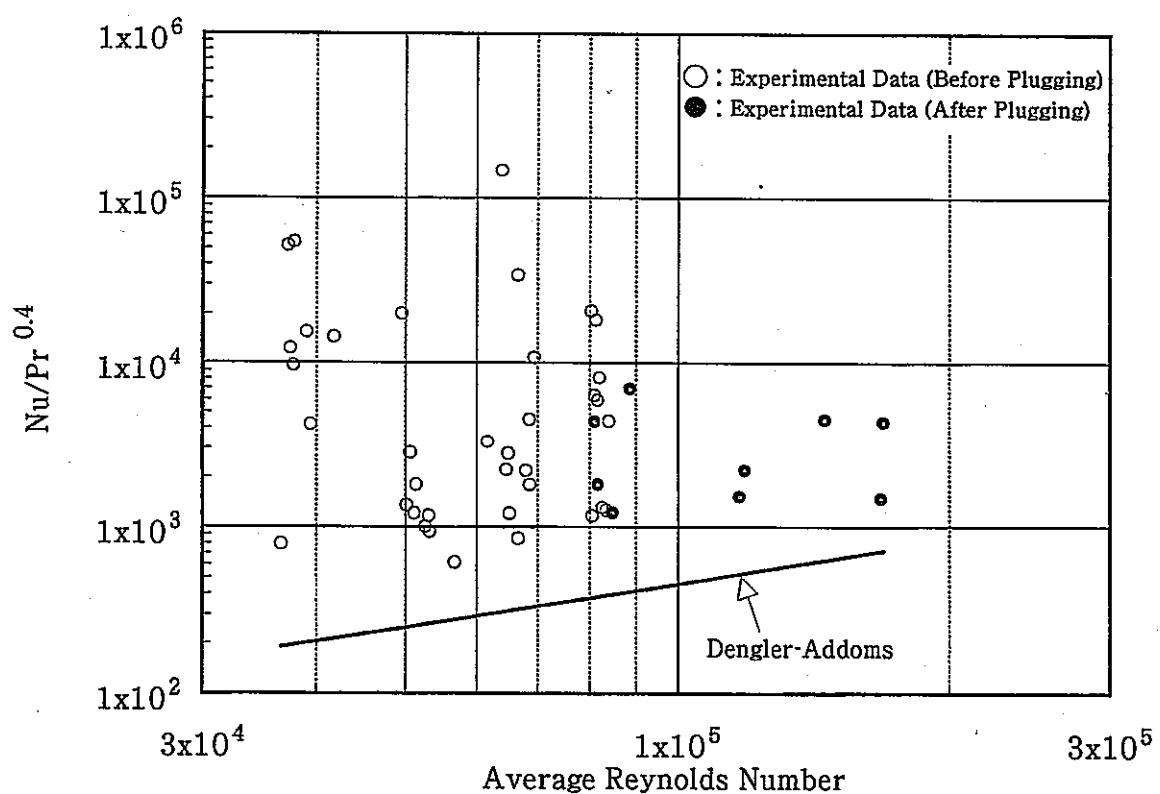


Fig. 3.6-2
The Comparison of Dengler-Addoms' Equation and Experimental Data (Nucleate Boiling Region)

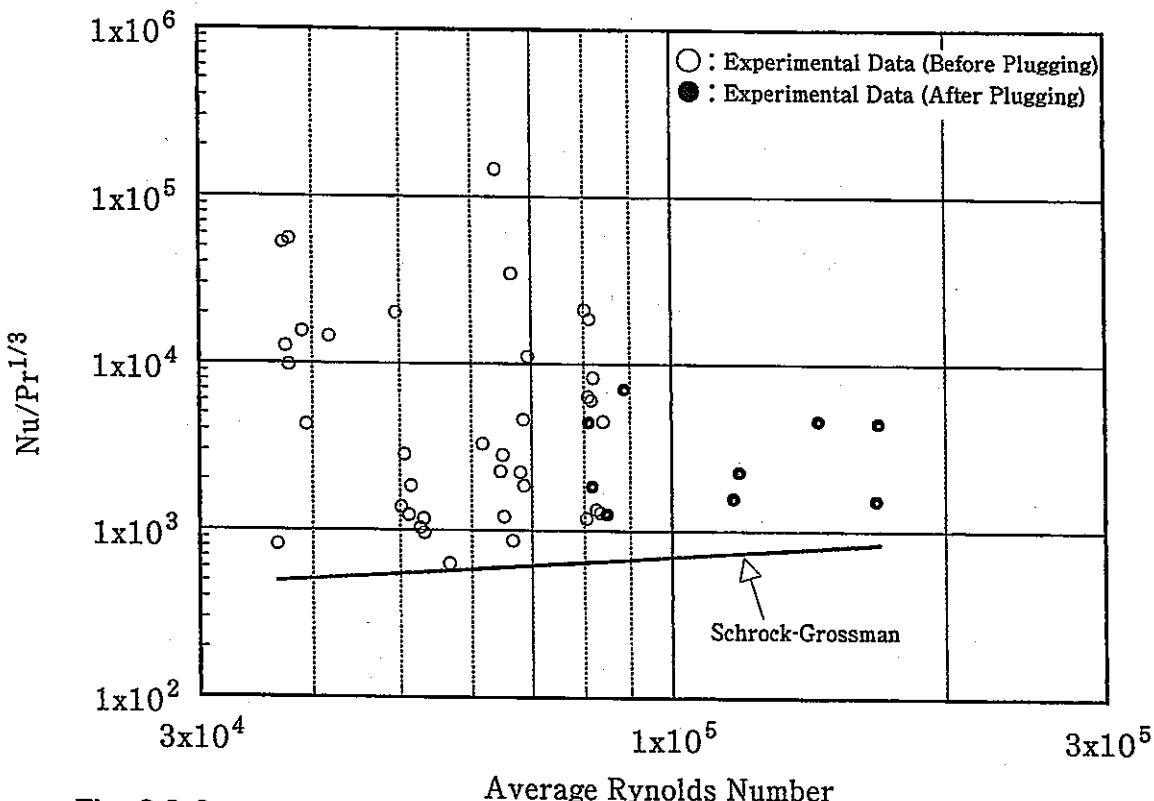


Fig. 3.6-3

The Comparison of Schrock-Grossman's Equation and Experimental Data (Nucleate Boiling Region)

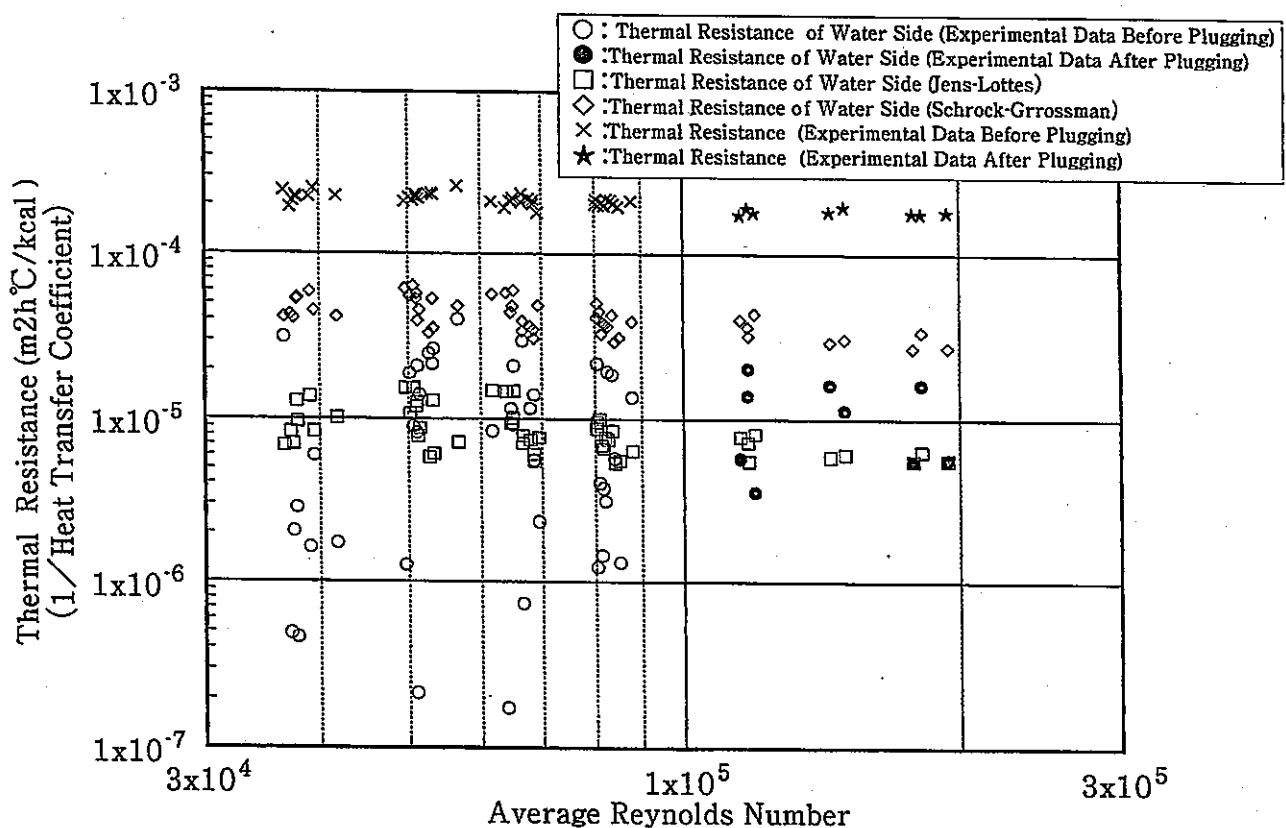


Fig. 3.6-4

The Relation between Average Reynolds Number and Thermal Resistance (Nucleate Boiling Region)

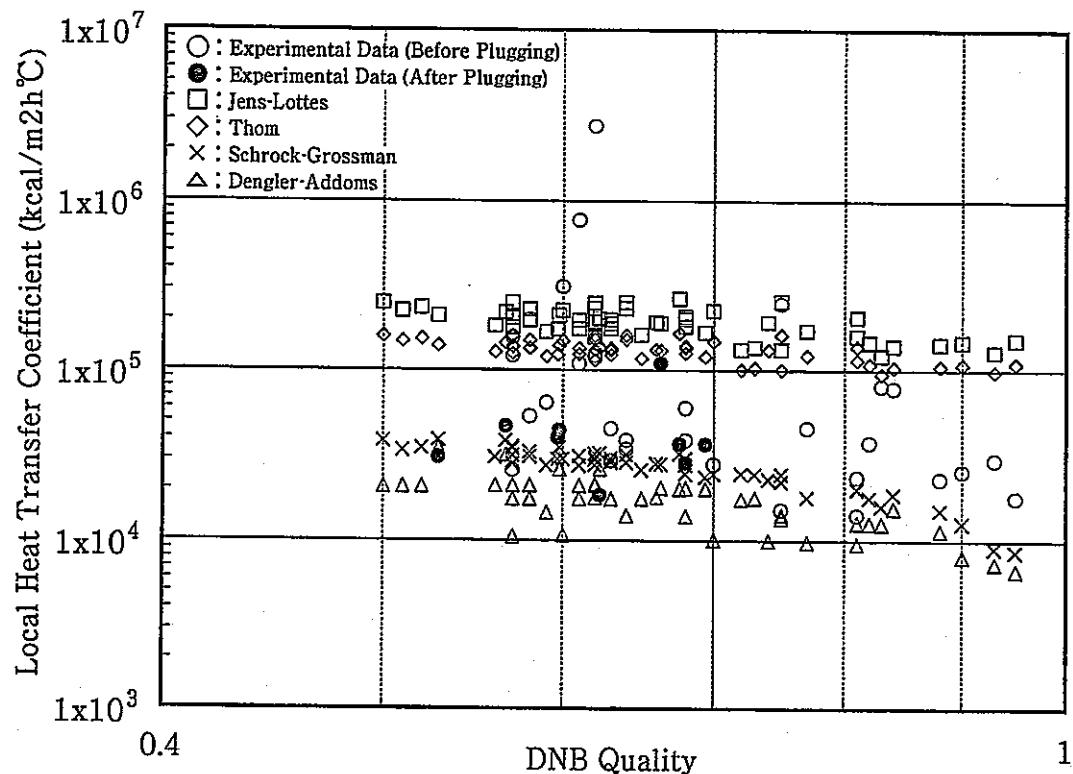


Fig. 3.6-5

The Relation between DNB Quality and Local Heat Transfer Coefficient
(DNB Point in Nucleate Boiling Region)

