



JAEA-Data/Code
2014-031

鉛ビスマス冷却加速器駆動核変換システム用
熱設計解析コードの整備

Development of Thermal-hydraulic Design Code for Transmutation System
with Lead-bismuth Cooled Accelerator Driven Reactor

秋本 肇

Hajime AKIMOTO

原子力科学研究部門
原子力基礎工学研究センター
Nuclear Science and Engineering Center
Sector of Nuclear Science Research

March 2015

Japan Atomic Energy Agency

日本原子力研究開発機構

JAEA-Data/Code

本レポートは独立行政法人日本原子力研究開発機構が不定期に発行する成果報告書です。
本レポートの入手並びに著作権利用に関するお問い合わせは、下記あてにお問い合わせ下さい。
なお、本レポートの全文は日本原子力研究開発機構ホームページ (<http://www.jaea.go.jp>)
より発信されています。

独立行政法人日本原子力研究開発機構 研究連携成果展開部 研究成果管理課
〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根2 番地4
電話 029-282-6387, Fax 029-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

This report is issued irregularly by Japan Atomic Energy Agency.
Inquiries about availability and/or copyright of this report should be addressed to
Institutional Repository Section,
Intellectual Resources Management and R&D Collaboration Department,
Japan Atomic Energy Agency.
2-4 Shirakata Shirane, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1195 Japan
Tel +81-29-282-6387, Fax +81-29-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

© Japan Atomic Energy Agency, 2015

鉛ビスマス冷却加速器駆動核変換システム用熱設計解析コードの整備

日本原子力研究開発機構
原子力科学研究部門
原子力基礎工学研究センター
秋本 肇

(2014年12月15日受理)

鉛ビスマス冷却加速器駆動核変換システム(ADS)の熱設計解析に資するため、軽水炉過渡解析コード J-TRAC をコードの骨組みとして、ADS 用熱設計解析コードを整備した。軽水炉、ナトリウム冷却高速炉に対する安全解析及びこれまで行われた ADS に対する熱流動解析を対象として ADS 用熱設計解析コードに必要な解析機能を抽出した。J-TRAC コードに不足する解析機能を追加するため、鉛ビスマス共晶合金(LBE)、アルゴンガス、窒化物燃料の物性値ルーチン並びに液体金属に対する強制対流領域における壁面熱伝達率相関式を J-TRAC コードに組み込んだ。LBE 単相流の圧力損失解析、窒化物燃料集合体の熱伝達解析、及び蒸気発生器熱伝達解析を行い、追加した解析機能が所期の通りに J-TRAC コードに組み込んでいることを確認した。

Development of Thermal-hydraulic Design Code for Transmutation System with Lead-bismuth Cooled Accelerator Driven Reactor

Hajime AKIMOTO

Nuclear Science and Engineering Center
Sector of Nuclear Science Research
Japan Atomic Energy Agency
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received December 15, 2014)

A thermal-hydraulic analysis code for transmutation system with lead-bismuth cooled accelerator-driven system (ADS) has been developed using the Japanese-version of Transient Analysis Code (J-TRAC) as the framework in order to apply the design studies of ADS. To identify the required capabilities of the thermal-hydraulic analysis code for ADS, previous thermal-hydraulic analyses of pressurized water reactor, boiling water reactor, sodium-cooled fast reactor and ADS have been surveyed. To make up for insufficient capabilities of the J-TRAC code as a thermal-hydraulic analysis code of ADS, physical properties of lead-bismuth eutectic (LBE), argon gas and nitride nuclear fuel were implemented to the J-TRAC code. It was confirmed that the implemented capabilities worked as expected through verification calculations on (1) the pressure loss in a single-phase LBE flow, (2) the heat transfer in a fuel assembly including nitride nuclear fuel, and (3) the heat transfer between LBE and water in a steam generator.

Keywords: Transmutation, Accelerator-Driven System, ADS, Thermal-hydraulics, Heat Transfer, System Analysis Code, J-TRAC Code, Fuel Assembly, Steam Generator, Lead-bismuth, Nitride Fuel

目 次

1. はじめに	1
2. ADS 用熱設計解析コードの解析機能の検討	3
2.1 定格運転時の熱流動挙動解析に必要な機能	3
2.2 原子炉停止時の熱流動挙動解析に必要な機能	4
2.3 運転時の異常な過渡解析時及び事故時の熱流動挙動解析に必要な機能	4
2.4 ADS 用熱設計解析コードの解析機能のまとめ	5
3. J-TRAC コードへの ADS 用熱設計解析機能の組み込み	14
3.1 J-TRAC コードの改良項目の検討	14
3.2 熱的物性値・輸送係数及び壁面熱伝達相関式の調査	15
3.2.1 LBE の熱的物性値	16
3.2.2 LBE の輸送係数	22
3.2.3 アルゴンガスの熱的物性値及び輸送係数	24
3.2.4 窒化物燃料の熱的物性値	26
3.2.5 液体金属に対する壁面熱伝達相関式	27
3.3 J-TRAC コードへの組み込み	28
3.3.1 LBE 物性値計算ルーチンの作成	28
3.3.2 LBE 輸送係数計算ルーチンの作成	29
3.3.3 アルゴンガスの熱的物性値及び輸送係数の組み込み	30
3.3.4 窒化物燃料の熱的物性値の組み込み	30
3.3.5 液体金属に対する壁面熱伝達率相関式の組み込み	30
3.3.6 その他の変更	30
4. 検証計算	49
4.1 LBE 単相流の圧力損失解析	49
4.2 窒化物燃料集合体の熱伝達解析	50
4.3 蒸気発生器熱伝達解析	55
5. まとめ	73
謝辞	73
参考文献	74

Contents

1. Introduction	1
2. Specification of functions required for thermal hydraulic design code of ADS	3
2.1 Functions required for thermal hydraulic analyses under normal operation condition	3
2.2 Functions required for thermal hydraulic analyses under decay heat removal mode	4
2.3 Functions required for thermal hydraulic analyses under abnormal transients and accidents	4
2.4 Summary of functions required for ADS thermal hydraulic design analyses	5
3. Modification of J-TRAC code for thermal hydraulic design of ADS	14
3.1 Identification of J-TRAC code modifications required for thermal hydraulic analyses on ADS	14
3.2 Literature survey of thermal and transport properties and wall heat transfer correlation	15
3.2.1 Thermal properties of LBE	16
3.2.2 Transport properties of LBE	22
3.2.3 Thermal and transport properties of argon gas	24
3.2.4 Thermal properties of nitride nuclear fuel	26
3.2.5 Wall heat transfer correlation of liquid metal	27
3.3 Modification of J-TRAC code for ADS thermal-hydraulic design calculation	28
3.3.1 Thermal properties of LBE	28
3.3.2 Transport properties of LBE	29
3.3.3 Thermal and transport properties of argon gas	30
3.3.4 Thermal properties of nitride nuclear fuel	30
3.3.5 Wall heat transfer correlation of liquid metal	30
3.3.6 Other modifications	30
4. Verification of modified code	49
4.1 Pressure loss of single phase LBE flow	49
4.2 Heat transfer in fuel assembly with nitride nuclear fuel	50
4.3 Heat transfer in steam generator	55
5. Summary	73
Acknowledgement	73
References	74

図リスト

Fig. 1.1	加速器駆動システム概念図	2
Fig. 3.1	LBE 飽和圧力	36
Fig. 3.2	LBE 飽和温度	36
Fig. 3.3	LBE 液相密度	37
Fig. 3.4	LBE 液相密度の圧力に対する偏微分係数	37
Fig. 3.5	LBE 液相内部エネルギー	38
Fig. 3.6	LBE 飽和液エンタルピ	38
Fig. 3.7	飽和状態における LBE 蒸気相密度	39
Fig. 3.8	LBE 蒸気相内部エネルギー	39
Fig. 3.9	LBE 飽和蒸気エンタルピ	40
Fig. 3.10	LBE 液相粘性係数	40
Fig. 3.11	LBE 蒸気相粘性係数	41
Fig. 3.12	LBE 液相熱伝導率	41
Fig. 3.13	LBE 蒸気相熱伝導率	42
Fig. 3.14	LBE 液相定圧比熱	42
Fig. 3.15	LBE 蒸発潜熱	43
Fig. 3.16	LBE 表面張力	43
Fig. 3.17	アルゴンガス密度	44
Fig. 3.18	アルゴンガス内部エネルギー	44
Fig. 3.19	アルゴンガス粘性係数	45
Fig. 3.20	アルゴンガス熱伝導率	45
Fig. 3.21	ジルコニウムベース窒化物燃料定圧比熱	46
Fig. 3.22	ジルコニウムベース窒化物燃料熱伝導率	46
Fig. 3.23	サブルーチン THERMO の全体構成	47
Fig. 3.24	サブルーチン THERMOLBE の全体構成	48
Fig. 4. 1	水平管内 LBE 単相流に対する圧力損失計算入力	64
Fig. 4. 2	水平管内 LBE 単相流に対する圧力損失計算結果	64
Fig. 4. 3	ADS 燃料集合体	65
Fig. 4. 4	燃料棒断面形状	65
Fig. 4. 5	燃料集合体配置	66
Fig. 4. 6	燃料集合体入力データ	66
Fig. 4. 7	燃料集合体内 LBE 単相流圧力分布計算結果	67
Fig. 4. 8	燃料集合体内 LBE 単相流液相温度分布計算結果	67
Fig. 4. 9	燃料棒内温度分布計算結果	68
Fig. 4.10	燃料棒モデル	68
Fig. 4.11	壁面熱伝達率計算結果	69
Fig. 4.12	ADS 蒸気発生器	69
Fig. 4.13	ADS 蒸気発生器入力データ	70

Fig. 4.14	蒸気発生器内流体温度分布	70
Fig. 4.15	蒸気発生器内壁温分布	71
Fig. 4.16	蒸気発生器内壁面熱流束分布	71
Fig. 4.17	中空円筒壁の熱伝導	72
Fig. 4.18	蒸気発生器伝熱管部における熱抵抗分布	72

表リスト

Table 2.1	ナトリウム冷却高速炉で評価されている運転時の異常な過渡変化事象	7
Table 2.2	ナトリウム冷却高速炉で評価されている事故	8
Table 2.3	加圧水型原子炉で評価されている運転時の異常な過渡変化事象	10
Table 2.4	加圧水型原子炉で評価されている事故	11
Table 2.5	沸騰水型原子炉で評価されている運転時の異常な過渡変化事象	12
Table 2.6	沸騰水型原子炉で評価されている事故	13
Table 3.1	ADS 熱設計解析コードに必要な解析機能と J-TRAC コードの解析機能	32
Table 3.2	サブルーチンの変更内容	33
Table 4.1	ADS 燃料集合体に対する J-TRAC コード入力データ	58
Table 4.2	燃料棒モデルの軸方向出力ピーキング係数	59
Table 4.3	燃料棒モデルの半径方向ノーディング	59
Table 4.4	9%Cr 鋼の熱的物性値	59
Table 4.5	蒸気発生器水側に対する J-TRAC コード入力データ	60
Table 4.6	蒸気発生器 LBE 側に対する J-TRAC コード入力データ	62
Table 4.7	12%Cr 鋼の熱的物性値	63

1. はじめに

使用済核燃料は、再処理によってウラン及びプルトニウムが回収される。残った核分裂生成物を含んだ高レベル放射性廃棄物は地層処分される。高レベル廃棄物には、半減期が数千年を超えるマイナーアクチノイド(MA; Minor Actinide、以下 MA と略す)が含まれており、長寿命核分裂生成物(LLFP; Long Life Fission Product、以下 LLFP と略す)とともに、長期間にわたって地層処分場に閉じ込める必要がある。地層処分の負担を軽減することを目的として、長期間の隔離が必要な MA 及び LLFP を高レベル放射性廃棄物から分離し、核分裂反応や中性子捕獲反応等によって、MA 及び LLFP を半減期の短い核種あるいは安定な核種に核変換する技術(「分離変換技術」と呼ばれている)の研究開発が進められている。

核変換を行う方式として、発電用高速炉を利用する方式(発電用高速炉利用型)と核変換専用の小規模システムを発電用高速炉とは別に設ける方式(階層型)の2つの概念に対する研究開発が並行して進められている。発電用高速炉利用型ではナトリウム冷却高速炉を利用する概念を中心に、一方、階層型では加速器駆動システム(ADS: Accelerator Driven System、以下 ADS と略す)を利用する概念を中心に検討が進められている^[1]。

Fig.1.1 にこれまで基本的な成立性が見込める概念として構築が進められてきた ADS の概念を示す。炉心システムの冷却材として、鉛ビスマス共晶合金(LBE: Lead Bismuth Eutectic Alloy、以下 LBE と略す)を使用する。原子炉容器内に循環ポンプ及び蒸気発生器を内包するタンク型システムである。

超伝導加速器により 1.5GeV まで加速した陽子を、炉心中央の核破砕ターゲット部にビーム窓を通して入射する。核破砕ターゲット部では、高エネルギー陽子による核破砕反応により中性子を発生する。核破砕反応により発生した中性子(核破砕中性子という)は、周囲に配置された MA 含有核燃料中で核分裂反応を起こす。MA 含有燃料で構成される炉心体系は、核破砕中性子の発生がない時は未臨界な体系(未臨界炉心)である。核破砕中性子を供給することで継続的な核分裂反応を維持している。

これまで、ADS 概念の成立性の検討が進められている^[1]。炉心の核・熱設計では、燃料被覆管候補材である改良 9-Cr-1Mo 鋼の LBE 中での最高使用温度の目安値として 550°C(823K)と設定し、熱出力 800MW を維持するのに必要なビーム電流を可能な限り低減するために、炉心を 4 領域に分割し、それぞれの燃料組成を調整する概念が提示されている。この炉心概念に対して、LBE による腐食の影響が評価され、1 サイクル 600 日の運転期間中の燃料被覆管およびビーム窓の候補材である改良 9-Cr-1Mo 鋼の成立性が示された。また、照射効果に関する検討を行い、今後さらなる照射実験データの拡充が望まれるものの、実機 ADS 使用条件下における照射の影響がそれほど大きくないことが示された。さらに、ADS が炉心損傷事故の可能性を包含していないかを確認するため、レベル 1PSA(確率論的安全評価)手法を用いての異常事象の系統的な整理と炉心損傷事故につながる可能性のある事象に対する液体金属冷却高速炉炉心損傷事故解析コード SIMMER-III による安全解析が行われた^{[2], [3]}。事故シーケンスの発生頻度の評価から、事故事象として、(1)ビーム窓破損事象、(2)ビーム出力上昇事象、(3)流量喪失事象が炉心損傷事故につながる可能性のある事象として選定された。これらの事象に対する SIMMER-III コードによる解析から、対象とした ADS は、炉心損傷及び損傷に伴う再臨界事故の可能性が低いことが示された。

上述のように、これまでの ADS 概念の検討により、定格運転条件下での炉心冷却の成立性、事故

時の炉心損傷事故の可能性が低いことなどが確認され、ADS の基本的な成立性が高いことが示されている。一方で、蒸気発生器、主循環ポンプ、蒸気発生器 2 次系、崩壊熱除去系などを構成する各機器の特性については未検討な課題が多く残されている。また、運転時の異常な過渡変化時の熱水力学的挙動については、各種制御系に対する設計検討が不十分であり、多くの課題が残されている。今後、概念設計による成立性の検討段階から各機器の特性や配置等を定める基本設計段階に移行するためには、各機器の特性を総合化して過渡変化時の各機器間の相互作用を解析するシステム解析を行うための解析手法を整備しておくことが必要である。

本報告は、ADS の過渡変化時の検討をおこなうために必要な熱設計解析コードを整備した結果をまとめたものである。

以下、第 2 章では、熱設計を進める上でどのような解析機能が必要であるかを検討するために、これまでに行われた加圧水型原子炉、沸騰水型原子炉、ナトリウム冷却高速炉に対する安全解析及び ADS に対する熱流動解析について調査した結果を述べる。第 3 章では、LBE 等の熱的物性値・輸送係数及び壁面熱伝達関連式の調査結果並びにこれらを軽水炉過渡解析 J-TRAC に組み込んだ結果についてまとめる。第 4 章では、J-TRAC コードへの組み込みを確認するために行った検証計算についてまとめる。