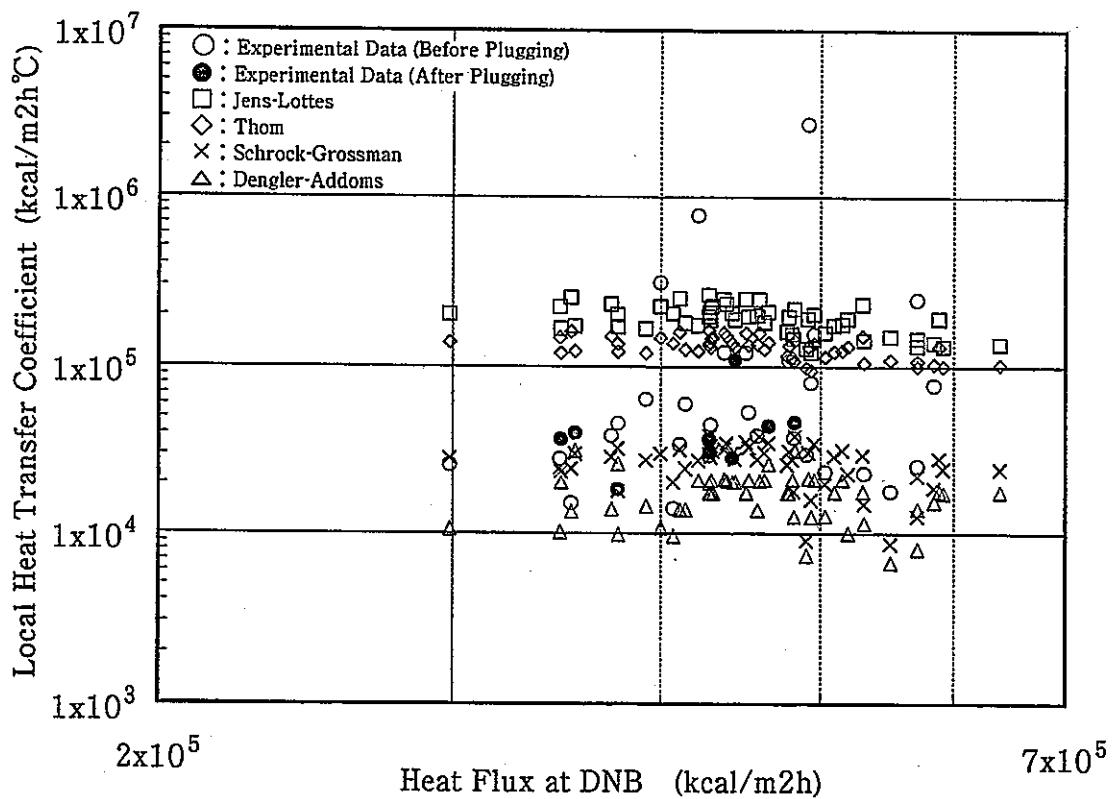


Fig. 3.6-6

The Relation between Heat Flux and Local Heat Transfer Coefficient
(DNB Point in Nucleate Boiling Region)

3.7 膜沸騰域熱伝達率

DNB温度振動評価および蒸気発生器伝熱性能評価上重要である膜沸騰領域における水側熱伝達率の評価を行った。実験値との比較に用いた既存の相関式はTable 3.7-1に示す。

3.7.1 相関式との比較

本項ではポストドライアウト域（膜沸騰域）全域での平均的な熱伝達率の評価を行う。Fig. 3.7-1～Fig. 3.7-3に、それぞれMod.Tong、Dougall-RohsenowおよびBishopの式と実験結果の比較を示す。相関式は実験から得られたReynolds number、Plantl numberに基づいてNusselt numberを計算したものである。実験値においてプラグ前とプラグ後を比較すると、プラグ前では同一Reynolds numberに対してかなりばらついているのに対し、プラグ後ではほぼ直線上の分布となった。これは、プラグ前試験の方が試験パラメータ範囲が広いためその影響が現れたと考えられる。また相関式との比較では3つの式の中ではMod.Tongが最も実験値に近い値となった。実験値とMod.Tongの比の平均値（修正係数）は0.727であり、この修正係数を用いることにより実験式と修正相関式の値はさらに近づくが、プラグ前試験でのデータは分布幅が大きく、またプラグ後試験ではパラメーター範囲が狭いためため、この修正相関式で必ずしも精度の良い値が得られていない。Dougall-Rohsenow式については、適用できる質量流速範囲(1660～3650 kg/m²sec)が2重管SG小型モデルでの試験範囲(190～920 kg/m²sec)よりも大きいため、実験値との差が大きくなつたと考えられる。

3.7.2 実験式の導出

前項の既存の相関式との比較においてはMod.Tongの式が比較的良好一致した。しかがって、ここではMod.Tong型の実験式の作成による検討を行う。

$$Nu_T = A \cdot (Re^{*1})^B \cdot Pr_T^C \quad (3.7-1\text{式})$$

$$Re^{*1} = Re_T \left[x + (1-x) \left(\frac{\gamma_g}{\gamma_\ell} \right) \right] \left(\frac{\gamma_T}{\gamma_g} \right)$$

X : クオリティ

添字 g : 飽和蒸気

γ : 流体密度

ℓ : 飽和水

T : 伝熱管内壁温度での値

プラグ前およびプラグ後データを用いて非線形多変数最小2乗法（付録-1）により、次式に示すようにA～Cの係数を求めた。

$$Nu_T = 0.174 \cdot (Re^{*1})^{0.613} \cdot Pr_T^{1.08} \quad (3.7-2\text{式})$$

この実験式によるプラグ前およびプラグ後の計算値と実験値を比較したグラフがFig. 3.7-4であり、データから導出した実験式のため前出の相関式よりは良く一致するようになる。Mod.Tongの修正式の場合と同様に、プラグ前試験でのデータは分布幅が大きくその精度はNusselt numberにおいて-30~+90%である。

3.7.3 DNB点近傍膜沸騰域での局所熱伝達率

DNB点における温度振動評価のため核沸騰からの遷移直後(DNB点近傍膜沸騰域)の熱伝達率の検討を行った。Fig. 3.7-5にDNB点近傍膜沸騰域での実測値とMod.Tongの比較を示す。Mod. Tongの式の修正係数は0.905(0.929)である(かっこ内はプラグ前試験での値)。

Table 3.7-1 Film Boiling Region Heat Convection Correlation

Mod.Tong	$Nu_T = \frac{h \cdot De}{\lambda_T} = 0.0033 \cdot Re^{*1} \cdot Pr_T^{0.5}$ $Re^{*1} = Re_T \left[x + (1-x) \frac{\gamma_g}{\gamma_\ell} \right] \frac{\gamma_T}{\gamma_g}$ $Re_T = \frac{v_T \cdot De}{\nu_T} \quad Pr_T = \frac{Cp_T \cdot \nu_T \cdot \gamma_T}{\lambda_T}$ <p> h : Heat Transfer Coefficient λ : Thermal Conductivity x : Quality γ : Density ν : Dynamic Viscosity v : Velocity De : Tube diameter of inner surface Cp : Specific heat at constant pressure </p>	Straight Tube SG
Dougall -Rohsenow	$Nu_g = \frac{h \cdot De}{\lambda_g} = 0.023 \cdot (Re^{*2})^{0.8} \cdot Pr_g^{0.4}$ $Re^{*2} = Re_g \left[x + \frac{\gamma_g}{\gamma_\ell} (1-x) \right]$ $Re_g = \frac{Vg \cdot De}{\nu_g} \quad Pr_g = \frac{Cp_g \cdot \nu_g \cdot \gamma_g}{\lambda_g}$	
Bishop	$Nu_f = \frac{h \cdot De}{\lambda_f}$ $= 0.0193 \cdot Re_f^{0.8} \cdot Pr_f^{1.23} \left[x + (1-x) \frac{\gamma_g}{\gamma_\ell} \right]^{0.68} \frac{\gamma_g}{\gamma_\ell}^{0.068}$ $Re_f = \frac{Vf \cdot De}{\nu_f} \quad Pr_f = \frac{Cp_f \cdot \nu_f \cdot \gamma_f}{\lambda_f}$ $\text{Modification} = \left[x + (1-x) \frac{\gamma_g}{\gamma_\ell} \right]^{0.68} \cdot \left[\frac{\gamma_g}{\gamma_\ell} \right]^{0.068}$ <p>Attachment "f" : The average of the value at inner tube surface and fluid</p>	CRBRP

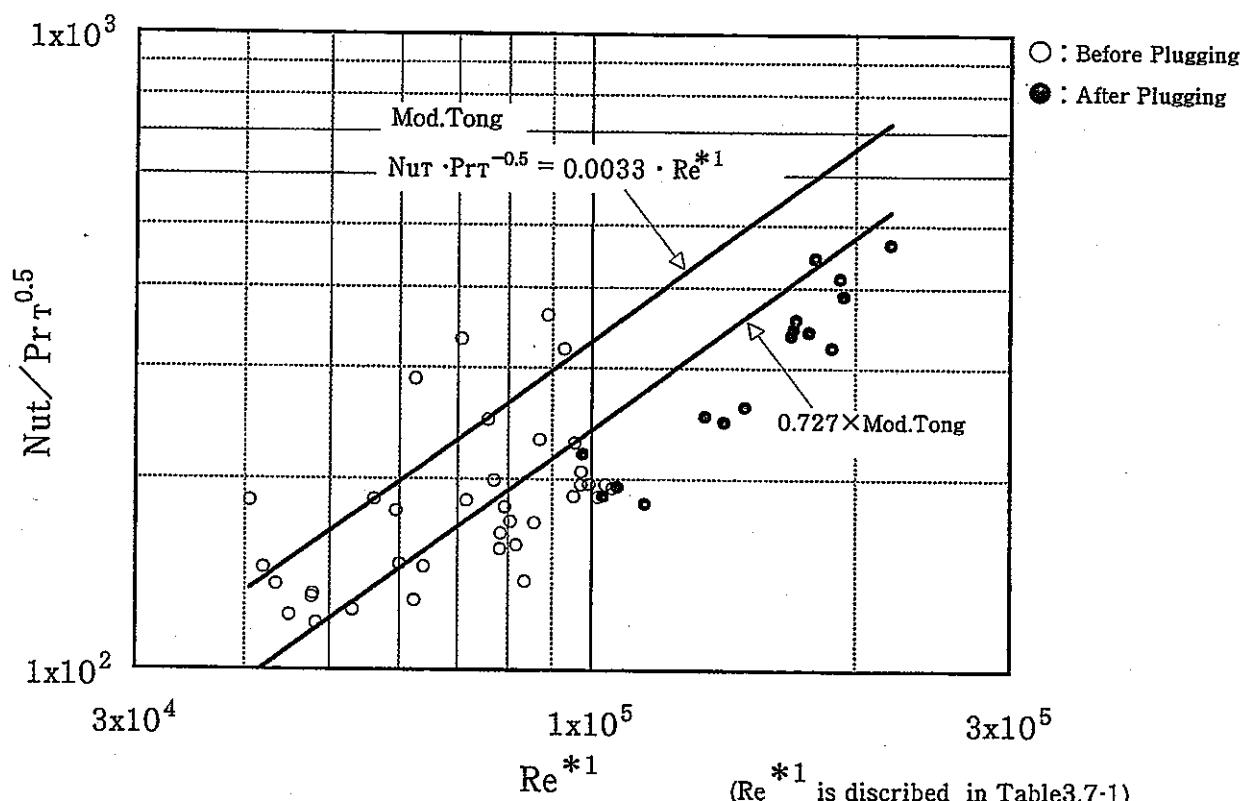


Fig. 3.7-1 The Comparison of Experimental Data and Mod.Tong's Equation (Film Boiling Region)

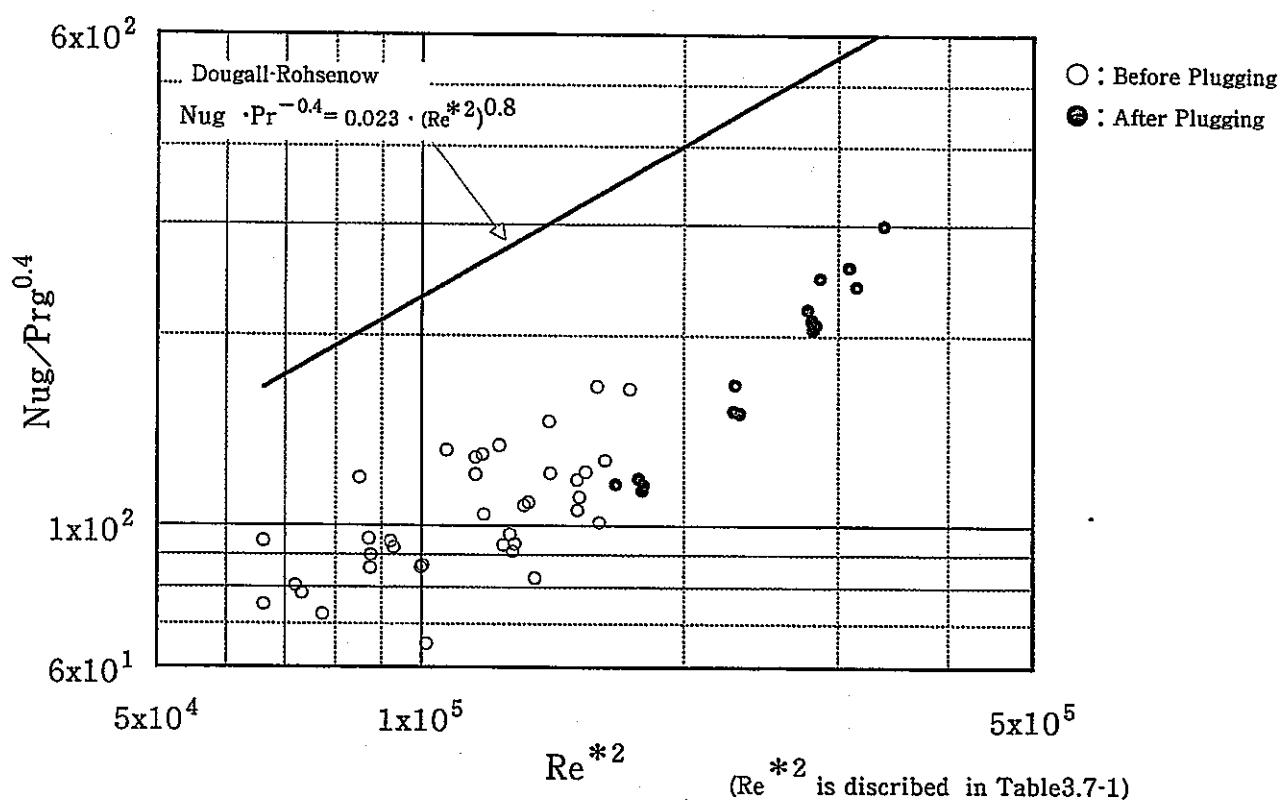


Fig. 3.7-2 The Comparison of Experimental Data and Dougall-Rohsenow's Equation (Film Boiling Region)