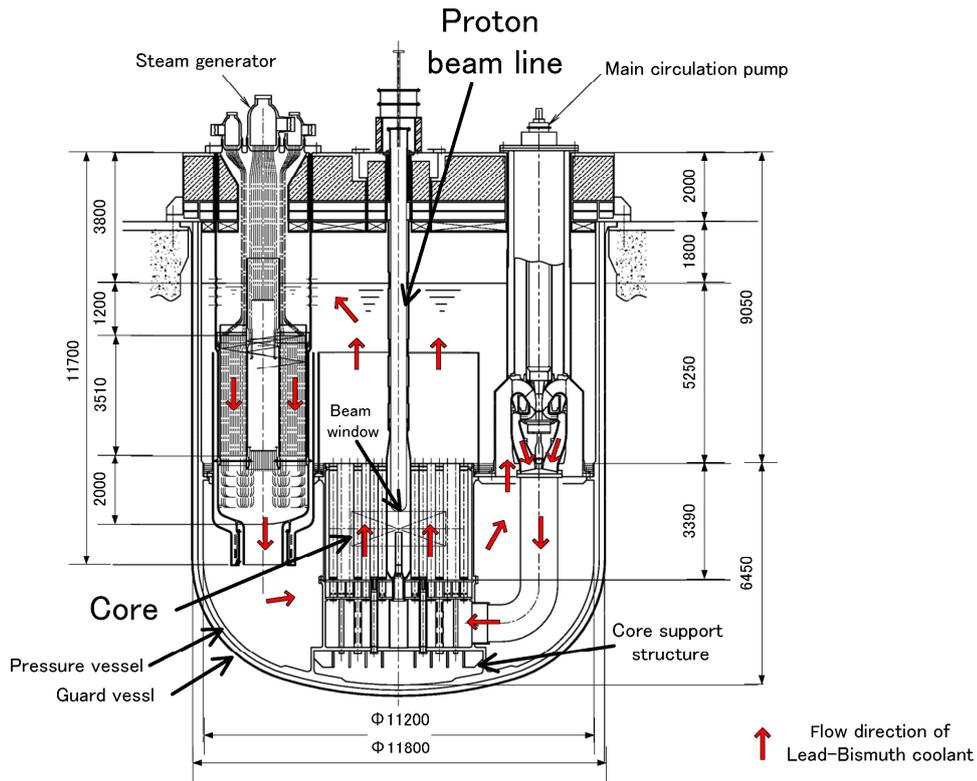


Fig.1.1 加速器駆動システム概念図

2. ADS 用熱設計解析コードの解析機能の検討

ADS の熱設計では、(1)定格運転時の冷却評価、(2)原子炉停止時の冷却評価、(3)運転中の異常な過渡変化時の冷却評価、(4)事故時の冷却評価を行うことが求められる。これらの解析を行うためにどのような解析機能が必要になるかについて、加圧水型原子炉^{[4], [5]}、沸騰水型原子炉^{[5], [6]}、ナトリウム冷却高速炉^[7]に対する安全解析及びこれまでに行われた ADS に対する熱流動解析^[2]を対象に調査した。

2.1 定格運転時の熱流動挙動解析に必要な機能

定格運転時の炉心部冷却評価では、炉心部に十分な冷却材を供給し燃料が熔融しないようにする必要がある。また、燃料被覆管の最高温度を制限値以下に保つことが求められている。ADS の炉心部は大きな径方向出力分布を有していることから、炉心内での 3 次元的な流体混合が冷却に及ぼす影響を評価することが必要である。熱設計では、冷却材である LBE の適正な流量配分を定めることが必要である。また、燃料被覆管最高温度と燃料中心最高温度を求め、被覆管の最高温度が制限値以下に保たれること及び燃料中心最高温度が燃料の融点以下に保たれることを確認することが必要である。定格運転時の炉心内の熱流動を評価するためには、熱設計解析コードは

- ① 流体として、LBE を取り扱えること
- ② 炉心内の 3 次元的な流量分布を評価できること
- ③ MA 含有燃料棒の被覆管及び燃料内の温度分布を評価できること

が必要である。

ターゲット部においては、入射した陽子ビームが LBE の核破砕反応を起こし、LBE を加熱する。また、ビーム窓は陽子ビームにより加熱される。ビーム窓は原子炉の圧力境界となっているので、ビーム窓の破損が起きないようにすることが重要である。ビーム窓の腐食や応力解析を行う上で、ビーム窓の温度分布を評価することは重要な項目である。ビーム窓に対する熱設計を行うためには、①と②に加えて、

- ④ 陽子ビーム/核破砕反応による流体加熱を考慮できること
- ⑤ ビーム窓材料内の温度分布を評価できること

が必要である。

炉心で高温となった LBE は蒸気発生器に入り、2 次側の水と熱交換する。2 次側の水は沸騰して、水蒸気/水の二相流となる。気水分離された後、水蒸気は蒸気タービンに導かれ発電する。タービンの出口では、復水器により水蒸気は凝縮される。再生再熱交換器により、高圧タービンからの蒸気の加熱や復水の加熱が行われる。蒸気発生器及び蒸気発生器 2 次側に対する熱設計を行うためには、

- ⑥ 蒸気発生器 2 次側の流体である水蒸気/水を取り扱えること
- ⑦ 蒸気発生器、再生再熱熱交換器、復水器などの熱交換器をモデル化できること
- ⑧ タービン、バルブ、給水ポンプなどの蒸気発生器 2 次側の機器をモデル化できること

が必要である。

蒸気発生器の 1 次側の LBE は、主循環ポンプに導かれる。ポンプにより昇圧された LBE は、ターゲット領域、炉心領域、及び遮蔽体領域に供される。主循環ポンプの熱設計を行うためには、

- ⑨ 主循環ポンプをモデル化できること

が必要である。

ADS の定格運転条件に対する熱設計を行うためには、熱設計解析コードは上記の①から⑨の機能を備えていることが必要である。

2.2 原子炉停止時の熱流動挙動解析に必要な機能

原子炉の停止時、炉心では崩壊熱が発生する。発生する崩壊熱を除去するためのシステムとして、崩壊熱除去システムの設計が必要である。崩壊熱除去システム概念として、原子炉容器内に熱交換器を設けることで、原子炉容器内の熱を 2 次側の LBE に伝達し、さらに、原子炉外に設置した空気熱交換器によって加熱された 2 次側 LBE の熱を除去することが検討されている。このような体系の熱設計を行うためには、上述の①(LBE を取り扱える)、⑦ (熱交換器をモデル化できる)、⑧ (バルブなどの機器をモデル化できる)に加えて、⑩ 空気熱交換器 2 次側流体である空気を取り扱えることが必要である。

2.3 運転中の異常な過渡変化時及び事故時の熱流動挙動解析に必要な機能

原子炉運転時に機器の故障、電源喪失、制御系の不具合、運転員の誤操作などにより異常な過渡変化が起こっても、原子炉の健全性は保たなければならない。ADS に対して、現状では概念設計段階であり、機器の詳細な仕様、制御系の仕様は今後の検討をまたなければならない。ここでは、今後の熱設計解析を行う際にどのような過渡変化が想定されるか、過渡変化を解析するためにはどのような解析機能が必要になるかということを検討する。「運転時の異常な過渡変化」は、「原子炉施設の寿命期間中に 1 回以上発生する可能性があり、制御されずに放置されると、炉心あるいは原子炉冷却材圧力バウンダリに過度の損傷をもたらす可能性のある事象」が選ばれている。「運転時の異常な過渡変化」より発生する可能性は低いものの、発生した場合、プラント及び周辺公衆に、重大な影響を及ぼすおそれのある想定事象が「事故」として解析が求められている。

Table 2.1 及び Table 2.2 にナトリウム冷却高速炉 (以下 FBR と略す) で評価されている運転時の異常な過渡変化事象及び事故を示す^[7]。Table 2.3 及び Table 2.4 に加圧水型原子炉(以下 PWR と略す)で評価されている運転時の異常な過渡変化事象及び事故を示す^[5]。Table 2.5 及び Table 2.6 に沸騰水型原子炉(以下 BWR と略す)で評価されている運転時の異常な過渡変化事象及び事故を示す^[6]。

炉心内の反応度または出力の異常な変化を起こす事象としては、

- (a) 制御棒の異常 (引抜き、落下など) による出力の増減 (FBR、PWR、BWR に共通)
- (b) 燃料スランピング (FBR)
- (c) 気泡通過事故 (FBR)
- (d) ホウ素の異常な希釈 (PWR)

が評価されている。ADS では、これらの中で、(a)制御棒の異常、(b)燃料スランピング、(c)気泡通過事故に相当する事象が解析対象になると思われる。また、ADS に特有な事象として、陽子ビームのトリップ、陽子ビーム出力の増加などの陽子ビームの異常に伴う事象に対する検討が必要になると思われる。これらの事象に対するシステム内の熱流動挙動を解析するためには

- ⑪ 核熱結合解析を取り扱えること
- ⑫ LBE 内を通過するアルゴンガスを取り扱えること

が必要である。

炉心内の熱発生または熱除去の異常な変化を起こす事象としては、

- (a) 1次冷却システムの異常（ポンプ故障、配管破断、制御系の異常・誤操作）
（FBR、PWR、BWRに共通）
- (b) 2次冷却システムの異常（ポンプ故障、配管破断、制御系の異常・誤操作）
（FBR、PWR、BWRに共通）
- (c) 外部電源喪失（FBR、PWR、BWRに共通）
- (d) 負荷の異常（喪失、増大）（FBR、PWR、BWRに共通）
- (e) 蒸気発生器伝熱管破損事故（FBR、PWR）
- (f) 冷却材流路閉塞（FBR）

が評価されている。ADS では、(a)から(f)に相当する事象が解析対象になると思われる。また、ADS に特有な事象として、ビーム窓の破損に伴う事象に対する検討が必要になると思われる。これらの事象に対するシステム内の熱流動挙動を解析するためには、①から⑫に加えて、

- ⑬ 制御系（流量制御、ポンプ回転数制御、バルブ開度制御）を取り扱えること
- ⑭ 破断口からの流出挙動を取り扱えること

が必要である。

その他の事象としては、

- (a) ナトリウムの化学反応を伴う事象（FBR）
- (b) 原子炉カバーガス系からの1次アルゴンガスの漏えい（FBR）
- (c) 燃料取扱い事故（FBR、PWR、BWRに共通）
- (d) 廃棄物処理設備からの放射性物質の漏えい

が解析されている。ADS では、ナトリウムを取り扱わないので、(a)は問題にならない。(b)については、⑫と⑭の必要事項に含まれている。(c)と(d)については、当面の熱設計解析をADS の原子炉容器内（炉心領域及びターゲット領域）、蒸気発生器（1次系と2次系）、及び崩壊熱除去系を対象とすることとし、今回の検討からは除外することにした。

2.4 ADS 用熱設計解析コードの解析機能のまとめ

前節までの調査、検討から①から⑭までの解析機能をADS の熱設計解析に必要な機能として抽出した。以下では、これらの解析機能を熱設計解析コードの仕様の観点で整理する。

(a) 流動解析機能

流体解析では、取扱う流体の種類として、(ア) LBE、(イ) 水/水蒸気、(ウ) アルゴンガス、(エ) 空気が対象である。これらの流体に対する熱物性値（密度、内部エネルギー等）及び輸送係数（粘性係数、熱伝導率等）が組み込まれていることが必要である。

これらの流体が共存する状態としては、(ア)LBE 単相流（原子炉容器、蒸気発生器1次側、崩壊熱除去系、空気熱交換器1次側）、(イ)LBE/アルゴンガス気液二相流（気泡通過事故時原子炉容器）、(ウ) LBE/水蒸気/アルゴンガス気液二相流（蒸気発生器伝熱管破損事故時原子炉容器）、(エ) 水/水蒸気/空気気液二相流（蒸気発生器2次側、主蒸気系（タービン、復水器を含む））、(オ)空気単相流（空気熱交換器2次側）が対象である。熱設計解析コードでは、これらの状態が混在するシステム内の熱流動解析を場所ごとに適切な状態を選択して使い分けて実施する必要がある。

(b) 伝熱解析機能

伝熱解析では、燃料、燃料被覆管、ビーム窓、構造材、伝熱管内の温度分布を解析するため、

非定常の熱伝導方程式を取扱うことが必要である。熱伝導計算は円筒体系または平板体系の1次元熱伝導方程式を取扱うことができれば熱設計のためには十分であると思われる。

また、流体解析と連成させるための壁面熱伝達率パッケージが必要である。取扱う流体は、水、水蒸気、空気等のプラントル数が1から10程度の流体に対する熱伝達率パッケージとLBEのようなプラントル数が小さな流体に対する流体に対する熱伝達率パッケージが必要である。

過渡変化時の発熱量変化については、多くの場合（定常計算、崩壊熱除去系設計計算等）は、炉物理計算で得られた結果を時間テーブルとして入力することで対応できると思われる。しかしながら、制御棒引抜き事象解析や炉心内流体温度変化に伴う発熱量変化を取扱う事象の解析や気泡通過時の炉心発熱量変化を取扱う場合には、流体の状態変化と発熱量が連成するので、核熱結合解析を行う必要がある。

核破砕ターゲット近傍では、核破砕反応に伴う熱発生がある。この発熱を取扱うためには、LBE内での体積発熱を陽子ビーム出力の関数として与える必要がある。

(c) 機器モデル

ADSのシステム熱流動解析を行うためには、蒸気発生器等の熱交換器、ポンプ、バルブ、タービン、接続配管、配管ネットワークを取扱うための機器モデルが必要である。また、流量制御、圧力制御、ポンプ回転数制御、バルブ開閉制御などを扱うための制御系モデルが必要である。

(d) 詳細（3次元）解析モデル

熱設計において、機器の詳細仕様を決定するために3次元解析を行うことが必要になることがある。これまでに実施されたADS概念検討においても、ビーム窓部冷却評価に対するLBE単相流の3次元解析が行われている^[1]。同様な詳細解析は今後も必要になると思われるが、現状では、どのような解析が必要であるか明確でない。設計検討の進展にあわせて、詳細解析モデルによる検討が必要になった段階で順次整備することとし、今回の検討では除外することとした。

Table 2.1 ナトリウム冷却高速炉で評価されている運転時の異常な過渡変化事象

事象	原因と説明
(1) 炉心内の反応度または出力の異常な変化	
(a)未臨界状態からの制御棒の異常な引抜き	原子炉を起動する際に制御棒が連続して引抜かれることにより、炉心に異常な反応度が挿入され、原子炉出力及び炉心各部の温度が上昇する現象
(b)出力運転中の制御棒の異常な引抜き	原子炉出力運転中に制御棒が連続して引抜かれることにより、炉心に異常な反応度が挿入され、原子炉出力及び炉心各部の温度が上昇する現象
(c)制御棒落下	原子炉出力運転中に制御棒駆動装置の故障または誤操作によって、制御棒1本が引抜き位置から炉心内に落下し、原子炉の運転状態が乱される現象
(2) 炉心内の熱発生または熱除去の異常な変化	
(d)1次冷却材流量減少	1次主冷却系循環ポンプ主モータの電源喪失等の電氣的故障あるいはポンプ補機類の故障などにより、原子炉出力運転中に1次冷却材流量が減少する現象
(e)1次冷却材流量増大	原子炉出力運転中に1次冷却材流量制御系の故障あるいは1次主冷却材循環ポンプ回転数制御系統の誤動作により、炉心流量が異常に増大する現象
(f)外部電源喪失	原子炉出力運転中に送電系統の故障や所内電気設備の故障などにより所内補機の電源の一部または全部が喪失し、運転状態が乱される現象
(g)2次冷却材流量減少	2次主冷却系循環ポンプ主モータの電源喪失等の電氣的故障あるいはポンプ補機類の故障などにより、原子炉出力運転中に2次冷却材流量が減少する現象
(h)2次冷却材流量上昇	原子炉出力運転中に原子炉制御設備の誤動作や誤操作または2次冷却材ポンプの静止形可変周波数電源装置の故障により2次冷却材流量が増加した場合に、中間熱交換器の除熱が過大となり、原子炉に異常に冷却された1次冷却材が導入される現象
(i)給水流量喪失	原子炉出力運転中に主給水ポンプなど蒸気発生器給水設備の故障または誤操作により、蒸気発生器の給水流量が喪失し蒸気発生器での除熱が不足する現象
(j)給水流量増大	原子炉出力運転中に蒸気発生器給水設備の故障または誤操作により、蒸気発生器の給水流量が増大して蒸気発生器での除熱が過大になる現象
(k)負荷の喪失	外部送電系統の故障やタービン制御系統の誤動作あるいはタービン故障により、タービン負荷が喪失し主給水ポンプが自動停止して蒸気発生器の除熱が不足し、原子炉容器入口ナトリウム温度が上昇する現象
(3) ナトリウムの化学反応	
(l)蒸気発生器伝熱管小漏えい	何らかの原因（蒸気発生器の伝熱管の溶接欠陥、材料欠陥、材料腐食等が考えられる）で蒸気発生器の伝熱管において水の小漏えいが生じる事象

Table 2.2 ナトリウム冷却高速炉で評価されている事故(1/2)

事象	原因と説明
(1) 炉心内の反応度の増大にいたる事故	
(a)制御棒急速引抜き事故	原子炉の起動時または出力運転中に、何らかの原因で調整棒1本が、技術的に考え得る最大速度で連続的に引抜かれることにより異常な反応度が添加され、原子炉出力および炉心各部の温度が上昇する事故
(b)燃料スランピング事故	原子炉出力運転中に、何らかの熱的あるいは機械的原因で燃料ペレットが燃料被覆管内で下方に密に詰まる事故
(c)気泡通過事故	何らかの原因により、原子炉容器内の1次冷却材中に気泡が混入し、燃料集合体下部のエントランスノズルを通して、気体が冷却材とともに炉心内を通過する事故
(2) 炉心冷却能力の低下にいたる事故	
(d)冷却材流路閉塞事故	冷却材中の不純物が蓄積したり、原子炉容器内に予期せぬ異物が存在したりして、局所的に冷却材の流路が閉塞される事故ならびに何らかの原因で燃料要素に破損を生じ内部に蓄積されていた核分裂生成ガスが隣接燃料要素に向かって放出される事故
(e)1次主冷却系循環ポンプ軸固着事故	原子炉運転中に、何らかの機械的原因により、1次主冷却系循環ポンプ1台の軸が固着し、1次冷却材流量の減少を引き起こす事故
(f)2次主冷却系循環ポンプ軸固着事故	原子炉出力運転中に、何らかの機械的原因により、2次冷却系主循環ポンプ1台の軸が固着し、2次冷却材流量の減少を引き起こす事故
(g)主給水ポンプ軸固着事故	原子炉出力運転中に、何らかの機械的原因により、主給水ポンプ1台の軸が固着し、給水流量の減少を引き起こす事故
(h)1次冷却材漏えい事故	原子炉出力運転中に、何らかの原因で原子炉冷却材バウンダリの配管が破損し、1次冷却材が漏えいする事故
(i)2次冷却材漏えい事故	原子炉出力運転中に、何らかの原因で2次主冷却系配管が破損し、2次冷却材が漏えいする事故
(j)主蒸気管破断事故	原子炉出力運転中に、何らかの原因で蒸気発生器とタービンの間の主蒸気管が破断し、蒸気の流出を生じる事故
(k)主給水管破断事故	原子炉出力運転中に、何らかの原因で主給水管と蒸気発生器の間の主給水管が破断し、蒸気発生器への給水流量が低下する事故
(3)燃料取扱いに伴う事故	
(l)燃料取替え取扱い事故	燃料取替え作業中に燃料出入設備にて取扱い中の燃料移送ポットが何らかの原因により破損し、燃料移送ポット中のナトリウムがすべて喪失し、燃料被覆管の破損を生じる事故

Table 2.2 ナトリウム冷却高速炉で評価されている事故(2/2)

事象	原因と説明
(4)廃棄物処理設備に関する事故	
(m)気体廃棄物処理設備破損事故	気体廃棄物処理設備の配管、廃ガス貯槽等が何らかの原因で破損し、内蔵された放射性ガスが系統外に放出される事故
(5)ナトリウムの化学反応	
(n)1次ナトリウム補助設備漏えい事故	放射性物質を含むナトリウムが漏えいする可能性がある事故として下記の事象を想定する。 ① 1次ナトリウム充填ドレン系のダンプタンクからのナトリウム漏えい ② 1次ナトリウムオーバーフロー系からのナトリウム漏えい ③ 1次ナトリウム純化系のコールドトラップからのナトリウム漏えい
(o)蒸気発生器伝熱管破損事故	原子炉出力運転中に、何らかの原因で蒸気発生器の伝熱管が破損し、ナトリウム・水反応による顕著な圧力上昇が生じるような大規模な水漏えい事故
(6)原子炉カバーガス系に関する事故	
(p)1次アルゴンガス漏えい事故	原子炉出力運転時に何らかの原因により1次アルゴンガス系設備の配管が破断し、核分裂生成物を含んだアルゴンガスが漏えいする事故

Table 2.3 加圧水型原子炉で評価されている運転時の異常な過渡変化事象

事象	原因と説明
(1) 炉心内の反応度または出力の異常な変化	
(a)原子炉起動時の制御棒の異常な引抜き	原子炉起動時における制御棒の異常な連続的引抜きにより、炉心に過度の反応度が添加され、原子炉出力の上昇を起こす現象
(b)出力運転中の制御棒の異常な引抜き	原子炉出力運転中に制御棒の異常な連続的引抜きにより、炉心に過度の反応度が添加され、原子炉出力および燃料温度の上昇を起こす現象
(c)制御棒の落下および不整合	制御棒駆動装置等が何らかの原因で誤作動し、制御棒クラスタ1本が引抜き位置から炉心内に落下し、局部的に原子炉出力の減少をきたし、原子炉の運転状態が乱される現象
(d)原子炉冷却材中のホウ素の異常な希釈	原子炉冷却材中のホウ素濃度の調整を行う化学体積制御設備の誤動作または誤操作により純水が原子炉冷却材中のホウ素濃度が減少して、炉心に反応度が添加されるような現象
(2) 炉心内の熱発生または熱除去の異常な変化	
(e)原子炉冷却材流量の部分喪失	出力運転中に原子炉冷却材ポンプが1台停止することにより、原子炉冷却材流量の部分喪失を引き起こし、その結果冷却材温度の上昇を生じるとともに、燃料温度の上昇を起こす現象
(f)原子炉冷却材系の停止ループの誤起動	停止ループの原子炉冷却材ポンプが誤起動することにより、停止ループの低温度の冷却材が炉心に導入され、炉心へ反応度が添加され原子炉出力が増加する現象
(g)蒸気負荷の異常な増加	原子炉を運転中に、負荷増加等により蒸気流量が過大になることで、蒸気発生器での除熱が過大となり、原子炉冷却材温度が低下し、炉心に反応度が添加され、原子炉出力が増加する現象
(h)2次冷却系の異常な減圧	何らかの原因によってタービンバイパス弁等の2次冷却系の弁のうち1個が全開し、主蒸気の放出をもたらす現象
(i)蒸気発生器の過剰給水	主給水制御系の誤動作または誤操作により蒸気発生器への給水が過剰となり蒸気発生器での伝熱量が増大し、原子炉冷却材の原子炉入口温度が低下して、原子炉出力が増加する現象
(j)蒸気発生器への主給水喪失	原子炉が出力運転中に、蒸気発生器への主給水が完全に喪失して、蒸気発生器2次側保有水量が減少し、熱除去能力の低下により、原子炉冷却材温度および圧力が上昇する現象
(k)外部電源喪失	電力系統の故障や所内電気設備の故障などにより所内常用電源の一部または全部が喪失し、運転状態が乱されるような現象
(3)原子炉冷却材圧力または原子炉冷却材保有量の異常な変化	
(l)原子炉冷却材系の異常な減圧	何らかの原因により加圧器に設けている加圧器逃がし弁またはスプレイ弁が誤って全開する現象
(m)出力運転中の非常用炉心冷却系の誤起動	出力運転中に非常用炉心冷却設備の誤作動等により高濃度ホウ酸水が冷却材中に注入され、原子炉出力が低下する現象
(n)負荷の喪失	外部電力系統の故障や発電機故障、タービン制御系統の誤動作あるいはタービン故障により、原子炉に急激なしかも大きな負荷減少を与える現象

Table 2.4 加圧水型原子炉で評価されている事故

事象	原因と説明
(1) 炉心冷却能力の低下を生じる事故	
(a)1次冷却材流量喪失事故	出力運転中に1次冷却材ポンプが同時に停止することにより、1次冷却材流量の完全喪失を引き起こし、その結果、炉心の冷却能力が低下し、1次冷却材温度および原子炉圧力の上昇を起こす事故
(b)1次冷却材ポンプ軸固着事故	原子炉出力運転中に、何らかの原因で、1台の1次冷却材ポンプの回転軸が瞬間的に固着することにより、1次冷却材流量が減少し、その結果、炉心の冷却能力の低下によって、1次冷却材温度、燃料被覆管温度および原子炉圧力の急激な上昇を起こす事故
(c)主給水管破断事故	何らかの原因で主給水管に蒸気発生器の2次側に液相を保てるだけの十分な給水を送れない程大きな破断が起き、冷却能力が低下し、1次冷却材の温度、圧力の上昇を引き起こす事故
(2) 冷却材喪失事故	
(d)1次冷却材喪失事故	何らかの原因で、1次冷却材配管またはそれに接続する配管に亀裂や破断などが発生し、1次冷却材が放出され、1次冷却材の圧力および保有水量が減少し、その結果炉心の冷却が著しく低下する事故
(3) 廃棄物処理設備の破損事故	
(e)放射性気体廃棄物処理設備の破損事故	放射性気体廃棄物処理設備の配管、水素再結合ガス減衰タンク等が、何らかの原因で破損または漏えいを起こすことで、内蔵された放射性物質が施設外に放出される事故
(4) 主蒸気管または蒸気発生器伝熱管の破損事故	
(f)主蒸気管破断事故	何らかの原因で蒸気発生器とタービンの間の主蒸気管の破断が起き、蒸気の流出を生じる事故
(g)蒸気発生器伝熱管破損事故	原子炉の出力運転中に、何らかの原因で蒸気発生器伝熱管が破損し、1次冷却材が蒸気発生器2次側に流出する事故
(5)燃料取扱いに伴う事故	
(h)燃料取扱い事故	燃料取扱い作業中、燃料取扱い装置の機械的故障によって、取扱い中の燃料が使用済み燃料ピットに落下し、燃料被覆管の機械的破損を生じるような事故
(6)制御棒の抜け出し等による事故	
(h)制御棒クラスタ飛出し事故	原子炉が臨界状態で、何らかの原因により圧力ハウジングが破断する事故。破断の起こった圧力ハウジング内の制御棒クラスタ1本が炉心外に飛出し、急速な反応度の添加と著しい出力分布の歪を生じるとともに、1次冷却材喪失を伴う。

Table 2.5 沸騰水型原子炉で評価されている運転時の異常な過渡変化事象

事象	原因
(1) 炉心内の反応度または出力の異常な変化	
(a) 起動時における制御棒引抜き	原子炉の起動時に制御棒を連続的に引抜く。
(b) 出力運転中の制御棒引抜き	出力運転時に制御棒を連続的に引抜く。
(2) 炉心内の熱発生または熱除去の異常な変化	
(c) 外部電源喪失	送電系統または所内電源設備の故障などにより外部電源が喪失する。
(d) 給水加熱喪失	給水加熱器への蒸気の喪失、すなわち、給水加熱器への加熱源の喪失により、給水温度が徐々に低下する。このため、炉心入口サブクーリングが増加し、原子炉出力は増加する。
(e) 再循環停止ループ誤起動	停止中の再循環ループが予熱なしに起動することにより、炉心入口サブクーリングが増加し、出力が急上昇する。
(f) 再循環流量制御系の誤動作	再循環流量制御系の誤動作により、再循環流量が増加する。
(g) 再循環ポンプの故障	再循環ポンプ駆動電動機遮断器開等により、再循環ポンプ1台の電源が喪失し、炉心流量が低下する。
(3) 原子炉冷却材圧力または原子炉冷却材保有量の異常な変化	
(h) 負荷の喪失	タービン発電機系の異常等により、タービン・トリップが生じ、主蒸気止め弁が閉鎖する。
(i) 主蒸気隔離弁の閉鎖	原子炉水位異常低等の主蒸気隔離弁閉鎖にいたる異常もしくは運転員の誤操作等により主蒸気隔離弁が閉鎖し、原子炉圧力が上昇する。
(j) 給水制御系の故障	給水制御器の誤操作等により、給水流量が急激に増加する。
(k) 圧力制御系の故障	何らかの原因で、圧力制御装置に主蒸気流量を零にするような零出力信号もしくは主蒸気流量を最大にするような最大出力信号の誤信号を発生する。 タービン加減弁もしくはタービンバイパス弁1個が故障し、制御系の信号に関係なくこれらの弁を開閉する。
(l) 全給水流量の喪失	給水制御器の故障もしくは給水ポンプのトリップにより、部分的な給水流量の減少もしくは全給水流量の喪失が起こり原子炉水位が低下する。

Table 2.6 沸騰水型原子炉で評価されている事故

事象	原因
(a)再循環ポンプ軸固着事故	原子炉の出力運転中に、再循環ポンプの回転軸が何らかの原因で固着することにより、炉心流量が急減して、炉心の冷却能力が低下する事故
(b)冷却材喪失事故	何らかの原因により、原子炉容器に接続されている各種配管の1本が原子炉運転中に破断することで、原子炉冷却材が原子炉外に放出され、炉心の冷却能力が著しく低下する事故
(c)放射性気体廃棄物処理施設の破損事故	原子炉運転中、何らかの原因で気体廃棄物処理施設の一部が破損することで、保持されていた希ガスが環境に放出される事故
(d)主蒸気管破断事故	原子炉の運転中何らかの原因により主蒸気管が破断することにより、破断口から冷却材の放出が起こり、核分裂生成物が環境に放出される事故
(e)燃料取扱い事故	燃料取扱い作業中に、燃料つかみ器によって燃料集合体を運搬している際に、燃料つかみ器が故障してその燃料集合体が落下し、炉心内の燃料集合体上部に衝突して燃料棒の機械的破損を生じる事故
(f)制御棒落下事故	原子炉が臨界もしくは臨界近傍にある際に、原子炉制御系機器の故障と運転員の誤操作とが原因となって、制御棒駆動軸から分離して炉心内にとどまっていた制御棒が急激に落下する事故

3. J-TRAC コードへの ADS 用熱設計解析機能の組み込み

第2章では、ADSの熱設計解析コードに求められる解析機能を抽出した。その結果、

- (1) 下記の流体を取り扱えること
 - (ア) LBE (鉛ビスマス共晶合金)、(イ) 水/水蒸気、(ウ) アルゴンガス、及び (エ) 空気
- (2) 流体の状態として、下記の状態を取り扱えること
 - (ア) LBE 単相流、(イ) LBE/アルゴンガス気液二相流、(ウ) LBE/水蒸気/アルゴンガス気液二相流、(エ) 水/水蒸気/空気気液二相流、及び (オ) 空気単相流
- (3) 伝熱解析機能として、下記の機能を備えていること
 - (ア) 1次元非定常熱伝導 (円筒体系及び平板体系)、(イ) プラントル数が1から10程度の流体に対する壁面熱伝達率パッケージ、(ウ) プラントル数が小さい流体 (液体金属) に対する壁面熱伝達率パッケージ、(エ) 核熱結合解析、及び (オ) 流体内の体積発熱
- (4) 機器モデルとして、下記のモデルを備えていること
 - (ア) 熱交換器モデル、(イ) ポンプモデル、(ウ) バルブモデル、(エ) タービンモデル、(オ) 配管モデル、(カ) 配管ネットワークモデル、及び (キ) 制御系モデル