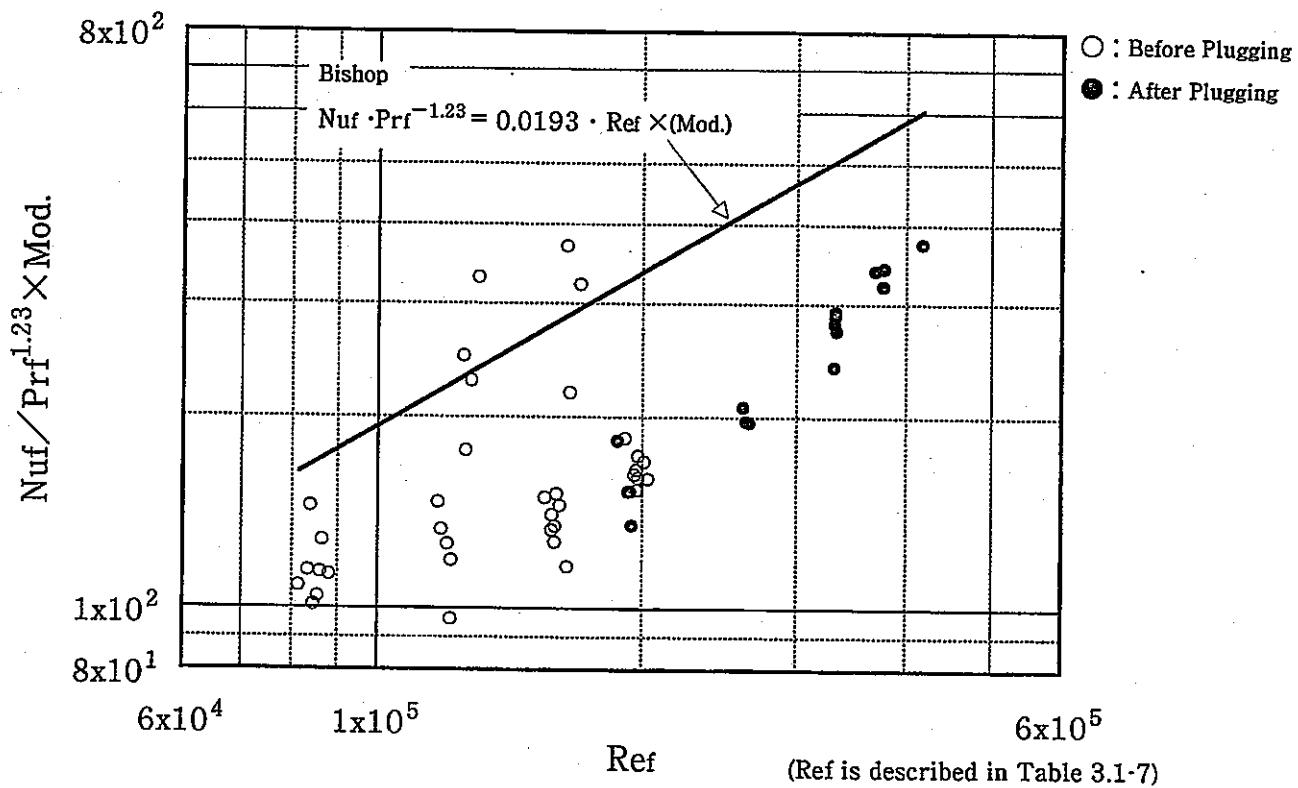


Fig. 3.7-3 The Comparison of Experimental Data and Bishop's Equation (Film Boiling Region)

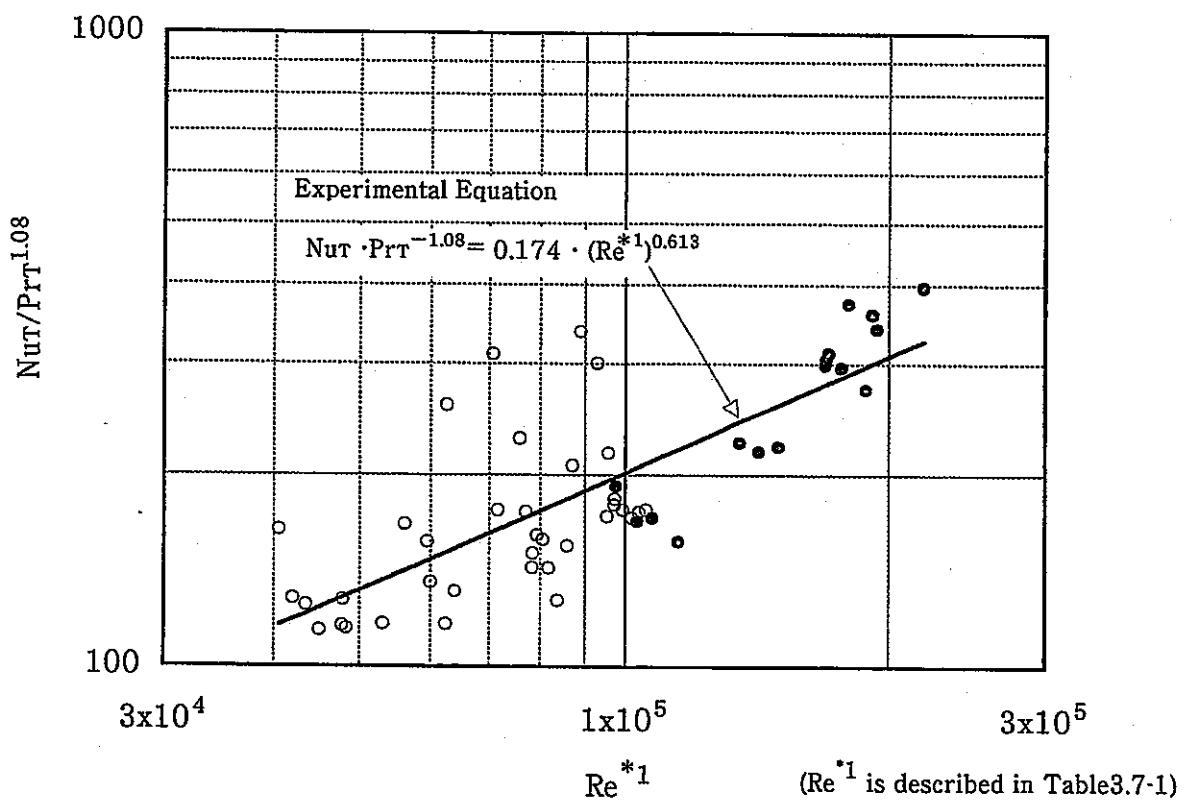


Fig. 3.7-4 The Comparison of Experimental Data and Experimental Equation (Film Boiling Region)

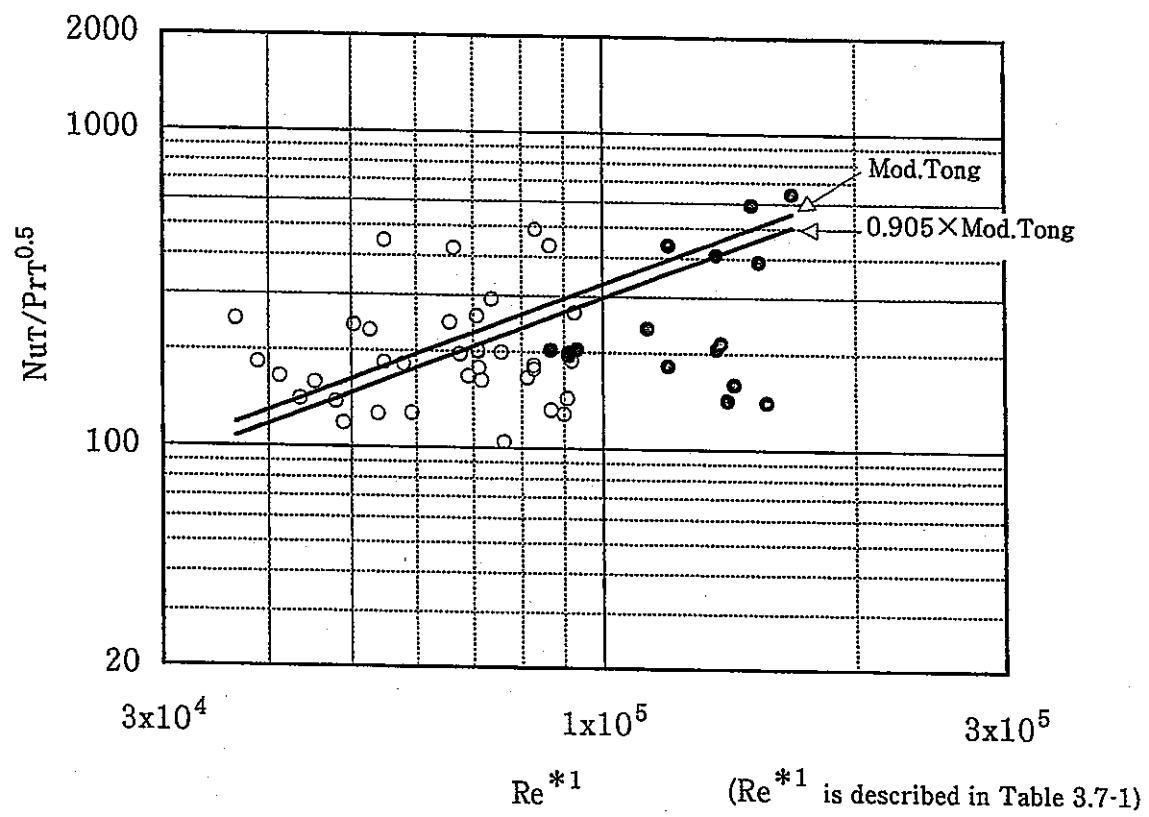


Fig. 3.7-5 The Comparison of Experimental Data and Mod.Tong's Equation
(DNB Point in Film Boiling Region)

3.8 過熱域熱伝達率

蒸気発生器伝熱性能評価のため過熱域における水側熱伝達率の評価を行った。実験値との比較に用いた既存の相関式をTable3.8-1に示す。なお、評価上プラグ後の一データについては割愛したが、これについては詳細を付録-3に記す。

3.8.1 相関式との比較

Fig. 3.8-1とFig. 3.8-2に Nu/Pr^C とReynolds numberの関係を示す（Cはべき乗の定数。各無次元数は平均値）。両図には、Dittus-BoelterおよびBishopの式による計算値も示すが、これらの式で計算される値と実験値とは傾きおよび値が異なっていた。実験値とBishopおよびDittus-Boelterの式の比の平均値（修正係数）を、それぞれの相関式に乘じた値もあわせてプロットした。実験値と相関式の比の平均値（修正係数）はBishopは0.769、Dittus-Boelterは0.616であり、同修正係数を用いることにより実験値と修正相関式の値はかなり近づく。しかし、高Reynolds number領域（ 2×10^5 以上）では実験値の方が高く、また低Reynolds number領域（ 2×10^5 以下）では実験値の方が低い傾向であり、Reynolds number、Plantl numebrの指數が実験値と両相関式では一致していない。

3.8.2 実験式の導出

前節において、BishopおよびDittus-Boelterの式と実験結果では無次元数の指數が異なったため、ここではプラグ前およびプラグ後データを用いて、最小2乗法により実験式を導出する。実験式はDittus-Boelterの式と同型でもある次式（3.8-1式）とした。

$$Nu_g = A \times Re_g^B \times Pr_g^C \quad (3.8-1\text{式})$$

（添字gは流体温度（過熱蒸気温度）での値であることを示す。）

3.8-1式において係数A、B、Cを求め、その結果を以下に示す。

$$Nu_g = 0.000115 \times Re_g^{1.21} \times Pr_g^{0.105} \quad (3.8-2\text{式})$$

3.8-2式による計算値と実験結果の関係をFig. 3.8-3に示すが、良好な一致となった。

なお、プラグ前試験に基づく実験式(3.8-3式)は既に導出されており（参考文献1）、

$$Nu_f = 0.0001696 \times Re_f^{1.181} \times Pr_f^{0.00987} \quad (3.8-3\text{式})$$

このプラグ前実験式（3.8-3式）とプラグ前&後実験式（3.8-2式）それぞれについて、 Nu 実測値と Nu 計算値の比較（全データ）をFig. 3.8-5に示した。3.8-2式の方がプラグ後データも用いているため、プラグ後データに対し若干精度が良くなっているが、両者とも実験式による計算値は土約20%以内に入っており、有意な差はない。