が必要であることがわかった。

これらの機能の多くは既存の原子炉システム解析コードに備えられている。ナトリウム冷却高速炉に対する Super-COPD コード^[8]、軽水炉に対する TRACE コード^[9]、TRAC-BF1 コード^[10]、TRAC-PF1 コード^[11]、RELAP5 コード^[12]、J-TRAC コード^[13]などが代表的なシステム解析コードである。

J-TRAC コードは、TRAC-PF1 コードを骨組みとして、日本原子力研究所で開発した再冠水モデルによる物理モデルの改良等を加えた軽水炉過渡解析コードである。これまでに、加圧水型原子炉の大破断冷却材喪失事故、小破断冷却材喪失事故、運転時の異常な過渡変件事象に対する性能評価を進めてきており、数値解法ルーチン、物性値ルーチン、構成方程式、データ構造などのコーディングの詳細情報も集積されている。過去の評価結果を利用できること、コーディング内容の調査が不要なことなどで、改良を効率的に進めることができると考え、ADS用の熱設計解析コードの整備を J-TRAC コードを骨組みとして進めることとした。

3.1 J-TRAC コードの改良項目の検討

J-TRAC コードの主な特徴を以下に列記する。

- (1) 流体計算の基礎方程式として、円筒座標系での3次元式と1次元式を用いる場合の2通りを扱える。このため、管炉系に対する1次元解析を行えるとともに原子炉容器内の流動に対する3次元流動解析を行うことができる。
- (2) 二相流の二流体モデルによる基礎方程式を用いている。加えて、非凝縮気体と液相中へのボロン等の溶存物質の濃度変化計算も定式化されている。このため、気液間の水力的非平衡 (速度スリップ) や熱的非平衡を動的に取扱うことができる。
- (3) 気液二相流の流動様式に依存した構成方程式が導入されている。個々の構成方程式の適用範囲に対する検討が必要であるものの、このような取扱い方法により広範囲の流動条件での熱水力学的挙動に対する解析に対応できる。
- (4) 燃料棒の2次元熱伝導解析及び構造材の1次元熱伝導解析 (円筒体系及び平板体系) が包含

されている。局所条件を基礎として流動様式に依存した熱伝達率評価パッケージが組み込まれている。

- (5) 機器モデルとして、パイプコンポーネントモデル、ポンプコンポーネントモデル、蒸気発生器コンポーネントモデル、T 字配管モデル、タービンコンポーネントモデル、バルブコンポーネントモデル、蓄圧器コンポーネントモデル、加圧器コンポーネントモデル、3次元容器モデル、プレナムコンポーネントモデルが組み込まれており、加圧水型原子炉システムの主要な機器をモデル化できる。
 - (6) 原子炉制御系をモデル化するための制御系モデルが組み込まれており、流量制御系、圧力制御系、原子炉トリップなどの動作をモデル化することができる。
- などである。

Table 3.1 に ADS 熱設計解析コードに必要な解析機能と J-TRAC コードの解析機能を比較して示す。

ADS 熱設計解析コードに必要な解析機能に対して、J-TRAC コードで対応するためには、

- (1) LBE 物性値の組込み
- (2) アルゴンガス物性値の組込み
- (3) プラントル数が小さい流体（液体金属）に対する壁面熱伝達率パッケージの組込みを行うこと必要である。

蒸気発生器伝熱管破損事故解析に対応するために必要な「LBE/水蒸気/アルゴンガス気液二相流」解析機能を実現するためには、相変化する流体として LBE と水蒸気の 2 成分を取り扱うことが必要である。J-TRAC コードの基礎方程式は 1 成分のみが相変化することで構築されている。したがって、「LBE/水蒸気/アルゴンガス気液二相流」を扱うためには、相変化する流体が 1 成分である基礎方程式系を拡張して 2 成分の基礎方程式系にする変更が必要であり、J-TRAC コードの数値解法ルーチンやデータ構造を含めての大幅な変更が必要である。そこで、J-TRAC コードを変更することで対応することではなく、SIMMER-III コードのように相変化する成分を複数許容する解析コードで対応することで熱設計を実施する方針とした。

3.2 熱的物性値・輸送係数及び壁面熱伝達相関式の調査

J-TRAC コードを改良して ADS の設計を行うためには、

- (1) LBE 物性値（熱的物性値及び輸送係数）の組込み
- (2) アルゴンガスの物性値（熱的物性値及び輸送係数）の組込み
- (3) 液体金属に対する壁面熱伝達率パッケージの組込み

が必要である。また、ADS では核燃料として窒化物燃料を使用するので、

- (4) 窒化物燃料の物性値の組込み

を併せて行うことにする。

LBE の熱的物性値及び輸送係数については、OECD により刊行された”Handbook on Lead-bismuth Eutectic Alloy and Lead Properties, Materials Compatibility, Thermal-hydraulics and Technologies (2007 Edition)”^[14]（以下「LBE ハンドブック」と略す）で推奨されている値を用いることを基本方針とした。LBE ハンドブックに記載のない熱物性値については、熱力学関係式^[15]を用いて算出することとした。また、LBE ハンドブックに記載のない輸送係数については、伝熱工学資料(改訂第 4 版)^[16]に記載された理論式・経験式を用いることとした。

アルゴンガスの熱的物性値及び輸送係数については、理想気体であると仮定して計算すること

とした。また、輸送係数は伝熱工学資料(改訂第4版)^[16]に記載された物性値を多項式近似して用いることとした。

窒化物燃料の熱的物性値は、西ら^[17]により求められた $(Zr_{0.58}Pu_{0.21}Am_{0.21})N$ に対する値を用いることとした。

LBE に対する壁面熱伝達相関式については、LBE ハンドブック^[14]に記載された強制対流熱伝達相関式を用いることとした。

以下、3.2.1 では LBE の熱的物性値、3.2.2 では LBE の輸送係数、3.2.3 ではアルゴンガスの熱的物性値及び輸送係数、3.2.4 では窒化物燃料の熱的物性値、3.2.5 では壁面熱伝達率相関式に対する調査結果と検討結果についてまとめる。

3.2.1 LBE の熱的物性値

J-TRAC コードでは、流体の熱的物性値計算をサブルーチン THERMO で行っている。サブルーチン THERMO への入力は、全圧、非凝縮気体の分圧、液相温度、及び気相温度である。サブルーチン THERMO から出力される状態量には以下のものがある。

- (1) (温度に対する) 飽和圧力
- (2) (圧力に対する) 飽和温度
- (3) 飽和温度の圧力に対する微係数
- (4) 液相密度
- (5) 液相密度の圧力に対する偏微分係数(温度一定)
- (6) 液相密度の温度に対する偏微分係数(圧力一定)
- (7) 液相の内部エネルギー
- (8) 液相内部エネルギーの圧力に対する偏微分係数(温度一定)
- (9) 液相内部エネルギーの温度に対する偏微分係数(圧力一定)
- (10) (蒸気分圧に対する) 飽和液相エンタルピー
- (11) 飽和液相エンタルピーの圧力に対する微係数
- (12) 蒸気相密度
- (13) 蒸気相密度の圧力に対する偏微分係数(温度一定)
- (14) 蒸気相密度の温度に対する偏微分係数(圧力一定)
- (15) 蒸気相の内部エネルギー
- (16) 蒸気相内部エネルギーの圧力に対する偏微分係数(温度一定)
- (17) 蒸気相内部エネルギーの温度に対する偏微分係数(圧力一定)
- (18) (蒸気分圧に対する) 飽和蒸気相エンタルピー
- (19) 飽和蒸気相エンタルピーの圧力に対する微係数

である。

J-TRAC コードで LBE を取り扱うためには、飽和温度・飽和圧力などの飽和状態に関する状態量、液相密度・液相内部エネルギー・それらの圧力及び温度に対する偏微分係数などの液相に関する状態量、および蒸気相密度・蒸気相内部エネルギー・それらの圧力及び温度に対する偏微分係数などの蒸気相に関する状態量を与えればよい。

3.2.1.1 LBE の飽和状態に関する状態量

LBE の飽和圧力は、LBE ハンドブックの推奨値

$$p_{sat} = 1.11 \times 10^{10} \exp\left(-\frac{22552}{T}\right) \quad [Pa] \quad (3.1)$$

を用いる。ここで T は LBE の温度で単位は [K] である。上式はこれまでに得られている測定データから求めたフィティング式である。LBE ハンドブックには、適用範囲は 673-1943 [K]、誤差 ± 60% と記述されている。

上述の飽和圧力に関する推奨値を T に対して解くことにより、飽和温度に対する表式として

$$T_{sat} = 22552 \times \frac{1}{\ln(1.11 \times 10^{10}) - \ln p} \quad (3.2)$$

を得る。ここで p は圧力で単位は [Pa] である。また、飽和温度の圧力微係数は、上式を微分して

$$\frac{d}{dp} T_{sat} = \frac{22552}{p \left\{ \ln(1.11 \times 10^{10}) - \ln p \right\}^2} \quad (3.3)$$

を得る。

Fig.3.1 に LBE の飽和圧力を、Fig.3.2 に LBE の飽和温度を示す。

3.2.1.2 LBE 液相に関する状態量

3.2.1.2.1 LBE 液相密度

LBE の液相密度は、LBE ハンドブックの推奨値として、

$$\rho_\ell = 11096 - 1.3236 \times T \quad [kg/m^3] \quad (3.4)$$

が示されている。ここで T は LBE の温度で単位は [K] である。上式はこれまでに得られている測定データから求めたフィティング式である。LBE ハンドブックには、適用範囲は 403-1300 [K]、誤差 0.8% と記述されている。圧力範囲は大気圧近傍を想定している。

液相密度の圧力に対する偏微分係数は、LBE ハンドブックに記載されている音速に対する推奨値

$$u_{sound} = 1773 + 0.1049 \times T - 2.873 \times 10^{-4} \times T^2 \quad [m/s] \quad (3.5)$$

から、熱力学的関係式を用いて以下のように求めた。音速に対する推奨値の適用範囲は、403-1300 [K] と記述されている。誤差は明示されていない。

音速は次式により、エントロピー一定の条件で求めた密度の圧力に対する偏微分係数と関係づけられている。

$$\left(\frac{\partial \rho}{\partial p}\right)_s = \frac{1}{u_{sound}^2} \quad (3.6)$$

熱力学的関係式から、比容積を $v (= 1/\rho)$ とすると、

$$\left(\frac{\partial v}{\partial p}\right)_s = \frac{(\partial v)_s}{(\partial p)_s} = \frac{-\frac{1}{T} \left\{ c_p \left(\frac{\partial v}{\partial p}\right)_T + T \left(\frac{\partial v}{\partial T}\right)_p^2 \right\}}{-\left(\frac{c_p}{T}\right)} = \left(\frac{\partial v}{\partial p}\right)_T + \frac{T}{c_p} \left(\frac{\partial v}{\partial T}\right)_p^2 \quad (3.7)$$

が得られる。 $v = 1/\rho$ を代入して整理することにより、

$$\left(\frac{\partial \rho}{\partial p}\right)_T = \left(\frac{\partial \rho}{\partial p}\right)_s + \frac{T}{c_p} \frac{1}{\rho^2} \left(\frac{\partial \rho}{\partial T}\right)_p^2 = \frac{1}{u_{sound}^2} + \frac{T}{c_p} \frac{1}{\rho^2} \left(\frac{\partial \rho}{\partial T}\right)_p^2 \quad (3.8)$$

を得る。

上式による圧力依存性を含めて、液相密度を

$$\rho_\ell = 11096 - 1.3236 \times T + \left(\frac{\partial \rho}{\partial p}\right)_T (p - p_0) \quad [kg/m^3] \quad (3.9)$$

により求めることとする。ここで p_0 は大気圧と考え、 $1.01325 \times 10^5 [Pa]$ を仮定した。

上式の温度に対する偏微分をとることにより、

$$\left(\frac{\partial \rho_\ell}{\partial T}\right)_p = -1.3236 + \left[\frac{\partial}{\partial T} \left\{ \left(\frac{\partial \rho}{\partial p}\right)_T (p - p_0) \right\} \right]_p \quad [kg/(m^3 K)] \quad (3.10)$$

を得る。圧力 p が p_0 の時、上式の第2項は0である。 p が $1 \times 10^6 [Pa]$ の時、温度範囲400-2000[K]において、上式の第2項は第1項の0.3%以下であったことから、第2項を無視することとした。

Fig.3.3に大気圧におけるLBEの液相密度を示す。また、Fig.3.4にLBEの液相密度の圧力に対する偏微分係数を示す。

3.2.1.2.2 LBE 液相の内部エネルギー

熱力学的関係式により

$$dh = \left(\frac{\partial h}{\partial T}\right)_p dT + \left(\frac{\partial h}{\partial p}\right)_T dp = c_p dT + \left\{ v - T \left(\frac{\partial v}{\partial T}\right)_p \right\} dp = c_p dT + \left\{ \frac{1}{\rho} + \frac{T}{\rho^2} \left(\frac{\partial \rho}{\partial T}\right)_p \right\} dp \quad (3.11)$$

である。上式に次式を代入して積分する。

$$c_{p\ell} = 159 - 2.72 \times 10^{-2} T + 7.12 \times 10^{-6} T^2$$

$$\rho_\ell = 11096 - 1.3236 \times T + \left(\frac{\partial \rho}{\partial p}\right)_T (p - p_0)$$

$$\left(\frac{\partial \rho_\ell}{\partial T}\right)_p = -1.3236$$

その結果、

$$h_{\ell} = 159(T - T_m) - 1.36 \times 10^{-2}(T^2 - T_m^2) + 2.3733 \times 10^{-6}(T^3 - T_m^3) + \frac{p - p_0}{\rho_{\ell}} \left(1 - \frac{1.3236T}{\rho_{\ell}} \right) + h_0 \quad (3.12)$$

を得る。 h_0 は温度 $T_m(=397.7[\text{K}])$ 、圧力 $p_0(=1.01325 \times 10^5[\text{Pa}])$ におけるエンタルピーである。 h_0 は、LBE ハンドブックの Fig.3.2.3 から $4.8034 \times 10^4[\text{J/kg}] (=10000[\text{J/mol}])$ とした。

熱力学的関係式より、液相内部エネルギー e_{ℓ} は

$$e_{\ell} = h_{\ell} - \frac{p}{\rho_{\ell}} \quad (3.13)$$

である。エンタルピーに関する計算式を代入して

$$e_{\ell} = 159(T - T_m) - 1.36 \times 10^{-2}(T^2 - T_m^2) + 2.3733 \times 10^{-6}(T^3 - T_m^3) - \frac{1.3236T(p - p_0)}{\rho_{\ell}^2} + h_0 - \frac{p_0}{\rho_{\ell}} \quad (3.14)$$

である。Fig.3.5 に大気圧における LBE の液相内部エネルギーを示す。

液相内部エネルギーの温度に対する偏微分係数は、

$$\left(\frac{\partial e_{\ell}}{\partial T} \right)_p = 159 - 2.72 \times 10^{-2}T + 7.12 \times 10^{-6}T^2 - \frac{1.3236p}{\rho_{\ell}^2} - \frac{2 \times 1.3236^2 T(p - p_0)}{\rho_{\ell}^3} \quad (3.15)$$

である。また、液相内部エネルギーの圧力に対する偏微分係数は、

$$\left(\frac{\partial e_{\ell}}{\partial p} \right)_T = -\frac{1.3236T}{\rho_{\ell}^2} \quad (3.16)$$

である。

蒸気の分圧 p_{LBE} に対する飽和液エンタルピー $h_{\ell sat, LBE}$ は、

$$h_{\ell sat, LBE} = 159(T_{sat} - T_m) - 1.36 \times 10^{-2}(T_{sat}^2 - T_m^2) + 2.3733 \times 10^{-6}(T_{sat}^3 - T_m^3) + \frac{p_{LBE} - p_0}{\rho_{\ell sat}} \left(1 - \frac{1.3236T_{sat}}{\rho_{\ell sat}} \right) + h_0 \quad (3.17)$$

により求める。ここで、 T_{sat} は圧力 p_{LBE} に対する飽和温度であり、

$$T_{sat} = 22552 \times \frac{1}{\ln(1.11 \times 10^{10}) - \ln p_{LBE}} \quad (3.18)$$

による。また、 $\rho_{\ell sat}$ は飽和液の密度であり、

$$\rho_{\ell sat} = 11096 - 1.3236 \times T_{sat} + \left(\frac{\partial \rho}{\partial p} \right)_T \Big|_{\substack{p=p_{LBE} \\ T=T_{sat}}} (p_{LBE} - p_0) \quad (3.19)$$

による。Fig.3.6 に LBE の飽和液エンタルピを示す。

飽和液エンタルピの圧力に対する微係数は

$$\frac{dh_{\ell sat}}{dp} = c_p \frac{dT_{sat}}{dp} + \frac{1}{\rho_{\ell sat}} + \frac{T_{sat}}{\rho_{\ell sat}^2} \left(\frac{\partial \rho}{\partial T} \right) \quad (3.20)$$

により求める。

3.2.1.3 LBE 蒸気相に関する状態量

3.2.1.3.1 LBE 蒸気相密度

蒸気相は理想気体であると仮定する。蒸気相密度は、理想気体に対する状態式から

$$\rho_g = \frac{p}{R_{LBE} T} \quad (3.21)$$

である。ここで、 R_{LBE} は LBE 蒸気に対する気体定数で、 $R_{LBE} = 39.935 [J/(kgK)]$ である。Fig.3.7

に飽和状態における LBE の蒸気相密度を示す。

蒸気相密度の圧力に対する偏微分係数は、

$$\left(\frac{\partial \rho_g}{\partial p} \right)_T = \frac{1}{R_{LBE} T} \quad (3.22)$$

である。

蒸気相密度の温度に対する偏微分係数は、

$$\left(\frac{\partial \rho_g}{\partial T} \right)_p = -\frac{p}{R_{LBE} T^2} = -\frac{\rho_g}{T} \quad (3.23)$$

である。

3.2.1.3.2 LBE 蒸気相の内部エネルギー

熱力学的関係式により

$$dh = \left(\frac{\partial h}{\partial T} \right)_p dT + \left(\frac{\partial h}{\partial p} \right)_T dp = c_p dT + \left\{ v - T \left(\frac{\partial v}{\partial T} \right)_p \right\} dp \quad (3.24)$$

である。蒸気相は理想気体であると仮定すると、

$$v - T \left(\frac{\partial v}{\partial T} \right)_p = 0, \quad c_{pg} = \frac{5}{2} R_{LBE} \quad (3.25)$$

である。したがって、

$$h_g = \int_{T_m}^T c_{pg} dT + h_{g0} = \frac{5}{2} R_{LBE} (T - T_m) + h_{g0} \quad (3.26)$$

である。大気圧における蒸発潜熱は、LBE ハンドブックの推奨値を用いて 8.54×10^5 [J/kg] とした。エンタルピーの計算式から大気圧における飽和相(飽和温度=1943[K])のエンタルピーが 2.61804×10^6 [J/kg] であった。また、 $T_m=397.7$ [K]、 $R_{LBE}=39.935$ [J/kgK] である。上式に大気圧における値を代入し、 $h_{g0}=1.11580 \times 10^6$ [J/kg] を得た。

熱力学的関係式より、蒸気相内部エネルギー e_g は

$$e_g = h_g - \frac{p}{\rho_g} = h_g - R_{LBE} T = \frac{3}{2} R_{LBE} (T - T_m) + e_{g0} \quad (3.27)$$

である。ここで、 e_{g0} は $T=T_m$ における蒸気相内部エネルギーで、

$$e_{g0} = h_{g0} - R_{LBE} T_m = 1.09992 \times 10^6 \text{ [J/kg]} \quad (3.28)$$

である。Fig.3.8 の LBE の蒸気相内部エネルギーを示す。

蒸気相内部エネルギーの圧力に対する偏微分係数は、

$$\left(\frac{\partial e_g}{\partial p} \right)_T = 0 \quad (3.29)$$

である。また、蒸気相内部エネルギーの温度に対する偏微分係数は、

$$\left(\frac{\partial e_g}{\partial T} \right)_p = \frac{3}{2} R_{LBE} \quad (3.30)$$

である。

蒸気分圧 p_{LBE} に対する飽和蒸気相エンタルピー h_{gsat} は、

$$h_{gsat} = \frac{5}{2} R_{LBE} (T_{sat} - T_m) + h_{g0} \quad (3.31)$$

により求める。ここで、 T_{sat} は圧力 p_{LBE} に対する飽和温度であり、

$$T_{sat} = 22552 \times \frac{1}{\ln(1.11 \times 10^{10}) - \ln p_{LBE}} \quad (3.32)$$

による。Fig.3.9 に LBE の飽和蒸気相エンタルピーを示す。

飽和蒸気相エンタルピーの蒸気分圧に対する微係数は、

$$\frac{dh_{gsat}}{dp} = c_{pg} \frac{dT_{sat}}{dp} = \frac{5}{2} R_{LBE} \frac{dT_{sat}}{dp} \quad (3.33)$$

により求める。

3.2.2 LBE の輸送係数

J-TRAC コードでは、流体の輸送係数計算をサブルーチン FPROP で行っている。サブルーチン FPROP への入力は、飽和温度、圧力、各相のエンタルピ、気相密度及び気相温度である。出力される輸送係数は、

- (1) 粘性係数
- (2) 熱伝導率
- (3) 定圧比熱
- (4) 蒸発潜熱
- (5) 表面張力

である。

3.2.2.1 LBE 粘性係数

LBE の液相粘性係数は、LBE ハンドブックの推奨値

$$\mu_l = 4.94 \times 10^{-4} \exp\left(\frac{754.1}{T}\right) \quad [Pa \cdot s] \quad (3.34)$$

を用いる。ここで T は LBE の温度で単位は [K] である。上式はこれまでに得られている測定データから求めたフィティング式である。LBE ハンドブックには、適用範囲は 400-1100 [K]、誤差 5% と記述されている。Fig.3.10 に LBE の液相粘性係数を示す。

蒸気相粘性係数は、伝熱工学資料(改訂第 4 版)に記載された以下の無極性気体に対する理論式により求める。

$$\begin{aligned} \mu_g &= \frac{1}{\xi} \left\{ 4.610 T_r^{0.618} - 2.04 \exp(-0.449 T_r) + 1.94 \exp(-4.058 T_r) + 0.1 \right\} \times 10^{-7} \quad [Pa \cdot s] \\ \xi &= T_c^{1/6} M^{-1/2} P_c^{-2/3}, \quad T_r = T / T_c \end{aligned} \quad (3.35)$$

ここで、 T_c は臨界温度 [K]、 P_c は臨界圧力 [atm]、 M は分子量 [g/mol] である。LBE ハンドブックを参考にして、 $T_c=4890$ [K]、 $P_c=8.80 \times 10^7$ [Pa]=868.492 [atm]、 $M=208.19$ [g/mol] とする。Fig.3.11 に LBE の蒸気相粘性係数を示す。

3.2.2.2 LBE 熱伝導率

LBE の液相熱伝導率は、LBE ハンドブックの推奨値

$$k_l = 3.61 + 1.517 \times 10^{-2} T - 1.741 \times 10^{-6} T^2 \quad [W / (mK)] \quad (3.36)$$

を用いる。ここで T は LBE の温度で単位は [K] である。上式はこれまでに得られている測定データから求めたフィティング式である。LBE ハンドブックには、適用範囲は 403-1100 [K]、誤差 5% と記述されている（誤差に付加されている? は LBE ハンドブックの記載による）。Fig.3.12 に LBE の液相熱伝導率を示す。

蒸気相熱伝導率は、伝熱工学資料(改訂第 4 版)に記載された以下の無機ガスに対する Misis-Thodos の経験式により求める。

$$k_g = \frac{c_{pg}^{3/4}}{\zeta} \left\{ (1.08 + 20.0Z_c) T_r \right\}^{1.810} 2.604Z_c \times 10^{-6} \times 418.7 \quad [W/(mK)] \quad (3.37)$$

$$\zeta = T_c^{1/6} M^{1/2} P_c^{-2/3}, \quad Z_c = \frac{P_c V_c}{R_{LBE} T_c}, \quad T_r = T / T_c$$

ここで、 T_c は臨界温度[K]、 P_c は臨界圧力[atm]、 M は分子量[g/mol]、 c_{pg} は定圧モル比熱[cal/(mol・K)]である。LBEハンドブックを参考にして、 $T_c=4890$ [K]、 $P_c=868.492$ [atm]、 $M=208.19$ [g/mol]とした。蒸気は理想気体であると考え、 $Z_c=1$ 、 $c_{pg}=2.5R_{LBE}=99.8375$ [J/(kg・K)]= 4.96422 [cal/(mol・K)]とする。Fig.3.13にLBEの蒸気相熱伝導率を示す。

3.2.2.3 LBE 定圧比熱

LBEの液相定圧比熱は、LBEハンドブックの推奨値

$$c_{p\ell,LBE} = 159 - 2.72 \times 10^{-2} T + 7.12 \times 10^{-6} T^2 \quad [J/kg/K] \quad (3.38)$$

を用いる。ここで T はLBEの温度で単位は[K]である。上式はこれまでに得られている測定データから求めたフィッティング式である。なお、フィッティング式を求める際には、高温域のデータが少ないことから、鉛とビスマスの値から組成比を用いて内挿して求めた400-1100[K]の温度範囲の評価値も含めている。LBEハンドブックには、適用範囲は430-605[K]、誤差7%と記述されている(誤差に付加されているのはLBEハンドブックの記載による)。Fig.3.14にLBEの液相定圧比熱を示す。

蒸気相定圧比熱は、蒸気を理想気体と仮定し、

$$c_{pg} = \frac{5}{2} R_{LBE}, \quad R_{LBE} = 39.935 [J/(kgK)] \quad (3.39)$$

により求める。

3.2.2.4 蒸発潜熱

LBEの蒸発潜熱 h_{fg} は、

$$h_{fg} = h_{gsat} - h_{\ell sat} \quad [J/kg] \quad (3.40)$$

により求める。Fig.3.15にLBEの蒸発潜熱を示す。

3.2.2.5 LBE 表面張力

LBEの表面張力は、LBEハンドブックの推奨値

$$\sigma_{LBE} = 0.437 - 6.6 \times 10^{-5} T \quad [N/m] \quad (3.41)$$

を用いる。ここで T はLBEの温度で単位は[K]である。上式はこれまでに得られている測定データから求めたフィッティング式である。LBEハンドブックには、適用範囲は423-1400[K]、誤差5.0%と記述されている。Fig.3.16にLBEの表面張力を示す。

3.2.3 アルゴンガスの熱的物性値及び輸送係数

J-TRAC コードでは、非凝縮気体として空気と水素が組み込まれている。非凝縮気体に対する熱的物性値計算はサブルーチン THERMO で実施されており、

- (1) 気相密度
- (2) 気相密度の圧力に対する偏微分係数(温度一定)
- (3) 気相密度の温度に対する偏微分係数(圧力一定)
- (4) 気相の内部エネルギー
- (5) 気相内部エネルギーの圧力に対する偏微分係数(温度一定)
- (6) 気相内部エネルギーの温度に対する偏微分係数(圧力一定)

が求められる。

輸送係数計算はサブルーチン FPROP で実施され、非凝縮気体の輸送係数としては、

- (1) 粘性係数
- (2) 熱伝導率
- (3) 定圧比熱

が求められる。

3.2.3.1 アルゴンガスの熱的物性値

3.2.3.1.1 アルゴンガス密度

アルゴンガスは理想気体であると仮定する。アルゴンガス密度は、理想気体に対する状態式から

$$\rho_g = \frac{p}{R_{Ar}T_g} \quad (3.42)$$

である。ここで、 p はアルゴンガスの分圧[Pa]、 T_g は気相温度[K]である。 R_{Ar} は、アルゴンガス

に対する気体定数で、 $R_{Ar} = 208.15[J/(kgK)]$ である。Fig.3.17 にアルゴンガス密度を示す。

アルゴンガス密度の圧力に対する偏微分係数は、

$$\left(\frac{\partial \rho_g}{\partial p} \right)_T = \frac{1}{R_{Ar}T_g} \quad (3.43)$$

である。

アルゴンガス密度の温度に対する偏微分係数は、

$$\left(\frac{\partial \rho_g}{\partial T} \right)_p = -\frac{p}{R_{Ar}T_g^2} = -\frac{\rho_g}{T_g} \quad (3.44)$$

である。

3.2.3.1.2 アルゴンガス内部エネルギー

熱力学的関係式により

$$dh = \left(\frac{\partial h}{\partial T} \right)_p dT + \left(\frac{\partial h}{\partial p} \right)_T dp = c_p dT + \left\{ v - T \left(\frac{\partial v}{\partial T} \right)_p \right\} dp \quad (3.45)$$

である。アルゴンガスは理想気体であると仮定すると、

$$v - T \left(\frac{\partial v}{\partial T} \right)_p = 0, \quad c_{pAr} = \frac{5}{2} R_{Ar} \quad (3.46)$$

である。したがって、

$$h_{gAr} = \int_0^T c_{pAr} dT + h_{g0Ar} = \frac{5}{2} R_{Ar} T \quad (3.47)$$

である。積分定数 h_{g0Ar} は 0 であるとした。

熱力学的関係式より、アルゴンガス内部エネルギー e_{gAr} は

$$e_{gAr} = h_{gAr} - \frac{p}{\rho_g} = h_{gAr} - R_{Ar} T = \frac{3}{2} R_{Ar} T \quad (3.48)$$

である。Fig.3.18 にアルゴンガス内部エネルギーを示す。

アルゴンガス内部エネルギーの圧力に対する偏微分係数は、

$$\left(\frac{\partial e_{gAr}}{\partial p} \right)_T = 0 \quad (3.49)$$

である。また、アルゴンガス内部エネルギーの温度に対する偏微分係数は、

$$\left(\frac{\partial e_{gAr}}{\partial T} \right)_p = \frac{3}{2} R_{Ar} \quad (3.50)$$

である。

3.2.3.2 アルゴンガスの輸送係数

3.2.3.2.1 アルゴンガス粘性係数

アルゴンガス粘性係数は、伝熱工学資料(改訂第 4 版)に記載された物性値を下記の 2 次多項式で近似して用いることとした。

$$\mu_{gAr} = -1.0 \times 10^{-11} T^2 + 6.0 \times 10^{-8} T + 5.0 \times 10^{-6} \quad (3.51)$$

Fig.3.19 にアルゴンガス粘性係数を示す。

3.3.2.2 アルゴンガス熱伝導率

アルゴンガス熱伝導率は、伝熱工学資料(改訂第 4 版)に記載された物性値を下記の 2 次多項式で近似して用いることとした。

$$k_{gAr} = -1.0 \times 10^{-8} T^2 + 5.0 \times 10^{-5} T + 3.0 \times 10^{-3} \quad (3.52)$$