Table 3.8-1 Super-heated Region Heat Convection Correlation

Bishop	$Nu = \frac{h \cdot De}{\lambda_f} = 0.0073 \text{ Ref}^{0.886} \cdot \text{Pr}_f^{0.61}$ $\text{Ref} = \frac{V_f \cdot De}{\nu_f} \quad \text{Pr}_f = \frac{C_p f \cdot \nu_f \cdot \gamma_f}{\lambda_f}$ h : Heat Transfer Coefficient λ : Thermal Conductivity γ : Density ν : Dynamic Viscosity De : Tube diameter of inner surface Cp : Specific heat at constant pressure Attachment "f" : The average of the value at inner tube surface and fluid	Straight Tube SG
Dittus-Boelter	$Nu = \frac{h \cdot De}{\lambda_g} = 0.023 \text{ Reg}^{0.8} \cdot \text{Pr}_g^{0.4}$ $\text{Reg} = \frac{V_g \cdot De}{\nu_g} \quad \text{Pr}_g = \frac{C_p g \cdot \nu_g \cdot \gamma_g}{\lambda_g}$ Attachment "g" : The value at super-heated steam state	CRBRP

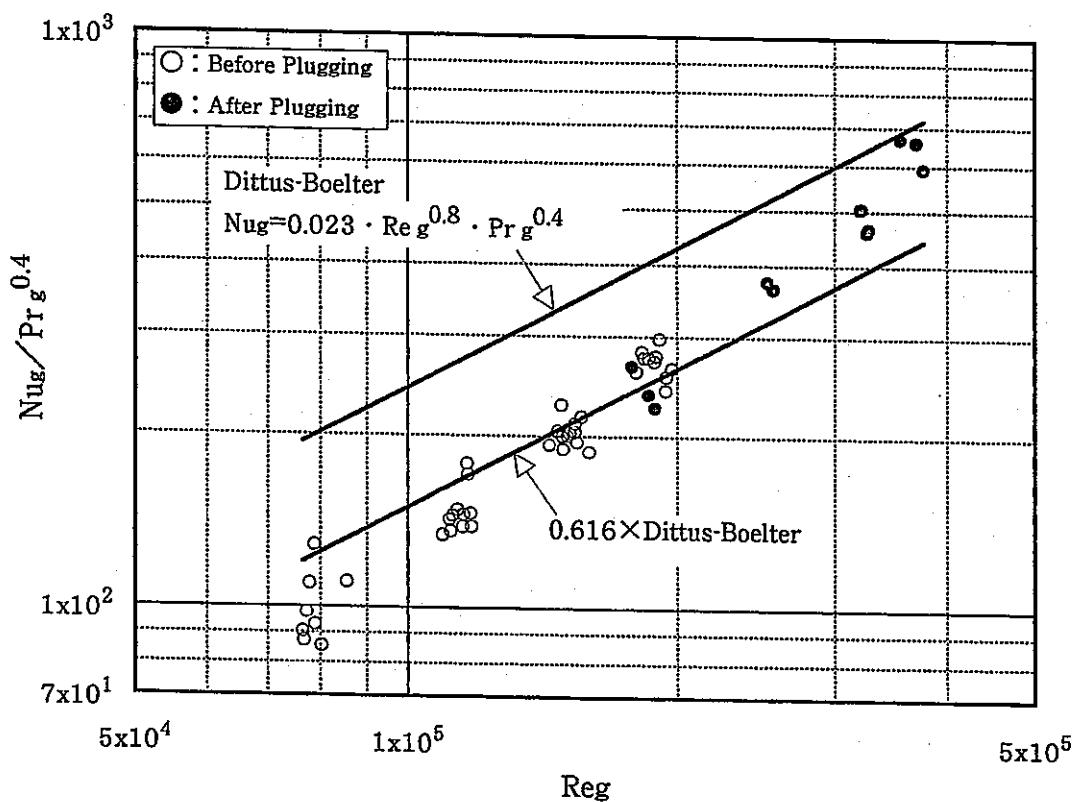


Fig. 3.8-1 The Comparison of Experimental Data and Dittus-Boelter's Equation (Super-heated Region)

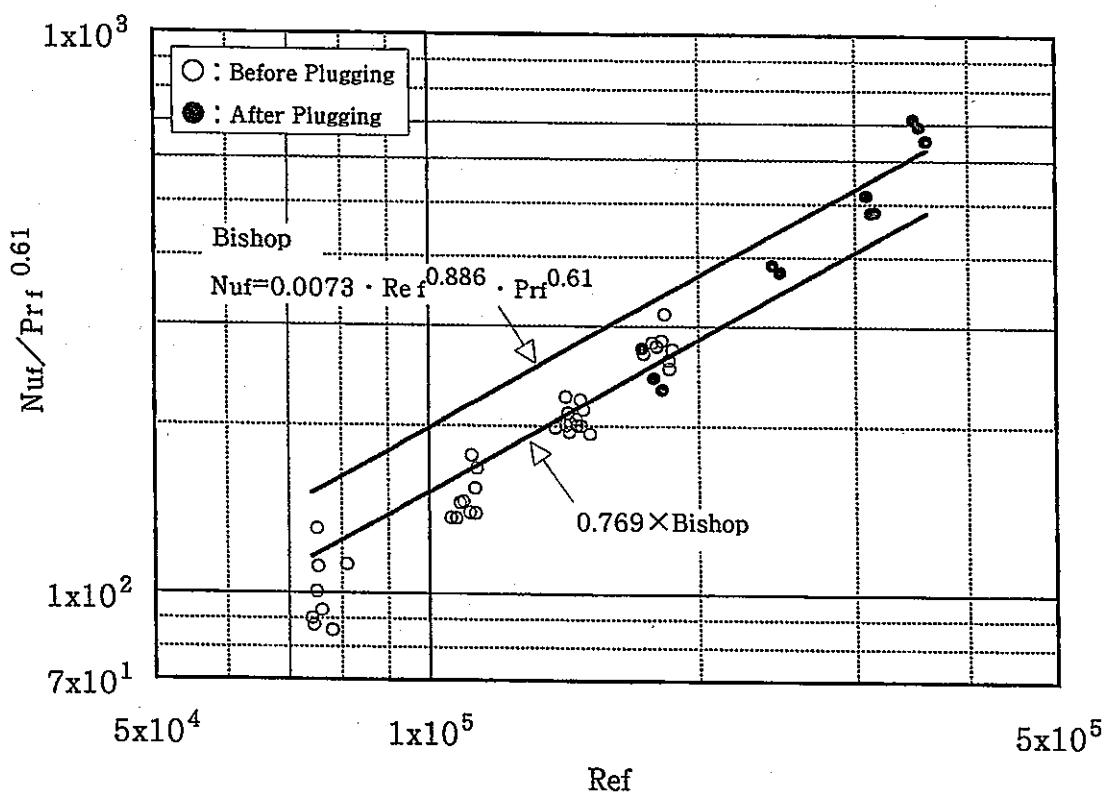


Fig. 3.8-2 The Comparison of Experimental Data and Bishop's Equation (Super-heated Region)

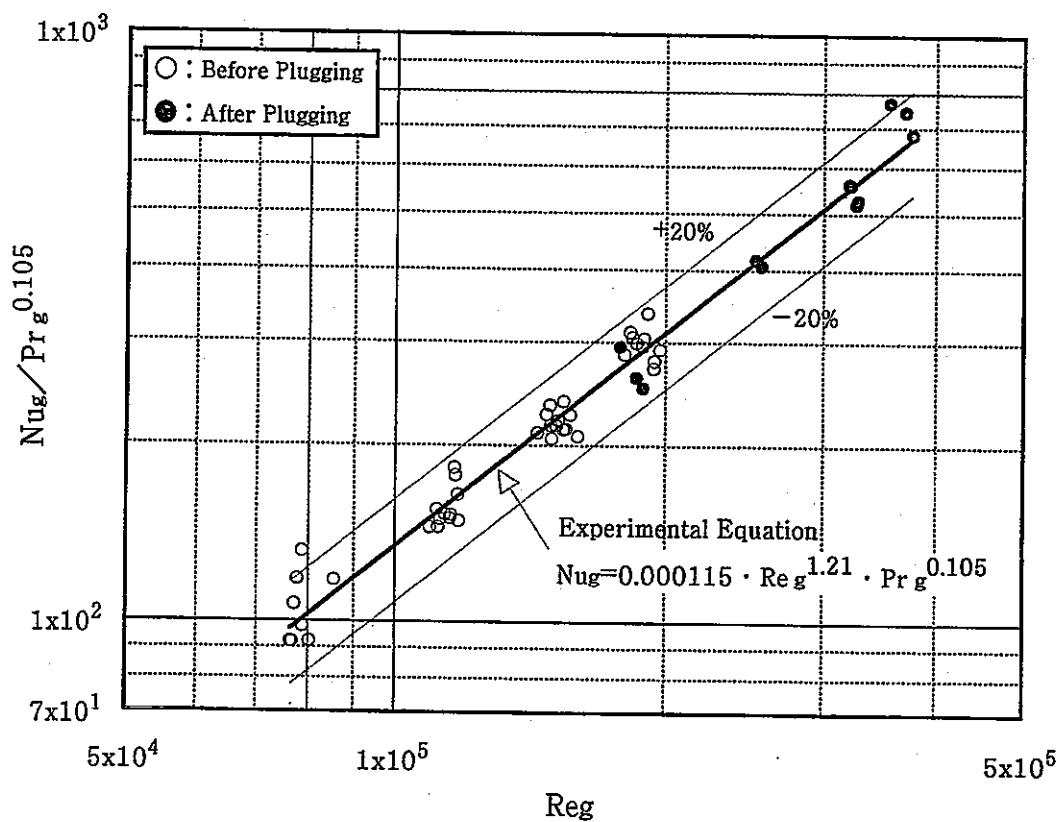


Fig. 3.8-3 The Comparison of Experimental Data and Experimental Equation (Super-heated Region)

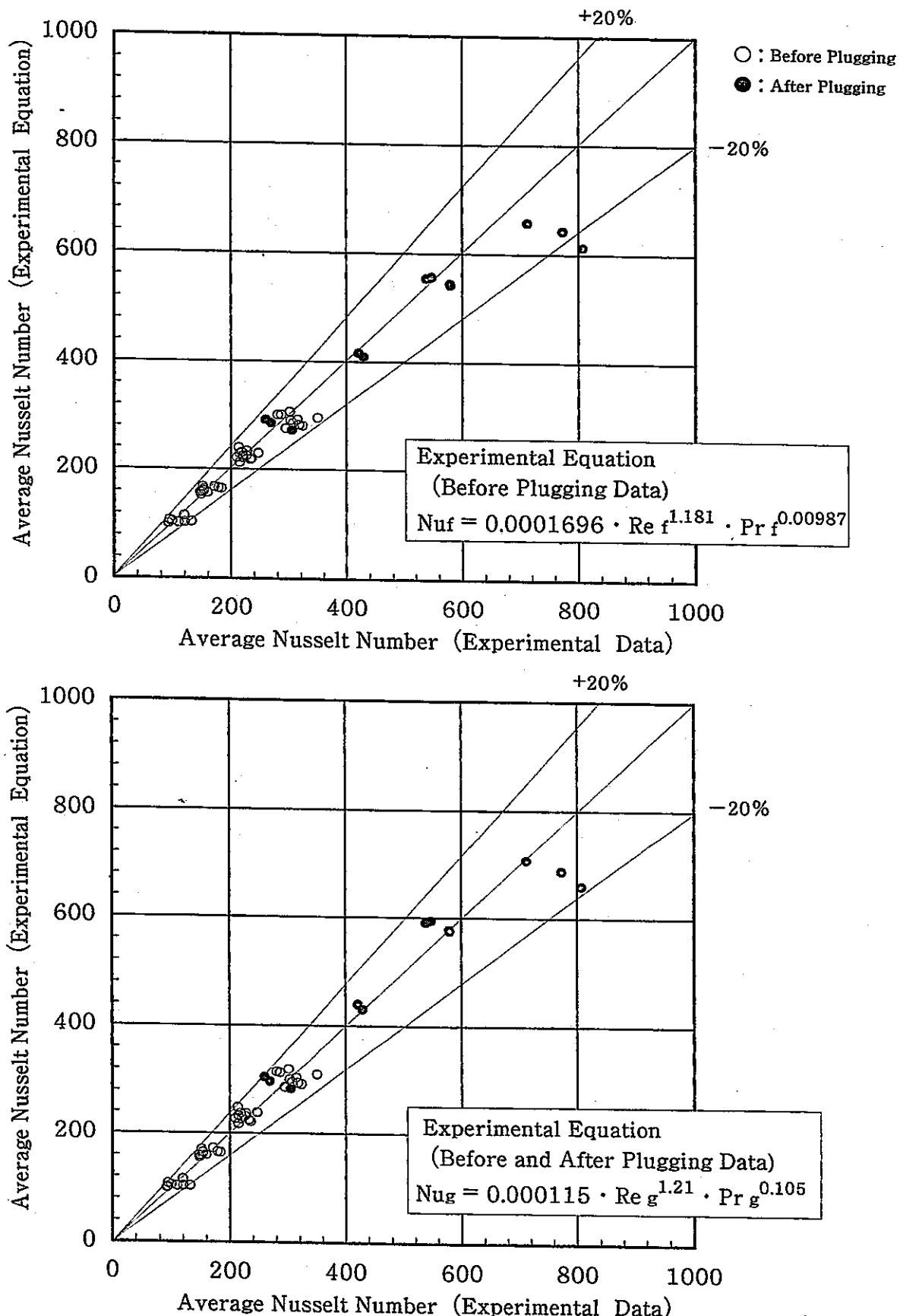


Fig. 3.8-4 The Comparison of Experimental Data and Experimental Equation (Super-heated Region)