Fig.3.20 にアルゴンガス熱伝導率を示す。

3.2.3.2.3 アルゴンガス定圧比熱

アルゴンガス定圧比熱は、アルゴンガスを理想気体と仮定し、

$$c_{pgAr} = \frac{5}{2} R_{Ar}, \quad R_{Ar} = 208.15 [J/(kgK)] \quad (3.53)$$

により求める。

3.2.4 窒化物燃料の熱的物性値

J-TRAC コードでは、ウラン等の核燃料の熱的物性値計算はサブルーチン MFUEL で実施されており、

- (1) 密度
- (2) 比熱
- (3) 熱伝導率
- (4) ふく射率

が求められる。窒化物燃料の熱的物性値は、西ら^[17]により求められた(Zr_{0.58}Pu_{0.21}Am_{0.21})N に対する値を用いることとした。

密度は、西らにより、理論密度 $f_{TD}=0.943$ における測定値として $10050[\text{kg}/\text{m}^3]$ が報告されている。

そこで、窒化物燃料の密度 $\rho_N [\text{kg}/\text{m}^3]$ は、密度が f_{TD} に比例すると仮定して、

$$\rho_N = \rho_{N0} f_{TD}, \quad \rho_{N0} = 10050/0.943 = 10657.5 \quad (3.54)$$

により求めることとした。

比熱 c_{pN} は、西らの測定値に対するフィッティング式を用いて、

$$c_{pN} = \frac{1000}{M_N} (2aT + b - dT^{-2}), \quad (3.55)$$

$$a = 3.8278 \times 10^{-7}, \quad b = 5.6322 \times 10^{-2}, \quad d = 1586.5, \quad M_N = 0.1681366 [\text{kg}/\text{mol}]$$

により求めることとした。

熱伝導率 k_N は、西らの測定値に対するフィッティング式を用いて、

$$k_N = k_{TD} f_{TD}^X, \quad k_{TD} = 0.716 + 0.0221 \times T - 5.52 \times 10^{-6} \times T^2, \quad X = 1.5 \quad (3.56)$$

により求めることとした。

ふく射率 ϵ_N については、測定結果は報告されていない。設計計算を行う上で、ふく射率が重要になることはないと考え、1.0 で一定であるとして J-TRAC コード内に組み込むこととした。

なお、西らの測定では、熱拡散係数は $473 \sim 1473 [\text{K}]$ の範囲で、比熱に $298.15 \sim 1073 [\text{K}]$ の範囲で行われ、フィッティング式が導かれている。高温領域での測定結果は得られていない。J-TRAC コードでは、これらの式を高温領域まで外挿して用いることとした。

Fig.3.21 に上述の計算式により求めた窒化物燃料の比熱を、Fig.3.22 の窒化物燃料の熱伝導率を示す。Fig.3.22 では、理論密度 f_D は 1.0 を仮定した。

窒化物燃料の融点は、参考文献[1] (41 ページ) に記載されていた $2781^{\circ}\text{C}(=3054\text{K})$ であるとする。また、佐藤ら^[18]によると、照射済窒化物燃料(U+Pu 窒化物)の著しい解離挙動は $1900^{\circ}\text{C}(=2173\text{K})$ 以上で生じる。窒化物燃料の熱解離が生じた場合、(1)窒素の放出により、燃料棒の内圧が上昇する、(2)窒素の解離により、燃料の熱伝導率の低下を生じると考えられる。したがって、上記の熱伝導率関係式は、熱解離が顕著となる温度以下に対してのみ適用すべきである。

3.2.5 液体金属に対する壁面熱伝達率相関式

J-TRAC コードでは、水/水蒸気に対する壁面熱伝達率相関式を用いて、燃料棒・伝熱管と流体の間の熱伝達が評価される。液体金属では、流体内の熱伝導の寄与が大きいので、水/水蒸気などとは異なった熱伝達率相関式を用いることが必要である。

J-TRAC コードの壁面熱伝達率評価はサブルーチン HTCOR で行われている。強制対流、自然対流、沸騰熱伝達、凝縮熱伝達などの様々な壁面熱伝達率相関式を組み合わせる壁面熱伝達率評価が行われている。これらのすべてを液体金属用の相関式に置き換えることは望ましいが、短期間にすべてを行うことは困難である。ADS の熱設計では、炉心燃料棒および熱交換器伝熱管における強制対流熱伝達を評価することが重要である。炉心内で LBE の沸騰や凝縮が起こるような厳しい条件は解析の対象外と見え、強制対流熱伝達についてのみを置き換えることとした。

強制対流熱伝達率相関式に対する文献サーベイ結果が LBE ハンドブック^[14]で報告されている。円管流路に対する壁面熱伝達率相関式として、下記の Notter-Sleichner による実験式が推奨されている。

$$Nu = 4.8 + 0.0156 Re^{0.85} Pr^{0.93} \quad (3.57)$$

ここで、 Nu はヌセルト数、 Re はレイノルズ数、 Pr はプラントル数を示す。

上式の適用範囲は、 $0.004 \leq Pr \leq 0.1$ 、 $10^4 \leq Re \leq 10^6$ である。

管群に対する壁面熱伝達率相関式として、Ushakov らに求められた下記の相関式が推奨されている。

$$Nu = 7.55 \frac{P}{D} - 20 \left(\frac{P}{D} \right)^{-13} + \frac{3.67}{90(P/D)^2} (Re \cdot Pr)^{0.19(P/D)+0.56} \quad (3.58)$$

ここで、 P は燃料棒ピッチを、 D は燃料棒直径を示す。

上式の適用範囲は、 $1.0 \leq P/D \leq 2.0$ 、 $1 \leq Re \cdot Pr \leq 4000$ である。

3.3 J-TRAC コードへの組込み

3.2 節の調査結果に基づき、J-TRAC コードに

- (1) LBE (鉛ビスマス共晶合金) の熱的物性値
- (2) LBE の輸送係数
- (3) アルゴンガスの熱的物性値及び輸送係数
- (4) 窒化物燃料の熱的物性値
- (5) 液体金属に対する壁面熱伝達率相関式

を組込んだ。以下においては、組込みに際して新たに作成した処理ルーチンの内容及び既存の処理ルーチンの変更点について整理する。

3.3.1 LBE 物性値計算ルーチンの作成

J-TRAC コードでは、水/水蒸気に対する熱的物性値計算はサブルーチン THERMO により行われている。サブルーチン THERMO の構成を Fig.3.23 に示す。

サブルーチン THERMO では、圧力の下限值と上限値、液相温度及び蒸気相（水蒸気）温度の下限值と上限値に対するチェックが行われる。液相温度と蒸気相温度の下限值は 273.15[K]で、大気圧における水の凝固点である。圧力の下限值は凝固点における飽和圧力に採られている。

J-TRAC コードでは、圧力と温度を独立変数として水/水蒸気の物性値として、液相（水）及び蒸気相（水蒸気）の密度と内部エネルギーが、飽和条件に対する量として飽和温度、飽和圧力、飽和水エンタルピ及び飽和蒸気エンタルピが計算される。数値解法では、これらの諸量を線形近似する処理が含まれているため、それぞれの量の圧力と温度に対する偏微分係数が熱的物性値の計算とあわせて求められている。気相については、水蒸気と非凝縮気体に対してドルトンの分圧の法則が成り立つことを仮定して、非凝縮気体が混入する体系の解析を行う。このために、水蒸気と非凝縮気体の混合気体に対する熱的物性値の計算も行っている。

このような条件を考慮して、LBE に対する熱的物性値を計算するサブルーチン、関数プログラムを作成した。Fig.3.24 に LBE の熱的物性値を計算するために作成したルーチンの全体構成を示す。LBE に対する処理ルーチン名は、水/水蒸気用計算ルーチン名の最後に LBE を付加した名前とすることで、水/水蒸気用処理ルーチンとの対応を明示することとした。

LBE の熱物性値計算のメインルーチンは THERMOLBE である。サブルーチン THERMOLBE では、関数プログラム SATTMPLBE により飽和温度を、関数プログラム SATPRSLBE により飽和圧力を、関数プログラム SATDERLBE により飽和温度の圧力に対する偏微分係数を、サブルーチン RHOLIQLBE により液相密度と液相密度の圧力及び温度に対する偏微分係数を計算する。その他の諸量はサブルーチン THERMOLBE 内で計算する。

サブルーチン THERMOLBE 内では、圧力、液相温度及び蒸気相温度の下限值以上かつ上限値以下であることをチェックする。液相温度及び蒸気相温度の下限值は LBE の凝固温度 397.7[K]とした。圧力の下限值は凝固温度に対する飽和圧力 2.619×10^{15} [Pa]とした。液相温度及び蒸気相温度の上限値は水/水蒸気に対する上限値 3000[K]と等しく設定した。また、圧力の上限値についても、水/水蒸気に対する上限値 4.5×10^7 [Pa]に等しく設定した。熱的物性値の測定範囲を考慮すると上限値の値は、測定結果を広範囲で外挿したことになっている。計算で高温が予測された際に計算が止まるよりも、計算が継続できることのほうが望ましいと考えて、測定結果のある範囲から大幅に高温の範囲まで外挿した。2000[K]を超えるような条件に対しては、熱的物性値の誤差が計算結果に与える影響を慎重に検討する必要があると思われる。今後、測定結果が蓄積されて

くるにつれて、物性値評価式を改訂することが望まれる。

次いで、サブルーチン THERMOLBE では、飽和温度は関数プログラム SATTMP において、3.2 節に示した(3.2)式により計算する。飽和温度の圧力に対する偏微分係数は関数プログラム SATDERLBE において(3.3)式により計算する。

次に、サブルーチン RHOLIQLBE において、(3.9)式で液相密度を、(3.8)式と(3.10)式により液相密度の圧力及び温度に対する偏微分係数を計算する。液相の内部エネルギーは(3.14)式により、液相の内部エネルギーの圧力・温度に対する偏微分係数は(3.15)式、(3.16)式により求める。さらに、飽和水のエンタルピとエンタルピの圧力に対する偏微分係数を(3.17)式、(3.18)式により計算する。

蒸気相密度及び蒸気相密度の圧力と温度に対する偏微分係数は(3.21)式、(3.22)式、(3.23)式により算出する。次いで、飽和蒸気エンタルピを(3.31)式により、飽和蒸気エンタルピの圧力に対する偏微分係数を(3.33)式により計算する。次いで、蒸気相の内部エネルギーとその圧力と温度に対する偏微分係数を(3.27)式、(3.29)式、(3.30)式により計算する。

さらに、非凝縮気体の内部エネルギーと密度及びそれらの圧力と温度の偏微分係数を求めた後に、LBE 蒸気相の蒸気相に対する値とドルトンの法則を用いて結合し、非凝縮気体と LBE 蒸気相の混合気体に対する熱的物性値を求め、サブルーチン THERMOLBE における処理を完了する。

ADS 内では、例えば蒸気発生器の伝熱管の内側では水/水蒸気で満たされているのに対して、伝熱管の外側では LBE で満たされていることがある。このような体系の解析を行うためには、そのコンポーネントを流れる流体が水/水蒸気であるか LBE であるかによって使用する熱的物性値を使い分ける必要がある。そこで、流体の種類を判別するためのフラグ IFLD0 を導入し、IFLD0 が 0 の場合には水/水蒸気である、一方、IFLD0 が 1 (コーディング上は 0 でない) の場合には LBE と判別することとした。そこで、水/水蒸気の熱的物性値計算ルーチンを THERMOWATER にリネームして、新しく流体の種類を判別するためのサブルーチン THERMO を作成した。新たに作成したサブルーチン THERMO では、IFLD0 が 0 の場合にはサブルーチン THERMOWATER を呼びだして水/水蒸気の熱的物性値を計算する。また、IFLD0 が 1 の場合にはサブルーチン THERMOLBE を呼び出して LBE の熱的物性値を計算する。

3.3.2 LBE の輸送係数計算ルーチンの作成

J-TRAC コードでは、流体の輸送係数計算をサブルーチン FPROP で行っている。LBE の輸送係数を組み込むため、水/水蒸気物性値計算ルーチンの最後に LBE を付加した処理ルーチンを作成することとした。

Table 3.2 に LBE の輸送係数を計算するために作成したルーチンと各ルーチンにおける処理の概要を示す。

サブルーチン FPROPLBE では、圧力および温度を入力として、LBE の蒸発潜熱、液相および蒸気相の定圧比熱・粘性係数・熱伝導率、および表面張力を計算する。液相定圧比熱はファンクション CPLLLBE により、蒸気相定圧比熱はファンクション CPVV1LBE により求める。液相粘性係数はファンクション VISCLLBE により、蒸気相粘性係数はファンクション VISCVLBE により求める。液相熱伝導率はファンクション THCLLBE により、蒸気相熱伝導率はファンクション THCVLBE により求める。

3.3.3 アルゴンガスの熱的物性値及び輸送係数の組込み

J-TRAC コードでは、非凝縮気体として空気と水素が組み込まれている。非凝縮気体の種類を指定するパラメータ IGAS が 1 の時は、空気の熱的物性値および輸送係数を計算する。また、IGAS=2 の時は、水素の熱的物性値および輸送係数を計算する。

非凝縮気体としてアルゴンガスを追加した。IGAS=3 の時に、アルゴンガスの熱的物性値および輸送係数を計算するようにコーディングを変更した。サブルーチン SETEOS には、アルゴンガスの分子量・気体定数および熱伝導率の計算式を追加した。ファンクション CPVV1 および CPVV1LBE には、アルゴンガスの定圧比熱の計算式を追加した。ファンクション THCV および THCVLBE には、アルゴンガスの熱伝導率の計算式を追加した。また、ファンクション VISCV および VISCVLBE には、アルゴンガスの粘性係数の計算式を追加した。

3.3.4 窒化物燃料の熱的物性値の組込み

J-TRAC コードでは、ウラン等の核燃料の熱的物性値計算は、材質を指定するパラメータ MATRD が 1 の時に、サブルーチン MFUEL で実施され、密度、比熱、熱伝導率およびふく射率が求められる。

窒化物燃料の熱的物性値を計算するためのサブルーチン MFUELZRN を作成し、窒化物燃料の密度、比熱、熱伝導率およびふく射率の計算式を組み込んだ。窒化物燃料に対する MATRD の値を 21 と定め、MATRD=21 の時に、窒化物燃料の熱物性値を計算するようにコーディングした。また、核燃料の平均温度を求めるサブルーチン CELLTF および核燃料の最高温度を求めるサブルーチン FENTAH に対しては、核燃料であることは MATRD=1 であることで判定されていた。MATRD=21 であることをもう一つの判定条件として追加した。

3.3.5 液体金属に対する壁面熱伝達率相関式の組込み

J-TRAC コードでは、壁面熱伝達率の計算は、サブルーチン HTCOR をメインルーチンとして、強制対流（層流、乱流、単相流、二相流）、自然対流、核沸騰、膜沸騰、凝縮などの種々の伝熱形態に対する実験相関式を組み合わせて行われている。

液体金属に対する壁面熱伝達率を計算するサブルーチン HTCORLBE は、水/水蒸気用サブルーチン HTCORWATER をコピーしたものをコーディングの枠組みとして作成した。円管流路の強制対流熱伝達（乱流）に対する相関式として、(3.57)式を組み込んだ。また、管群に対する相関式として、(3.58)式を組み込んだ。最小膜沸騰温度に対する相関式は水/水蒸気で得られた実験式をフィッティングした多項式が用いられていて、物性値依存性が考慮されていなかった。このため、最小膜沸騰温度の値として 600[K]程度の値が計算されていた。LBE の飽和温度は大気圧条件で約 2000[K]であり、物理的に明らかにおかしい状況となった。そこで、最小膜沸騰温度は、飽和温度より 20[K]高いとする条件と置き換えることとした。

3.3.6 その他の変更

LBE の熱的物性値と輸送係数の組込みに伴い流体の種類を表すフラグ IFLD0 を導入した。また、アルゴンガスの熱的物性値と輸送係数の組込みに伴い非凝縮気体の種類を表すフラグ IGAS0 を導入した。これらのフラグを入力データから読み込み、各処理ルーチンに受け渡すために、入力データの読み込み処理やサブルーチンの引数を変更した。Table 3.2 に変更した内容をまとめた。

入力処理においては、サブルーチン INPUT において、流体の種類の取り扱い方法を判定するた

めのフラグとして、NTYPEFL を NAMELIST 変数として追加し、NTYPEFL=0 の時は水/水蒸気に対する物性値ルーチンのみを使用するようにした。NTYPEFL=0 をデフォルト値として設定し、既存の入力データを変更せずに水/水蒸気に対する計算を実行できるようにコーディングした。一方、NTYPEFL=1 を指定した時は、流体種類を指定するパラメータ IFLD0 を 0 とすることで水/水蒸気に対する熱物性値ルーチンを、IFLD0 を 1 とすることで LBE に対する熱物性値計算ルーチンを用いるようにコーディングした。VESSEL コンポーネントと PLENUM コンポーネントに対するフラグ IFLDVES と IFLDPL は、NTYPEFL=0 の時には 0 (水/水蒸気) に、NTYPEFL=1 の時には 1(LBE)に設定した。他の 1 次元コンポーネントに対しては、入力データ読み込みルーチンに IFLD0 と IGAS0 の読み込み処理を追加して、コンポーネントごとに異なる種類の流体を指定できるようにした。また、リスタート計算についても必要な変更を行い、リスタート計算機能が利用できるようにした。

熱的物性値計算のメインルーチンの THERMO 及び輸送係数計算のメインルーチン FPROP には引数 IFLD0 と IGAS0 を追加した。これに伴い、THERMO や FPROP を呼び出すサブルーチンに対する変更を行った。タービンコンポーネントについては、LBE を用いるタービンは考えられないので、IFLD0=0 にリセットすることにした。

熱的物性値については、圧力、液相温度、及び蒸気相温度の下限値と上限値が指定されている。LBE に対する計算部分に対してもそれぞれの下限值以上かつ上限値以下とする制限を加える処理を追加した。

Table 3.1 ADS 熱設計解析コードに必要な解析機能と J-TRAC コードの解析機能

ADS 熱設計解析コードに必要な解析機能	J-TRAC コードの解析機能(*1)	備考
(1) 流体の種類		
(ア) LBE ^(*2)	△	LBE ^(*2) 物性値の組み込み
(イ) 水/水蒸気	○	
(ウ) アルゴンガス	△	アルゴンガス物性値の組み込み
(エ) 空気	○	
(2) 流体の状態		
(ア) LBE ^(*2) 単相流	△	LBE ^(*2) 物性値の組み込み
(イ) LBE ^(*2) /アルゴンガス気液二相流	△	LBE ^(*2) 及びアルゴンガスの物性値の組み込みが必要
(ウ) LBE ^(*2) /水蒸気/アルゴンガス気液二相流	×	基礎方程式系からの見直しが必要
(エ) 水/水蒸気/空気気液二相流	○	
(オ) 空気単相流	○	
(3) 伝熱解析機能		
(ア) 1次元非定常熱伝導 (円筒体系及び平板体系)	○	
(イ) プラントル数が1から10程度の流体に対する壁面熱伝達率パッケージ	○	
(ウ) プラントル数が小さい流体(液体金属)に対する壁面熱伝達率パッケージ	△	液体金属に対する壁面熱伝達率パッケージの組み込み
(エ) 核熱結合解析	○	
(オ) 流体内の体積発熱	○	
(4) 機器モデル		
(ア) 熱交換器モデル	○	
(イ) ポンプモデル	○	
(ウ) バルブモデル	○	
(エ) タービンモデル	○	
(オ) 配管モデル	○	
(カ) 配管ネットワークモデル	○	
(キ) 制御系モデル	○	

(*1) 記号の意味は以下の通り。

- ; 解析機能が既に組み込まれている。
- △ ; 備考に示した変更をすることで対応できる。
- × ; 対応するためには大幅な変更が必要である。

(*2) LBE: Lead-Bismuth Eutectic Alloy (鉛ビスマス共晶合金)

Table 3.2 サブルーチンの変更内容 (1/3)

(a) 入力処理関係サブルーチン

ルーチン名	変更内容
INPUT	<ul style="list-style-type: none"> • NAMELIST 変数に NTYPEFL を追加 • COMMON /FLUIDTYPE/ を追加し、1次元コンポーネントに対する IFLD1D、PLENUM コンポーネントに対する IFLDPL、VESSEL コンポーネントに対する IFLDVES 等のデフォルト値を設定する処理を追加
S1DPTR	<ul style="list-style-type: none"> • 1次元コンポーネントに対するポインターテーブルに LIFLD0 及び LIGAS0 を追加し、IFLD0 及び IGAS0 を格納する領域を確保
RBREAK	<ul style="list-style-type: none"> • IFLD0 及び IGAS0 の読み込み処理を追加 • 飽和温度を計算する処理に LBE に対する飽和温度計算を追加
RCOMP	<ul style="list-style-type: none"> • 1次元コンポーネントデータに対する入力データ処理に IFLD0 と IGAS0 の読み込み処理とプリンター出力処理を追加
RFILL	<ul style="list-style-type: none"> • IFLD0 及び IGAS0 の読み込み処理を追加
RTURB	<ul style="list-style-type: none"> • タービンコンポーネントでは、LBE を扱わないようにするため、IFLD0 として水以外が指定された時に水を指定するようにリセットする処理を追加
REBRK	<ul style="list-style-type: none"> • リスタートファイルから IFLD0 及び IGAS0 を読み込む処理を追加
RECOMP	<ul style="list-style-type: none"> • 1次元コンポーネントに対して、リスタートファイルから IFLD0 及び IGAS0 を読み込む処理を追加
REFIL	<ul style="list-style-type: none"> • リスタートファイルから IFLD0 及び IGAS0 を読み込む処理を追加

(b) 初期化処理関係サブルーチン

ルーチン名	変更内容
CELLTF	<ul style="list-style-type: none"> • 燃料ペレットの平均温度を計算する時に、核燃料であることを判定するアルゴリズムに窒化物燃料 (MATRD=21) の場合を追加 • 核燃料の熱的物性値計算に窒化物燃料に対する処理を追加
IBRK	<ul style="list-style-type: none"> • サブルーチン THERMO の呼出部の引数に IFLD0 及び IGAS0 を追加 • サブルーチン FPROP の呼出部の引数に IFLD0 及び IGAS0 を追加
IFILL	<ul style="list-style-type: none"> • サブルーチン THERMO の呼出部の引数に IFLD0 及び IGAS0 を追加 • サブルーチン FPROP の呼出部の引数に IFLD0 及び IGAS0 を追加
IPLN	<ul style="list-style-type: none"> • サブルーチン THERMO の呼出部の引数に IFLDPL 及び IGASPL を追加 • サブルーチン FPROP の呼出部の引数に IFLDPL 及び IGASPL を追加
IPROP	<ul style="list-style-type: none"> • サブルーチン THERMO の呼出部の引数に IFLD0 及び IGAS0 を追加 • サブルーチン FPROP の呼出部の引数に IFLD0 及び IGAS0 を追加
ITURB	<ul style="list-style-type: none"> • 流体の種類が LBE の時、計算を停止させるエラー処理を追加
IVSSL	<ul style="list-style-type: none"> • サブルーチン THERMO の呼出部の引数に IFLDVES 及び IGASVES を追加 • サブルーチン FPROP の呼出部の引数に IFLDVES 及び IGASVES を追加

Table 3.2 サブルーチンの変更内容 (2/3)

(c) Prepass 処理関係サブルーチン

ルーチン名	変更内容
BREAK1	・サブルーチン BREAKX の呼出部の引数に IFLD0 及び IGAS0 を追加
BREAKX	・引数に IFLD0 及び IGAS0 を追加 ・サブルーチン THERMO の呼出部の引数に IFLD0 及び IGAS0 を追加 ・サブルーチン FPROP の呼出部の引数に IFLD0 及び IGAS0 を追加 ・飽和温度を計算する処理に LBE に対する飽和温度計算を追加
COREC1	・サブルーチン HTCOR の呼出部の引数に IFLD0 及び IGAS0 を追加 ・最小膜沸騰温度を計算する処理に LBE に対する処理を追加
FILLX	・サブルーチン THERMO の呼出部の引数に IFLD0 及び IGAS0 を追加 ・サブルーチン FPROP の呼出部の引数に IFLD0 及び IGAS0 を追加
STGN1X	・サブルーチン HTCOR の呼出部の引数に IFLD0 及び IGAS0 を追加
HTPIPE	・サブルーチン HTCOR の呼出部の引数に IFLD0 及び IGAS0 を追加
CORE1	・サブルーチン HTCOR の呼出部の引数に IFLDVES 及び IGASVES を追加 ・最小膜沸騰温度を計算する処理に LBE に対する処理を追加
HTVSSL	・サブルーチン HTCOR の呼出部の引数に IFLDVES 及び IGASVES を追加

(d) Outer-iteration 処理関係サブルーチン

ルーチン名	変更内容
PLEN2	・サブルーチン THERMO の呼出部の引数に IFLDPL 及び IGASPL を追加 ・サブルーチン HTIF の呼出部の引数に IFLDPL を追加
TF1D	・サブルーチン THERMO の呼出部の引数に IFLD0 及び IGAS0 を追加 ・サブルーチン HTIF の呼出部の引数に IFLD0 を追加 ・サブルーチン TF1DS1 の呼出部の引数に IFLD0 及び IGAS0 を追加 ・サブルーチン TF1DS の呼出部の引数に IFLD0 を追加 ・サブルーチン TF1DS3 の呼出部の引数に IFLD0 及び IGAS0 を追加
TF1DS	・引数に IFLD0 を追加 ・サブルーチン TF1DS の呼出部の引数に IFLD0 を追加 ・蒸気温度下限値について、LBE に対する処理を追加
TF1DS1	・引数に IFLD0 及び IGAS0 を追加 ・飽和圧力の計算について、LBE に対する処理を追加 ・圧力の下限值及び上限値について、LBE に対する処理を追加 ・飽和温度の計算について、LBE に対する処理を追加 ・液相温度の下限値と上限値について、LBE に対する処理を追加 ・蒸気相温度の下限値と上限値について、LBE に対する処理を追加 ・サブルーチン THERMO の呼出部の引数に IFLD0 及び IGAS0 を追加
TFPLBK	・飽和圧力の計算について、LBE に対する処理を追加 ・圧力の下限值及び上限値について、LBE に対する処理を追加 ・飽和温度の計算について、LBE に対する処理を追加 ・液相温度の下限値と上限値について、LBE に対する処理を追加 ・蒸気相温度の下限値と上限値について、LBE に対する処理を追加 ・サブルーチン THERMO の呼出部の引数に IFLDPL 及び IGASPL を追加
TF3DI	・飽和圧力の計算について、LBE に対する処理を追加 ・圧力の下限值及び上限値について、LBE に対する処理を追加 ・飽和温度の計算について、LBE に対する処理を追加 ・サブルーチン THERMO の呼出部の引数に IFLDVES 及び IGASVES を追加
VSSL2	・サブルーチン THERMO の呼出部の引数に IFLDVES 及び IGASVES を追加

Table 3.2 サブルーチンの変更内容 (3/3)

(e) Postpass 処理関係サブルーチン

ルーチン名	変更内容
PLEN3	<ul style="list-style-type: none"> ・サブルーチン THERMO の呼出部の引数に IFLDPL 及び IGASPL を追加 ・サブルーチン FPROP の呼出部の引数に IFLDPL 及び IGASPL を追加
FF3D	<ul style="list-style-type: none"> ・非凝縮気体の計算にアルゴンガスに対する処理を追加 ・圧力の下限値及び上限値について、LBE に対する処理を追加 ・液相温度の下限値と上限値について、LBE に対する処理を追加 ・蒸気相温度の下限値と上限値について、LBE に対する処理を追加 ・サブルーチン THERMO の呼出部の引数に IFLDVES 及び IGASVES を追加
VSSL3	<ul style="list-style-type: none"> ・サブルーチン THERMO の呼出部の引数に IFLDVES 及び IGASVES を追加 ・サブルーチン FPROP の呼出部の引数に IFLDVES 及び IGASVES を追加

(f) 出力処理関係サブルーチン

ルーチン名	変更内容
WRCOMP	<ul style="list-style-type: none"> ・プリンター出力に IFLD0 及び IGAS0 を追加
DCOMP	<ul style="list-style-type: none"> ・リスタートファイルへの出力に IFLD0 及び IGAS0 を追加
GVSSL2	<ul style="list-style-type: none"> ・VESSEL コンポーネントのグラフィック出力時に行う飽和温度計算に LBE に対する処理を追加

(g) 構成式関係サブルーチン

ルーチン名	変更内容
CHOKE	<ul style="list-style-type: none"> ・引数に IFLD0 と IGAS0 を追加 ・サブルーチン SOUND の呼出部の引数に IFLD0 及び IGAS0 を追加 ・サブルーチン THERMO の呼出部の引数に IFLD0 及び IGAS0 を追加
SOUND	<ul style="list-style-type: none"> ・引数に IFLD0 と IGAS0 を追加 ・非凝縮気体の気体定数、比熱、比熱比の計算部分にアルゴンガスに対する処理を追加 ・サブルーチン THERMO の呼出部の引数に IFLD0 及び IGAS0 を追加 ・飽和圧力の計算について、LBE に対する処理を追加
CNDMAX	<ul style="list-style-type: none"> ・引数に IFLD0 を追加 ・液相定圧比熱の計算について、LBE に対する処理を追加
HTIF	<ul style="list-style-type: none"> ・引数に IFLD0 を追加 ・サブルーチン CNDMAX の呼出部の引数に IFLD0 を追加 ・蒸気相気体定数の計算にアルゴンガスに対する処理を追加
HHTCOR	<ul style="list-style-type: none"> ・サブルーチン HTCOR の呼出部の引数に IFLD0 と IGAS0 を追加
HTCOR	<ul style="list-style-type: none"> ・引数に IFLD0 と IGAS0 を追加 ・サブルーチン HVFLMS の呼出部の引数に IFLD0 及び IGAS0 を追加
HVFLMS	<ul style="list-style-type: none"> ・引数に IFLD0 と IGAS0 を追加 ・サブルーチン THERMO の呼出部の引数に IFLD0 及び IGAS0 を追加 ・膜温度における蒸気相輸送係数計算部分に LBE に対する処理を追加