4 流動安定性試験評価

4.1 試験目的

本試験の目的は、2重管SG小型モデルにおける安定限界を明確にし、2重管直管型SGにおける流動安定特性を把握することである。既にプラグ前の低質量流速条件において安定限界を判別する種々の相関式が導出しておらず、これらがプラグ後の高質量流速条件においても適用できるかどうかの検討を行う。

4.2 試験条件および試験方法

Table 5.2-1に試験条件を示す。また、試験方法については、低質量流速条件（プラグ前試験）と同様に、予測される安定限界点近くにSG条件（ナトリウム入口温度、蒸気圧力、給水流量）を設定し、その後ナトリウム流量のみを徐々に増加させながら、不安定を発生させた。以下に、手順を示す。

- ①ナトリウム側、水側の条件を試験条件表を目安に設定し（このとき伝熱管流量に定期的な変動があれば、ナトリウム流量を減少させ解消させる。）この安定な状態を初期条件とし、データの収録を開始する。
- ②データ収録のサンプリングタイムは、200msec間隔、収録時間3hrで行う。
- ③給水流量一定のまま、ナトリウム流量を 3 l/min 增量し、静定させる。（約30分間ナトリウム出口温度の動幅が $\pm 1^\circ\text{C}$ 以内にあることを確認する。）
- ④その後、伝熱管ピトー管流量が周期的に変動し、変動幅が著しく増大、あるいはナトリウム流量を増加させてもほとんどその変動幅が変わらなくなるまで③を繰り返す。
なお、各伝熱管のピトー管の設置位置をFig. 4.2-1に示す。

4.3 試験結果

流動安定性試験結果をTable 4.2-1とTable 4.3-1に示す。7ケース計画されたが、このうちTable 4.2-1中に示された6ケースについてはナトリウム流量を増加し不安定に至る途中で、伝熱管相互の蒸気出口温度差が制限値よりも大きくなつたため、管・管板接続部破損および伝熱管挫屈防止の観点から試験を中止した。したがって、高質量流速での流動安定性試験データとしてはPSAA23の1ケースのみである。この試験ケースについて安定から不安定に至る過程をFig. 4.3-1に、また各状態におけるピトー管流量をFig. 4.3-2に示す。ナトリウム流量を20.1(ton/hr)に増加した後、そのままの状態で約12分後に不安定が発生した。

不安定時における位相差に着目すると、ピトー管FW3306のみが他のピトー管と位相が大きく異なつておらず、他の3つについてはほぼ同位相であった。これは同条件での低質量流速試験と同じ結果である。さらに、4つのピトー管の振動周期で3.6秒であり、これについても低質量流速試験の同条件の試験とほぼ同じ値となつた。

なお、高質量流速流動安定性データは1点しかないため、条件設定中に不安定が発生した静特性試験（高質量流速条件）のデータについても検討した。静特性試験ケースPDB15A、PDB14Aにおいては、その条件設定のためのナトリウム流量増加中に不安定が発生したため、ナトリウム流量をその時より最大 7.7 l/min 下げて静定させデータの記録

を行った。本来の流動安定性試験では 3 l/min でナトリウム流量を変化させて安定限界をサーベイしているため、この静特性試験データの安定限界値としての精度は多少劣るが、ナトリウム流量変化幅の差は全ナトリウム流量(200 l/min)に対して約2%と少ないため、流動安定限界評価用データとして採用した。

4.4 安定限界評価

低質量流速試験において算出された安定限界を予測する相関式と高流速試験データを比較した。相関式の適用範囲はTable 4.4-1に示す。なお、相関式の詳細については参考文献 [2] に記載した。

(1) ナトリウム出入口温度差とナトリウム/給水流量比

ナトリウム出入口温度差を用いた安定判別により低質量流速試験結果はうまく整理され、従来からPNC式として提唱されてきた判別式が定数も含めて適用できることが確認されている。

$$\frac{G_n}{G_w} = \frac{C}{T_{nin} - T_{nout}} \quad (4.4-1\text{式})$$

$$(C=1780)$$

G_n : ナトリウム流量 (t/hr)

G_w : 給水流量 (t/hr)

T_{nin} : ナトリウム入口温度 (°C)

T_{nout} : ナトリウム出口温度 (°C)

低質量流速試験データと高流速試験データをあわせてプロットしたグラフをFig. 4.4-1に示すが、両者の差はなかった。

さらに、厳密には C は給水入口サブクール度 ΔT_{wsub} (飽和温度-給水温度) に依存する値で従来から最小2乗法により求められ、1MW SGおよび50MWヘリカルコイル SGでは、

$$C = 3.379 \times \Delta T_{wsub} + 1470 \quad (4.4-2\text{式})$$

とされている。Fig. 4.4-1では ΔT_{wsub} と C の関係が明確でないため、この両者を直接プロットしたグラフがFig. 4.4-2である。1MW SGおよび50MWヘリカルコイル SGの試験範囲は ΔT_{wsub} は $30 \sim 190^\circ\text{C}$ であるのに対し、今回の試験範囲は、それに比べ狭いため ΔT_{wsub} と C の関係については言及できないが、プラグ後データについても、従来とほぼ同じ範囲であることは確認できる。また、Fig. 4.4-2は1種の安定判別図とも考えられ、安全側の評価を与える C の下限値を示す実験式も既に導出されており (4.4-3式)、グラフ中に合わせて記載する。試験結果はすべてこの値より大きくこの試験範囲内において4.4-3式の条件を満たすことがわかった。

$$C = 3.379 \times \Delta T_{wsub} + 1306.4 \quad (4.4-3\text{式})$$

(2) 給水サブクール度とナトリウム出入口温度差比による整理

横軸に(給水サブクール度/ナトリウム出入口温度差)をとって、蒸気圧力を整理パラメータとした方法では、安定限界点が同じ蒸気圧力ではほぼ直線状となり、圧力が高いほど安定領域が大きくなる。安定限界は、低質量流速試験では定数16を用いて保守的に次式で表すことができる。

$$\frac{G_{Na}}{G_{wt}} = 16 \frac{\Delta T_{wsub}}{\Delta T_{Na}} \quad (4.4-4\text{式})$$

G_n : ナトリウム流量 (t/hr)

G_w : 給水流量 (t/hr)

ΔT_{Na} : ナトリウム出入口温度差

ΔT_{wsub} : 給水入口サブクール度 (飽和温度 - 給水温度)

低質量流速試験データと高流速試験データをあわせてプロットしたグラフをFig. 4.4-3に示すが、両者は一致した。

(3) 出口蒸気乾き度比(X_{out}/X_{out}^*)と蒸気出口圧力比(P_{wout}/P_{cr})による整理

乾き度と蒸気圧力の比による無次元化による整理方法であるが、2次式であらわされるこの判別式についても、低流速試験では保守的に適用できた。

$$\frac{X_{out}}{X_{out}^*} = -0.4262 \cdot \left(\frac{P_{wout}}{P_{cr}} \right)^2 + 0.7672 \cdot \frac{P_{wout}}{P_{cr}} + 0.6548 \quad (4.4-5\text{式})$$

低質量流速試験データと高質量流速試験データをあわせてプロットしたグラフをFig. 4.4-4に示す。高質量流速試験データは若干4.4-5式より不安定側の結果となった。

(4) 蒸気乾き度、オリフィス係数、給水レイノルズ数および蒸気圧力による整理

安定限界出口蒸気乾き度について従来から提唱されてきた関数形を用いてその係数を計算し、以下に示す2重管SG小型モデル試験結果(低質量流速試験データ)に適用可能な新たな実験式が作成されている。

$$\frac{X_{out}}{X_{out}^*} = 1 - F_n \quad F_n = \frac{0.0850}{\exp\left(\frac{K_c}{4630}\right)} \left(1 - \frac{P_{wout}}{P_{cr}}\right)^{0.603} \left(\frac{Re}{10^5}\right)^{0.823} \quad (4.4-6\text{式})$$

X_{out} : 乾き度

X_{out}^* : 乾き度到達最大値 ($T=T_{min}$, $P=P_{wout}$)

P_{wout} : 蒸気出口圧力

P_{cr} : 臨界圧力 (225.56kg/cm² a)

K_c : オリフィス係数

Re : レイノルズ数

低質量流速試験データと高質量流速試験データをあわせてプロットしたグラフをFig. 4.4-5に示すが、両者の差はなかった。

(5) 安定限界時の給水サブクール度と(負荷/給水流量)の関係

横軸に給水サブクール度、縦軸に(負荷Q/給水流量G_{water})をとった安定限界図ではQ/G_{water}が500以下では、低質量流速試験ではいかなる給水サブクール度に対しても安定であることが確認されている。

[安定条件]

$$\frac{Q}{G_{\text{water}}} < 500 \quad (4.4-7\text{式})$$

Q : 負荷 (Kcal/hour)

G_{water} : 給水流量 (kg/hour)

低質量流速試験データと高流速試験データをあわせてプロットしたグラフをFig. 4.4-6に示すが、高質量流速試験データは低質量流速試験データと同じ範囲内であった。

4.5 まとめ

高質量流速試験から得られた流動安定性評価用データは3点のみであり、この結果からプラグ後の高質量流速条件での安定限界特性を述べることは困難である。しかし、少なくともこの3点については低質量流速試験データに基づいた各種相関式が4.4-5式を除いて適用できることを確認した。

Table 4.2-1 The Condition of Instability Tests (After Plugging)

Test No.	Sodium			Water/Steam				Data Acquisition
	Inlet Temp. °C	Outlet Temp. °C	Flow Rate ℓ/min.	Inlet Temp. °C	Outlet Temp. °C	Flow Rate ton/hour	Steam Pres. atg	
PSA523	505	Free	226	240	Free	0.96	132	×
PSA513	505	Free	166	240	Free	0.96	100	×
PSA533	505	Free	230	240	Free	0.96	150	×
PSAA23	505	Free	370	240	Free	1.60	132	○
PSAB23	505	Free	400	240	Free	2.00	132	×
PSAB33	505	Free	400	240	Free	2.00	150	×
(PSAC23)	480	Free	400	240	Free	2.00	132	×

Table 4.3-1 The Result of Instability Test (After Plugging)

Test No.	Orifice Coefficient	Date	Load %	Heat Exchange kcal/hour	Sodium Inlet Temp. °C	Sodium Outlet Temp. °C	Sodium Temp. Difference °C	Sodium Flow Rate ton/hour	Water Inlet Temp. °C	Steam Outlet Temp. °C	Saturated Temp. °C	Inlet Water Flow Rate ton/hour	Steam Pres. kg/cm²	Sodium/Water Flow Ratio	Reynolds Number	Degree of Dryness	Degree of Dryness*	Water Mass Flow kg/m³s
PSAA23	120	95.12.18	80	861985	504.4	351.0	153.4	19.14	239.7	475.1	331.3	1.619	132.4	11.82	73243	1.5322	1.6044	734.3
PDB14A	120	95.12.6	60	679056	500.1	333.3	166.8	13.38	240.0	474.8	331.6	1.277	132.9	10.48	57922	1.5335	1.5963	580.1
PDB15A	120	95.12.4	50	506328	499.2	321.8	177.4	9.48	238.9	478.4	330.9	0.945	131.6	10.04	42686	1.5380	1.5890	429.3

Table 4.4-1 Application Coverage of Instability Correlation

	Conventional JNC Equation	1MW Double-Wall-Tube SG
Sodium Inlet Temperature (°C)	400~520	465~538
Water Inlet Temperature (°C)	170~280	240
Steam Pressure (kg/cm ²)	60~165	100~150
Water Flow Rate (kg/m ² sec)	300~1100	120~730
Flow Ratio	9~25	7~17
Tube Type	Single Tube Helical-coil Type	Double-Wall-Tube Straight Type
Circulation	Once-through	Once-through
Down-comer	Provided	None

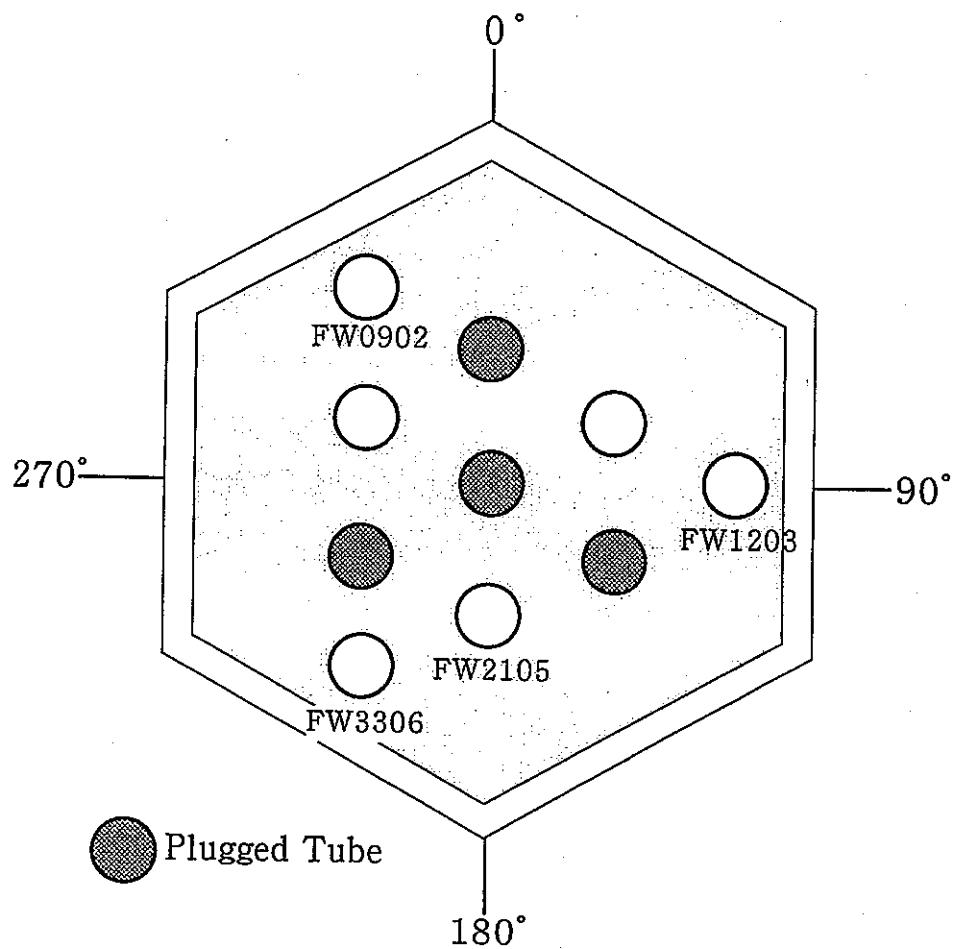


Fig. 4.2-1 The Layout of Pitot-tube of 1MW DWT-SG

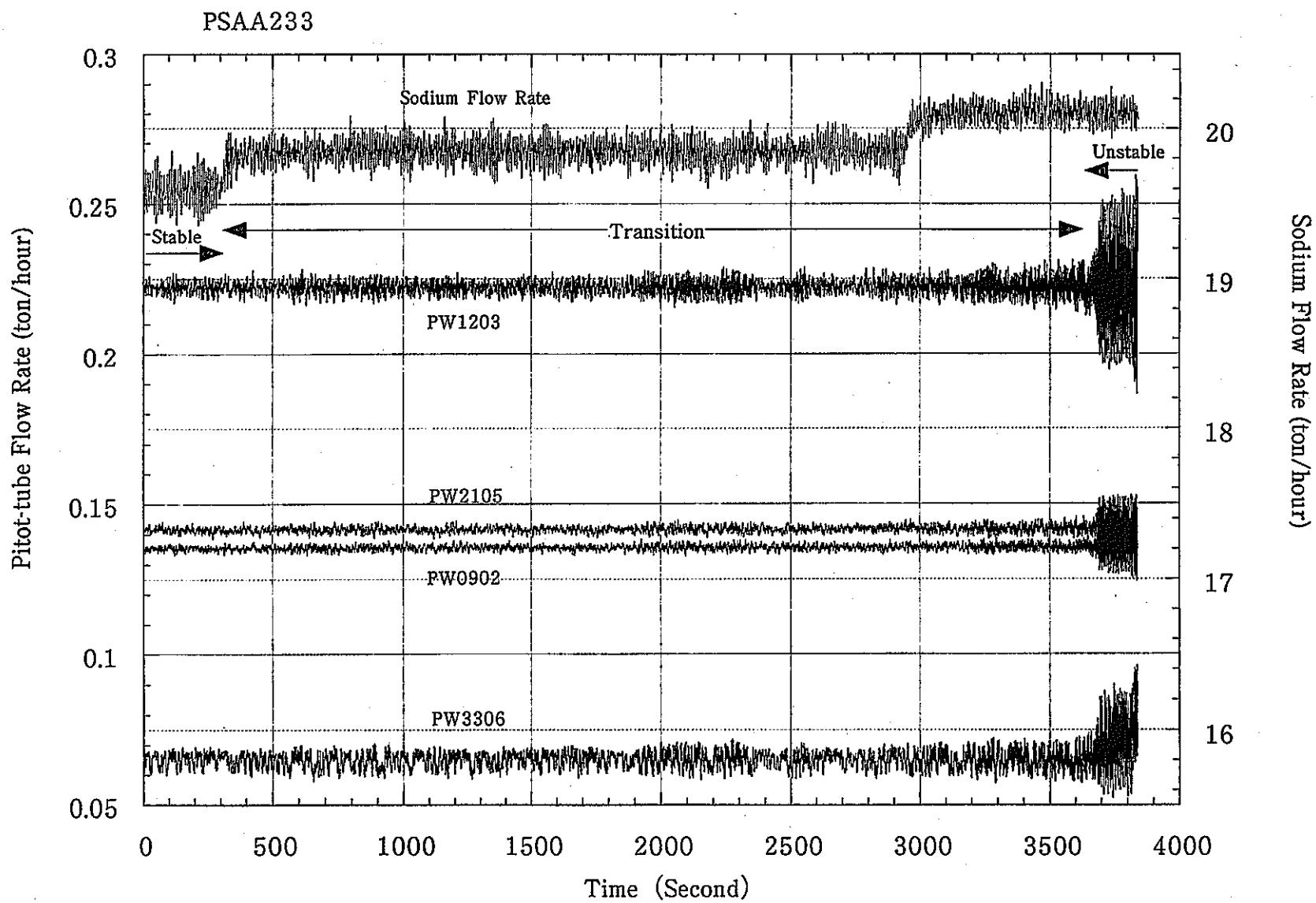


Fig. 4.3-1 Transition from Stable to Unstable

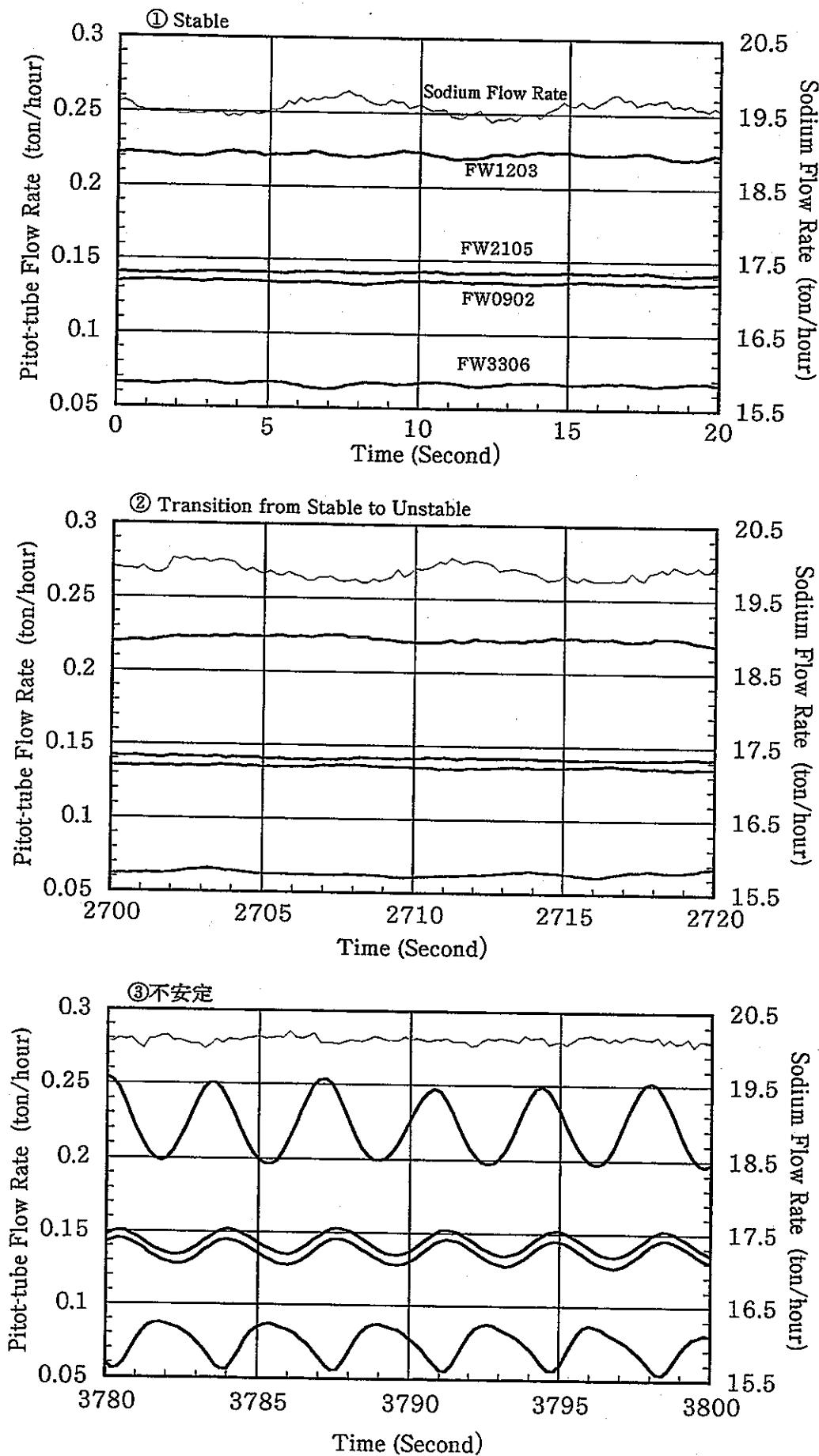


Fig. 4.3-2 Pitot-tube Flow Rate (PSAA223)

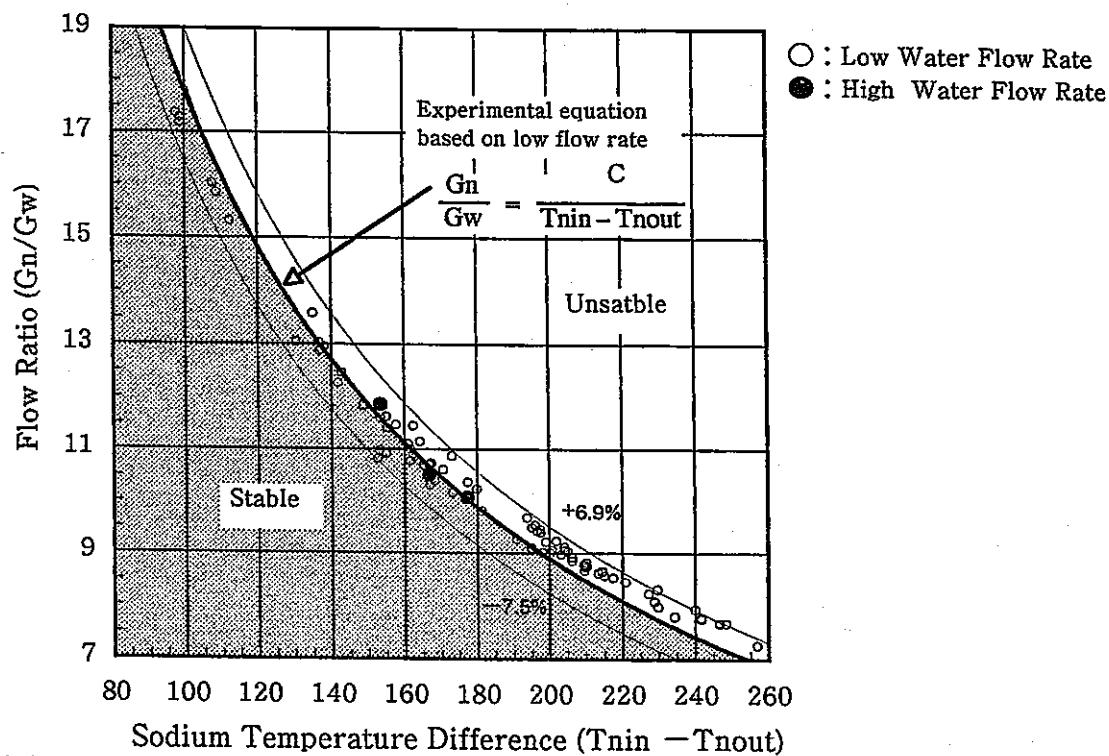


Fig. 4.4-1

The Relation between Sodium Temperature Difference and Flow Ratio at the Threshold of the Instability

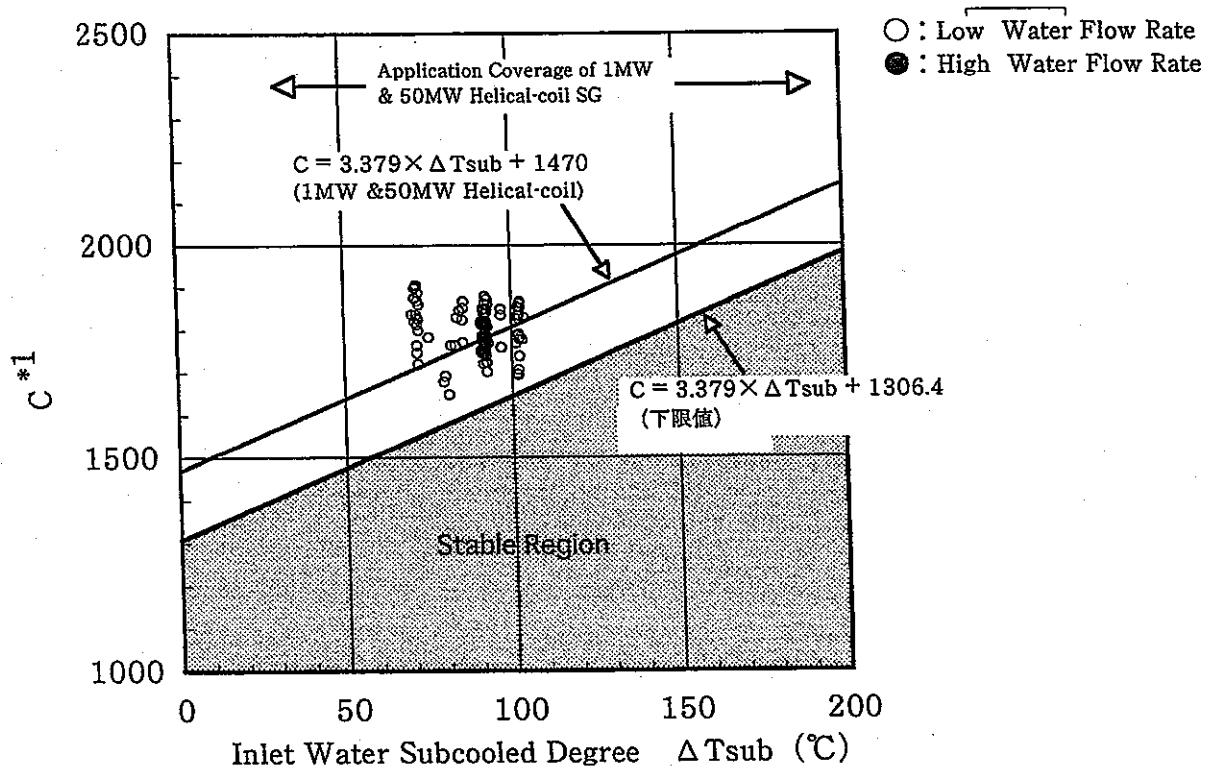
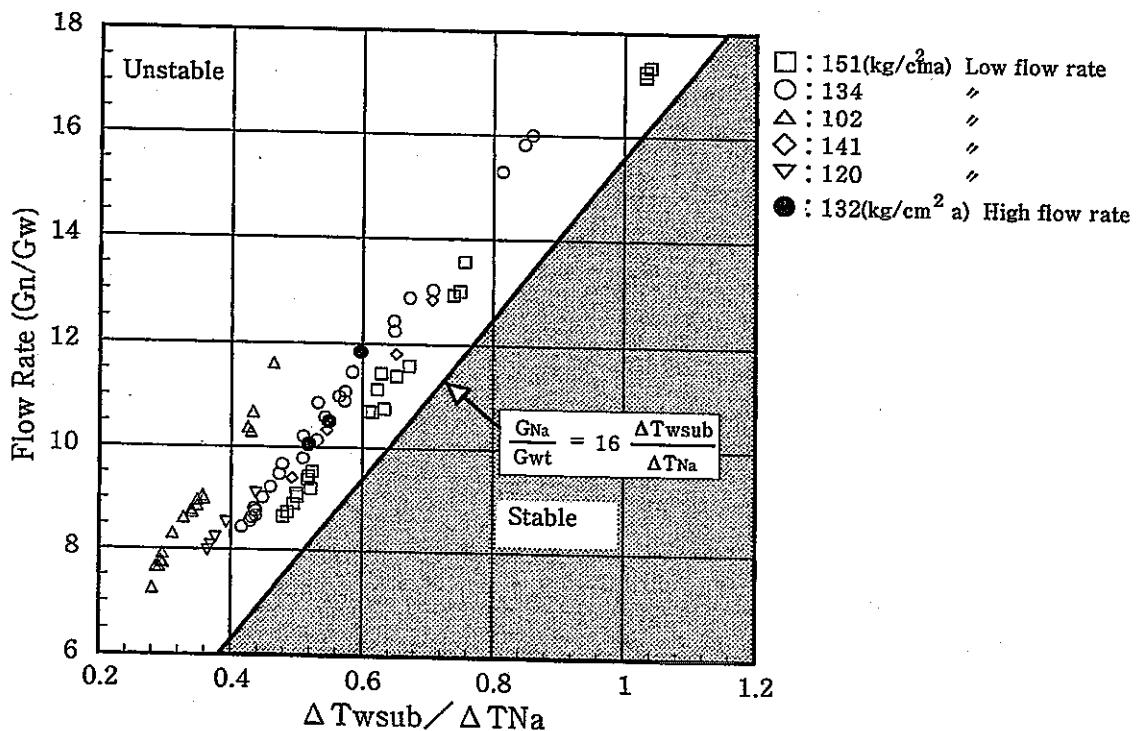


Fig. 4.4-2

The Relation between the Degree of Inlet Subcooled Water and Instability Constant "C"



ΔT_{wsub} : Inlet Water Subcooled Degree (Saturated Temp. - Inlet Water Temp.)

T_{Na} : Sodium Temperature Difference between Inlet and Outlet

Fig.4.4-3

The Relation between Flow Ratio and $\Delta T_{wsub} / \Delta T_{Na}$ at the Threshold of the Instability

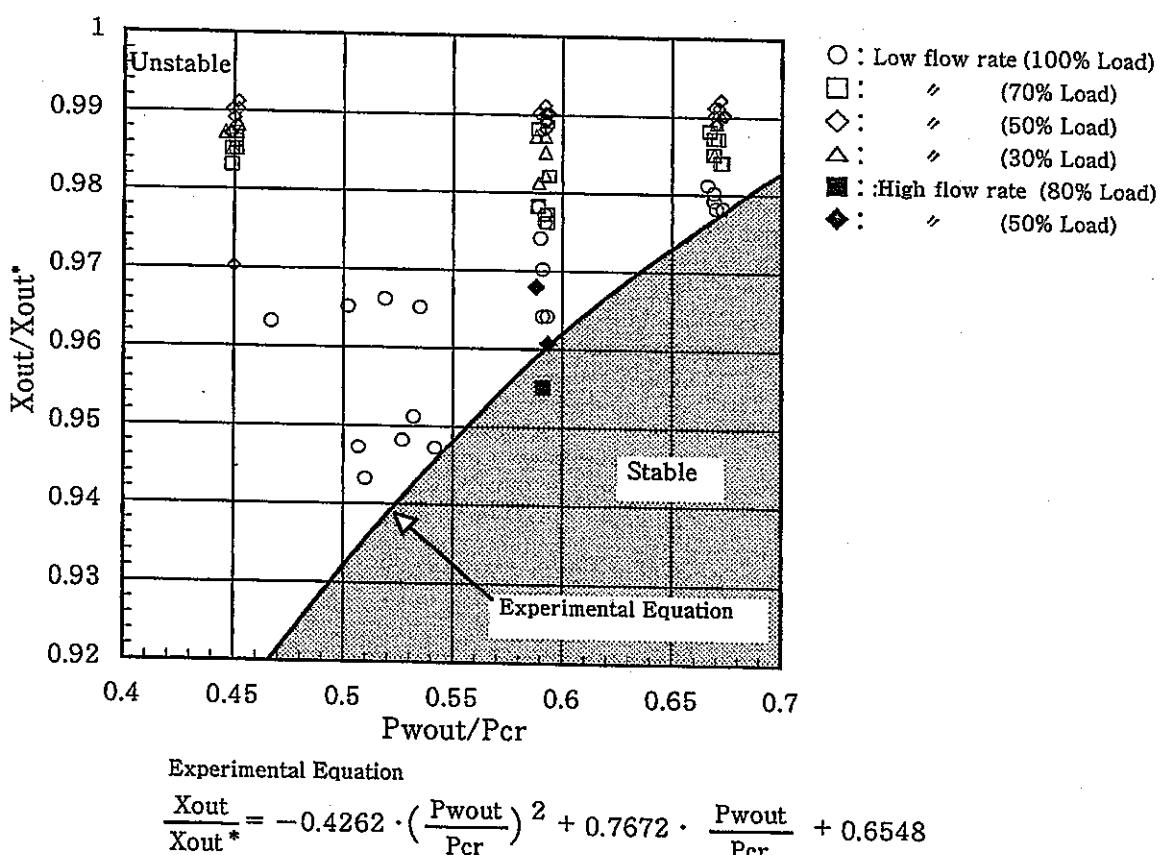


Fig. 4.4-4 The Relation between Degree of Steam Dryness and Steam Pressure

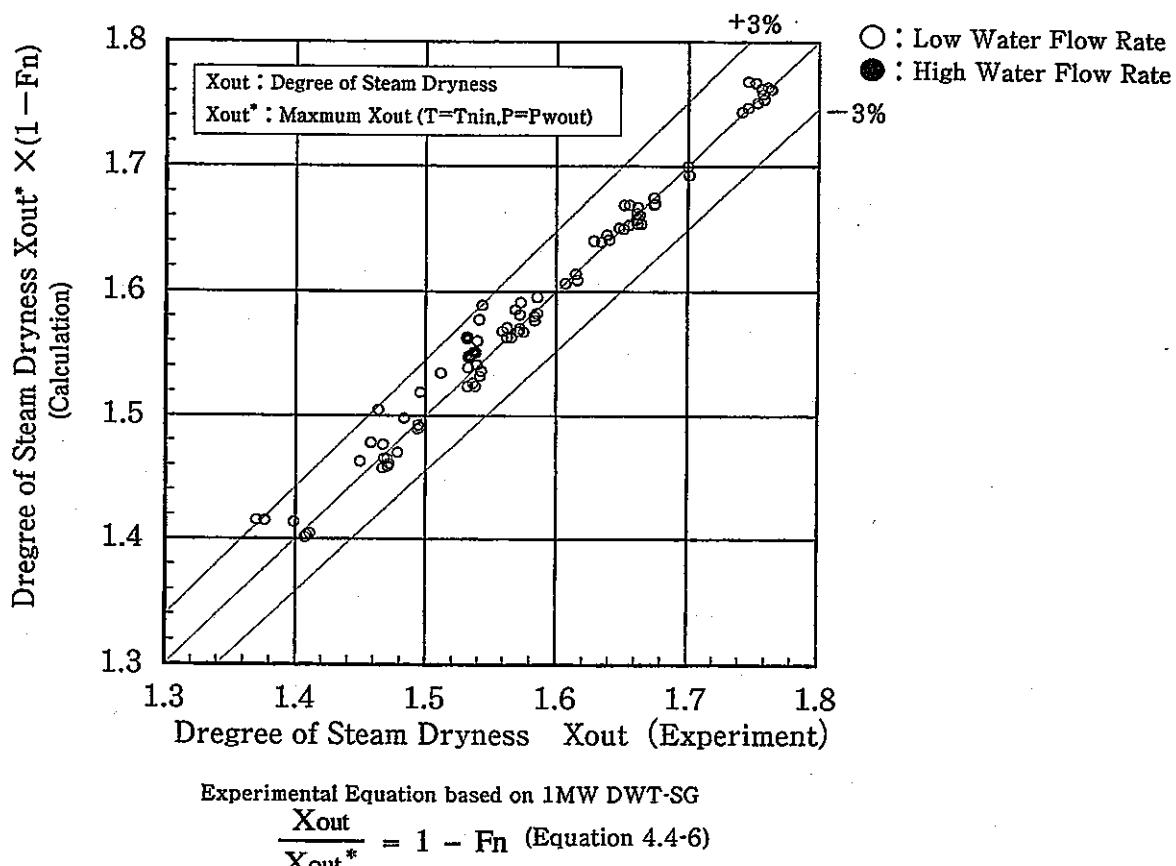


Fig. 4.4-5 The Accuracy of Experimental Equation of Instability

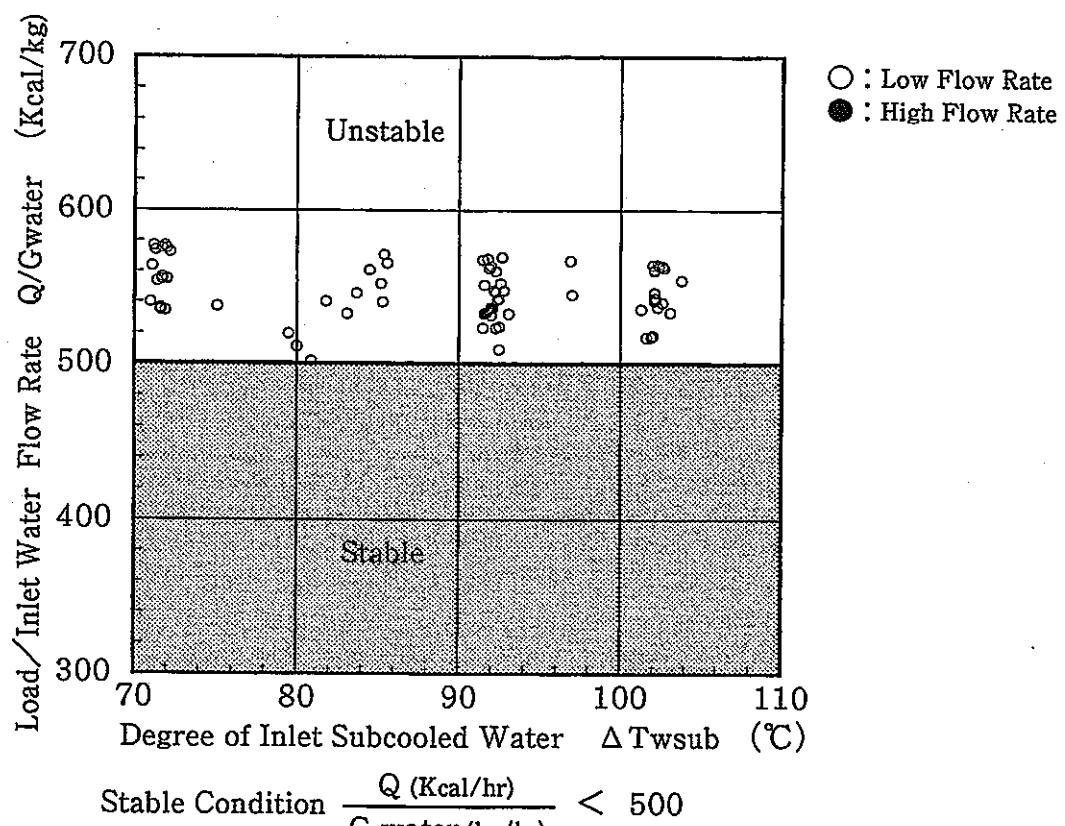


Fig. 4.4-6

The Relation of Degree of Inlet Subcooled Water and (Load/Inlet Water) Flow Rate at the Threshold of the Instability

5 結言

2重管SG小型モデル試験では2次系削除を指向した高温条件での試験に主眼を置き、その条件下での伝熱特性を評価するための静特性試験を実施した。この試験では、水側低質量流速（プラグ前）および高質量流速（プラグ後）条件において水単相試験、2相流試験、過熱沸騰試験を実施し、これらの試験結果を基にナトリウム側の伝熱相關式、水側予熱域、核沸騰域、膜沸騰域、過熱蒸気域の各領域の伝熱相關式、DNBクオリティ相關式の導出を行った。

また、温度空間分布特性についての評価を行い、通常運転時においては、SG健全性に影響を与える温度分布が生じないことを明らかにした。

流動安定性試験については、水側低質量流速（プラグ前）および高質量流速（プラグ後）の両条件において適用できる安定判別相關式を作成し、安定領域を明確にした。

謝辞

本報告書を作成するに当たり、原子力システム（株）の長澤一嘉氏および中根茂氏には実験データの整理・解析をしていただいた。よって、ここに感謝の意を表する。

参考文献

- [1] 仲井悟 佐藤博之
2重管蒸気発生器の開発 ー小型モデルによる2重管型蒸気発生器伝熱流動評価ー¹
PNC TN9410 94-072 1994年6月
- [2] 木曾原直之 仲井悟 佐藤博之
小型2重管蒸気発生器試験評価 ー流動安定性試験評価ー²
PNC TN9410 96-163 1996年6月
- [3] J.P.ホールマン 伝熱工学 1936年3月 ブレイン図書出版(株)
- [4] 赤川浩爾 気液二相流 1974年5月 コロナ社
- [5] 日本機会学会：原子炉安全解析に関する実験式の調査・検討分科会成果報告書
1981年5月

付録-1 非線形多変数最小2乗法による実験式作成

ここでは、一例としてDNBクオリティ実験式算出例を示すが、他の実験式についても同様の方法により求めた。

求めるべき、実験式の形は

$$X_d = a \times q^b \times G_m^c \times T_{sub}^d \times \exp(e \cdot p)$$

X_d : DNBクオリティー

q : 伝熱管内面基準ヒートフラックス (Kcal/m²h)

G_m : 給水質量流量 (Kg/m²s)

T_{sub} : 給水サブクール度 (°C)

P : 圧力 (bar) (Bar = kg/cm²a ÷ 1.01972)

$a \sim e$: 係数

である（非線形）。これを線形多変数での最小2乗法による実験式の算出プログラムを用いて計算する。計算プログラムは次のような線形において適用できるため、

$$Y = A_1 \cdot X_1 + A_2 \cdot X_2 + A_3 \cdot X_3 + \dots + A_n \cdot X_n$$

$Y, X_1, X_2, X_3, \dots, X_n$: 物理量（測定値）

$A_1, A_2, A_3, \dots, A_n$: 係数

両辺の自然対数をとることによって線形化を行う。

$$\log X_d = \log a + b \log q + c \log G_m + d \log T_{sub} + e \cdot p$$

ここで、

$$Y = \log X_d$$

$$A_1 = \log a \quad X_1 = 1$$

$$A_2 = b \quad X_2 = \log q$$

$$A_3 = c \quad X_3 = \log G_m$$

$$A_4 = d \quad X_4 = \log T_{sub}$$

$$A_5 = e \quad X_5 = p$$

とおくと、

$$Y = A_1 \cdot X_1 + A_2 \cdot X_2 + A_3 \cdot X_3 + A_4 \cdot X_4$$

となり、線形化ができた。多変数線形最小2乗法により係数 $A_1 \sim A_4$ を求め、次に上式の関係から、求めるべき係数 $a \sim e$ を得ることができる。

付録一 2 核沸騰域熱伝達率計算に関するナトリウム側熱伝達率

核沸騰域は、他の水側各領域に比べ、熱伝達率が極めて高い値であるため、伝熱管温度と水側温度の差は非常に小さくなる。

実際、本試験においても、核沸騰域の水側温度と伝熱管温度の差が小さく、計算上、計測誤差等により、水側温度の方が高くなるケースも生じた。この場合は核沸騰域熱伝達率は負値となるため、それを求めるにあたっては、ナトリウム側の熱伝達率（Nusselt number）を3.4章で得られた実験式（3.4-6式）ではなく、より良好な値と仮定して $1.2 \times$ （Gaber-Riegerの式）を用いて計算した（Fig. 3.4-3参照）。これは、結果として核沸騰域熱伝達率を低く見積もることになる。

付録-3 過熱域における試験データの選定

過熱域の評価において、過熱度が低く、過熱域長さが短いため計測点が少なく、また温度差が少ないため精度が悪いケースについては、平均熱伝達率の算出から除いた。

Table Appendix-3にプラグ後全試験ケースと評価から除いた試験ケースを示す。またFig. Appendix-3に、評価から除いたケースと評価に用いたケースの温度プロフィールの例を示す。

Table Appendix-3 The Results of Thermal-hydraulic Test and DNB Test (After Plugging)

Teat No.	Sodium Side			Water/Steam Side								
	Flow Rate (t/h)	Inlet Temp. (°C)	Outlet Temp. (°C)	Flow Rate (t/h)	Inlet Temp. (°C)	Outlet Temp. (°C)	Steam Pres. (kg/cm ² G)	Heat Flux kcal/m ² h°C	DNB Quality	Mass Velocity (kg/m ² s)	Saturated Temp. (°C)	Degree of Subcooled (°C)
※PBOILC5A	12.33	441.7	323.0	0.942	238.8	398.5	131.5	3.4826E+05	0.694	427.93	330.84	92.0
※PBOILC2	16.72	442.9	327.7	1.280	239.0	383.2	131.9	4.3163E+05	0.564	581.48	331.02	92.0
※PBOILB8	21.07	441.2	330.8	1.598	239.3	369.1	132.4	3.5502E+05	0.597	725.94	331.31	92.0
PBOIL73	20.47	472.6	342.1	1.621	238.7	432.7	132.8	4.8953E+05	0.562	736.39	331.54	92.8
※PBOIL70	21.15	471.2	327.2	2.024	238.9	381.8	132.0	5.6407E+05	0.490	919.47	331.13	92.3
PBOIL75	16.38	474.2	342.2	1.281	238.9	449.2	132.5	3.7666E+05	0.623	581.94	331.43	92.6
PBOIL77	10.93	472.6	326.6	0.946	239.1	449.9	132.6	4.4377E+05	0.663	429.75	331.49	92.4
PDB15A	9.48	498.5	323.6	0.945	238.9	478.4	131.6	4.4213E+05	0.680	429.30	330.9	92.0
PDNB19M1	9.91	499.7	332.8	0.942	239.0	487.3	149.9	4.2793E+05	0.676	427.93	341.04	102.0
PDNB14M	13.38	499.9	333.7	1.277	239.9	473.4	132.8	4.6485E+05	0.598	580.12	331.54	91.6
PBOILA1	15.83	495.6	324.6	1.620	239.3	442.8	132.6	5.7390E+05	0.556	735.94	331.43	92.1
PBIL49R1	17.93	499.9	343.0	1.620	238.8	468.2	133.1	4.8235E+05	0.566	735.94	331.72	92.9
PDNB13M	17.74	497.5	340.0	1.621	238.8	463.2	132.5	6.0052E+05	0.550	736.39	331.37	92.6
PBOIL02	16.73	499.0	320.7	1.838	238.6	422.2	132.4	5.1476E+05	0.503	834.97	331.31	92.7
PBOIL03	18.62	499.9	333.4	1.836	238.4	447.6	132.4	4.2833E+05	0.529	834.06	331.4	93.0
PBOIL07	18.63	500.7	336.0	1.840	238.4	448.9	149.7	5.3603E+05	0.463	835.88	340.99	102.6

Note) ※ the test case which were not evaluated

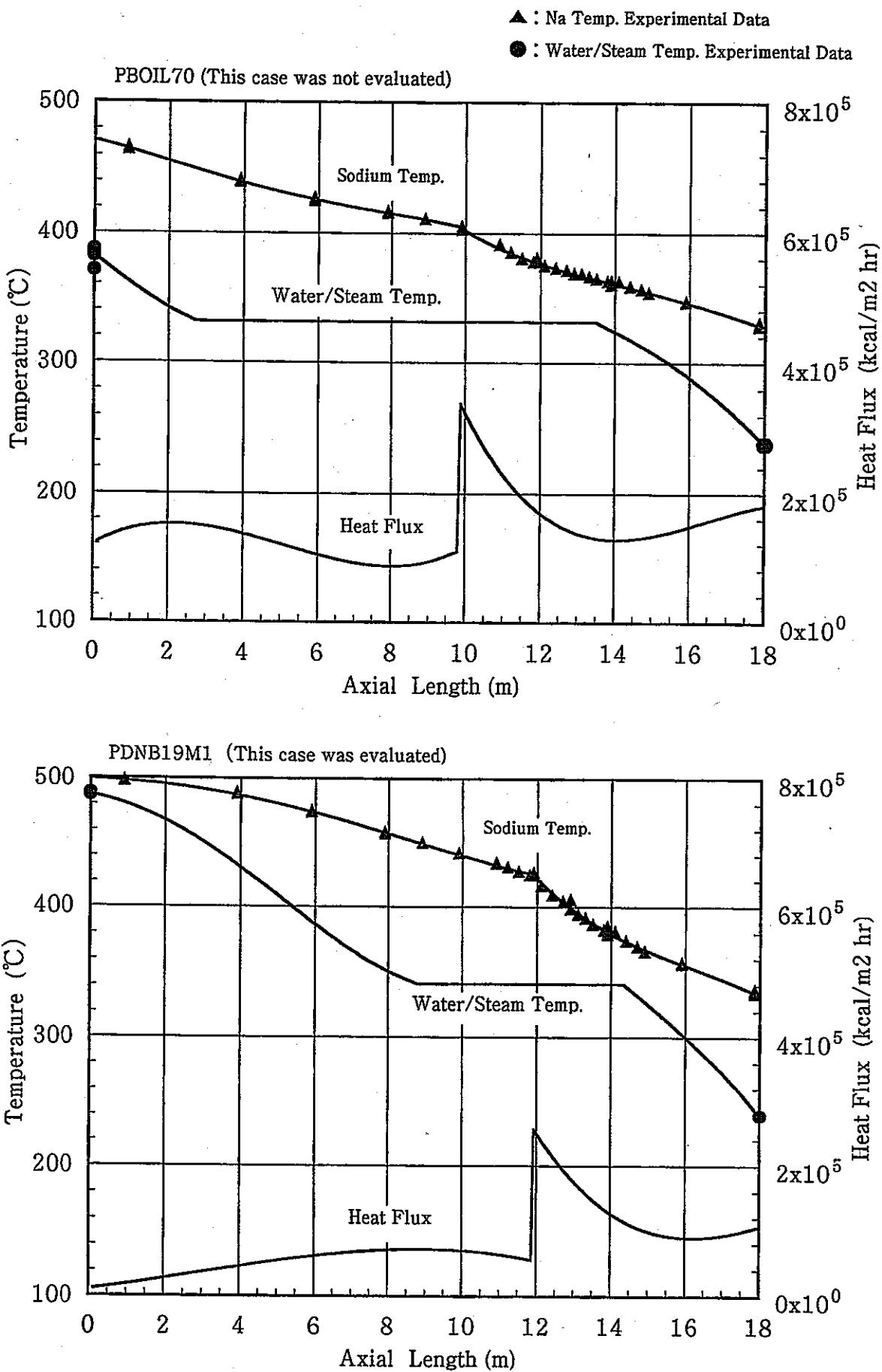


Fig. Appendix-3 Temperature Profile