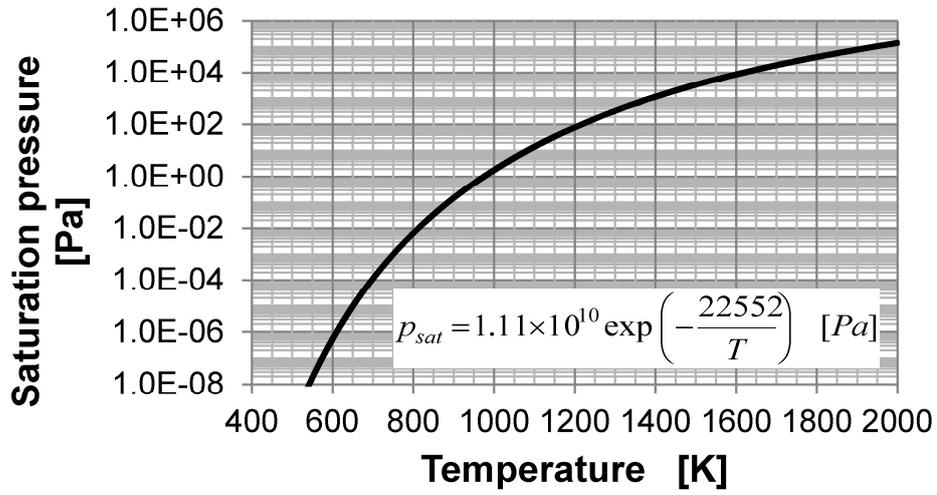


Fig. 3.1 LBE飽和压力

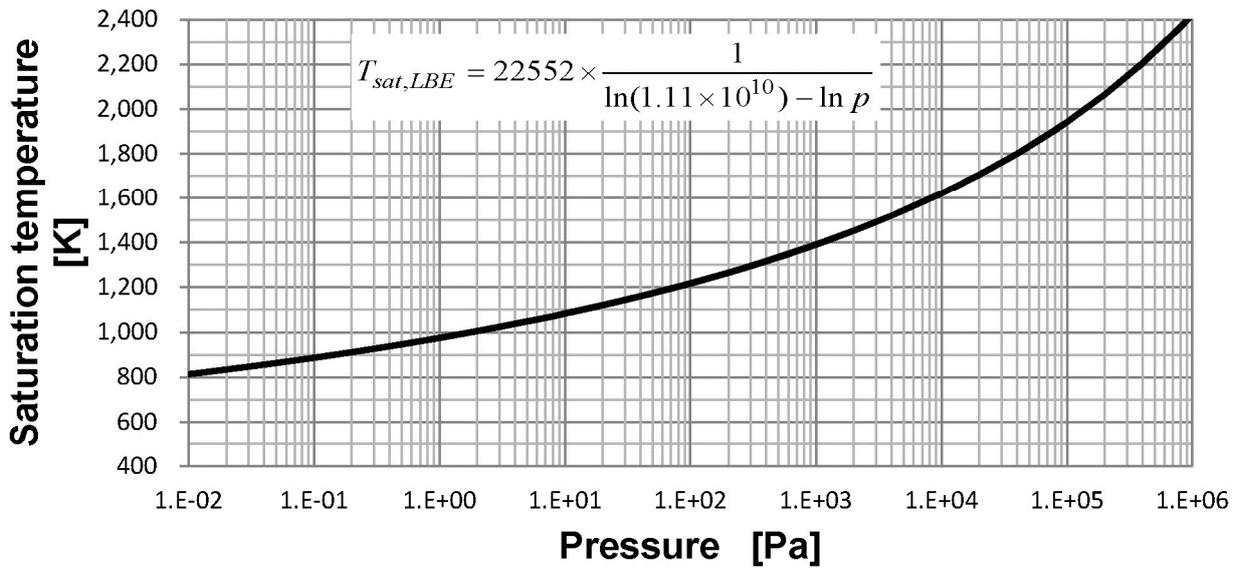


Fig. 3.2 LBE飽和温度

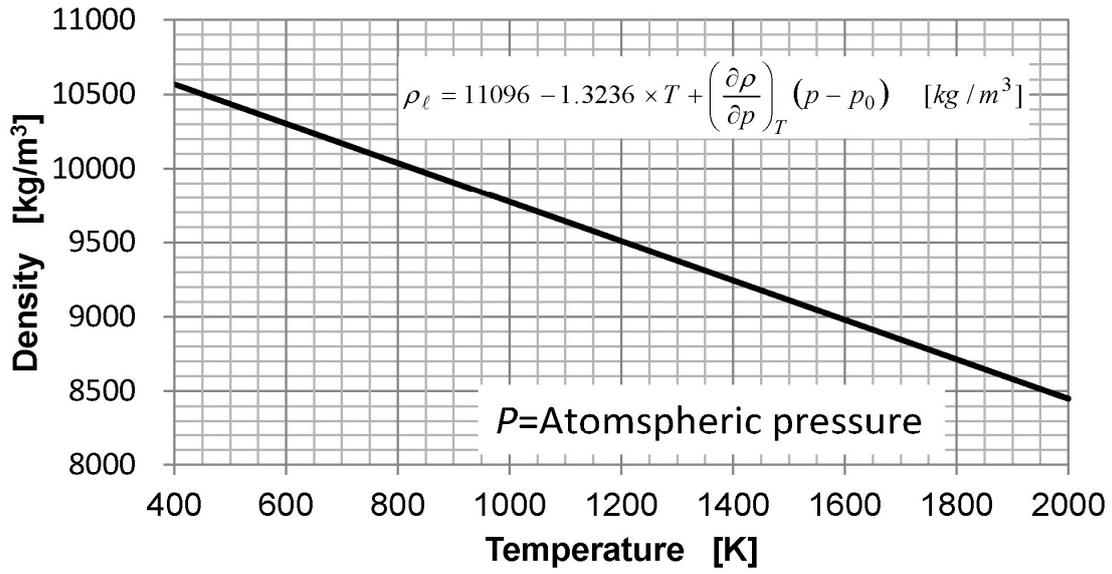


Fig.3.3 LBE液相密度

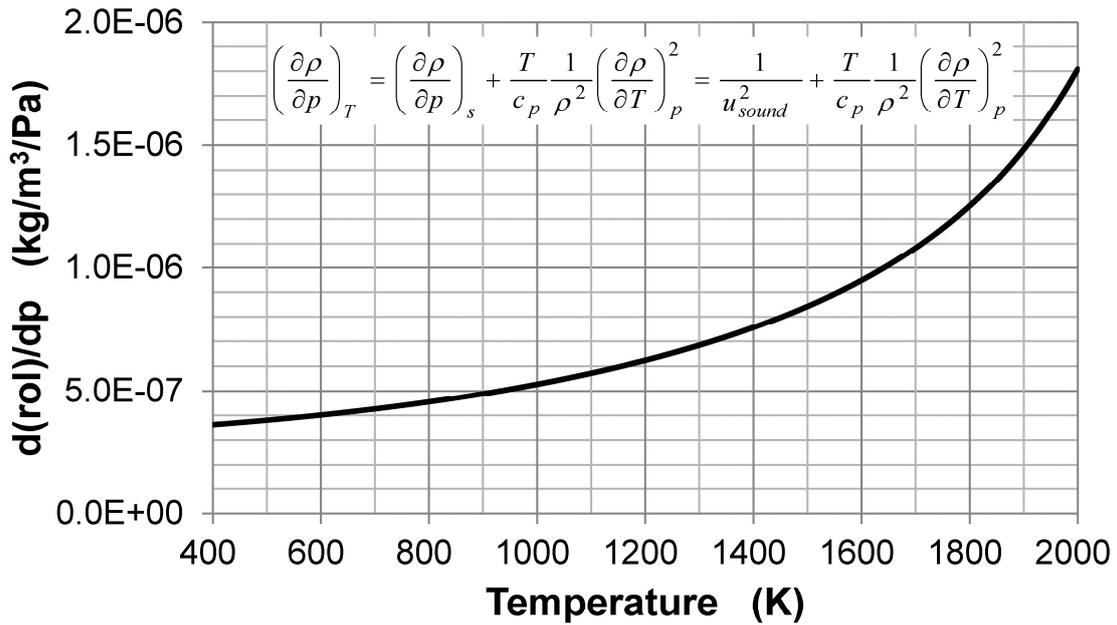


Fig.3.4 LBE液相密度の圧力に対する偏微分係数

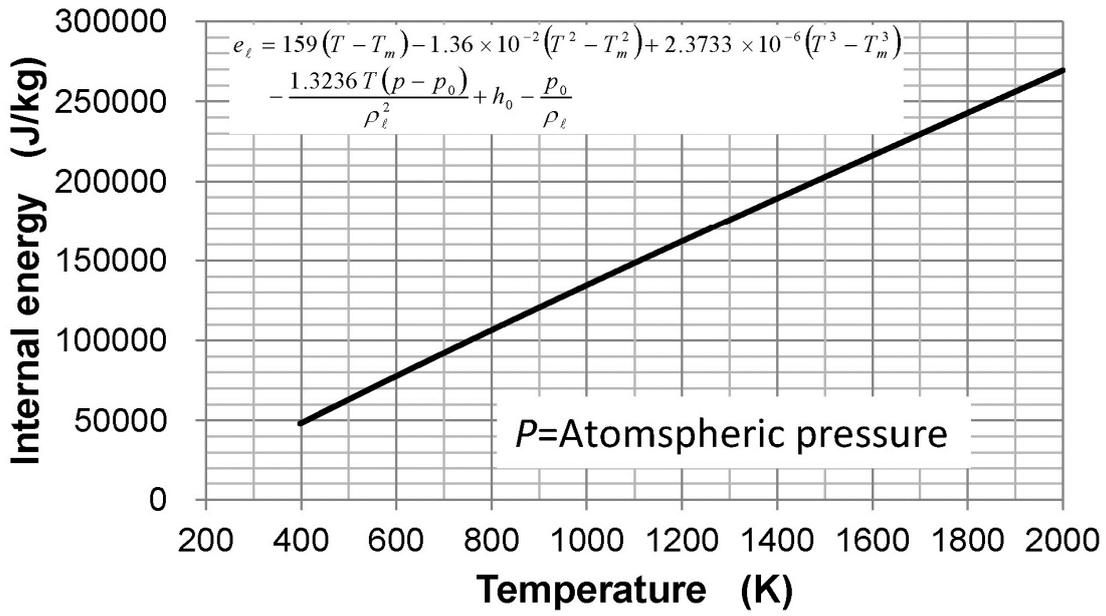


Fig.3.5 LBE液相内部エネルギー

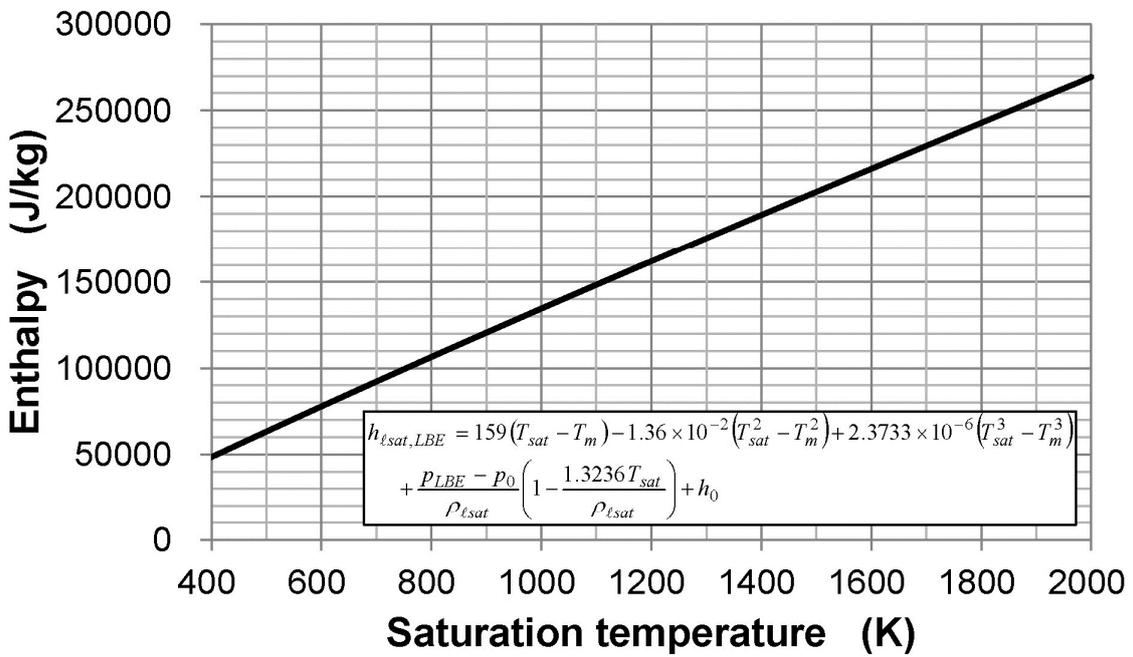


Fig. 3.6 LBE飽和液エンタルピー

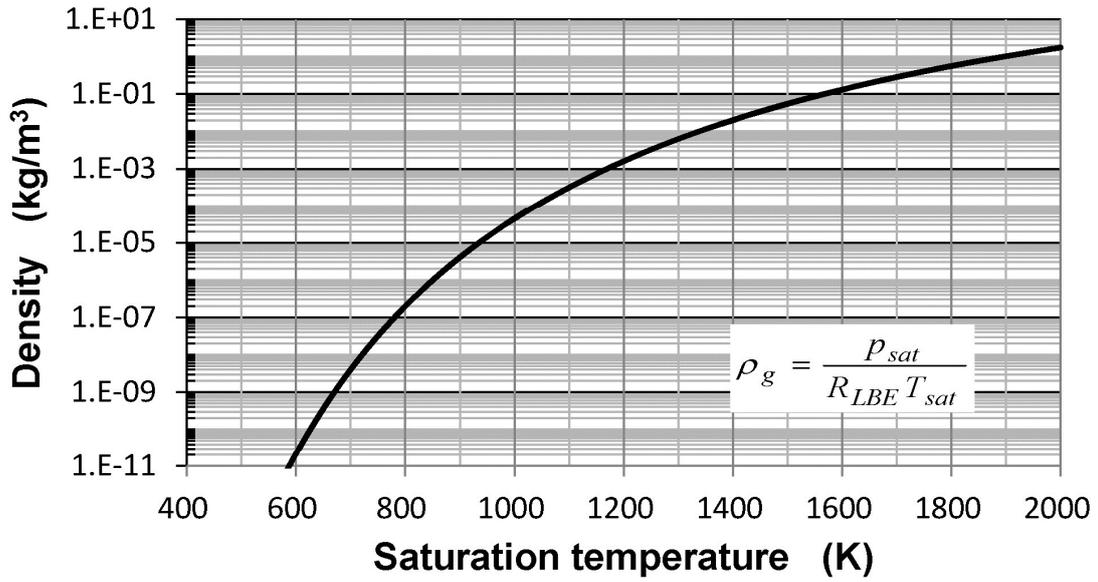


Fig. 3.7 飽和状態におけるLBE蒸気相密度

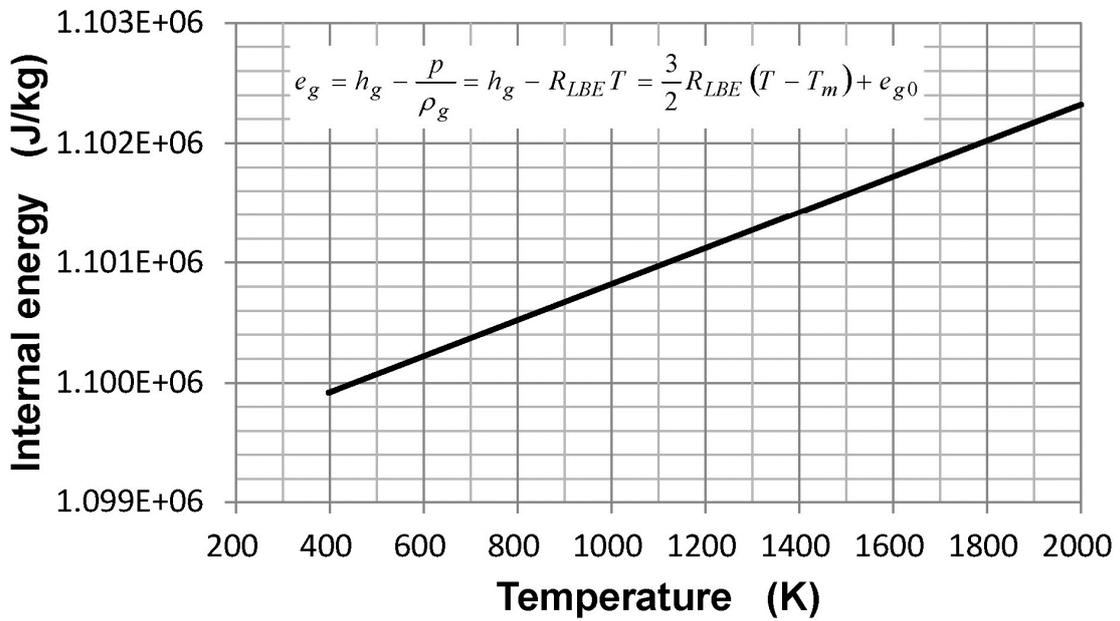


Fig.3.8 LBE蒸気相内部エネルギー

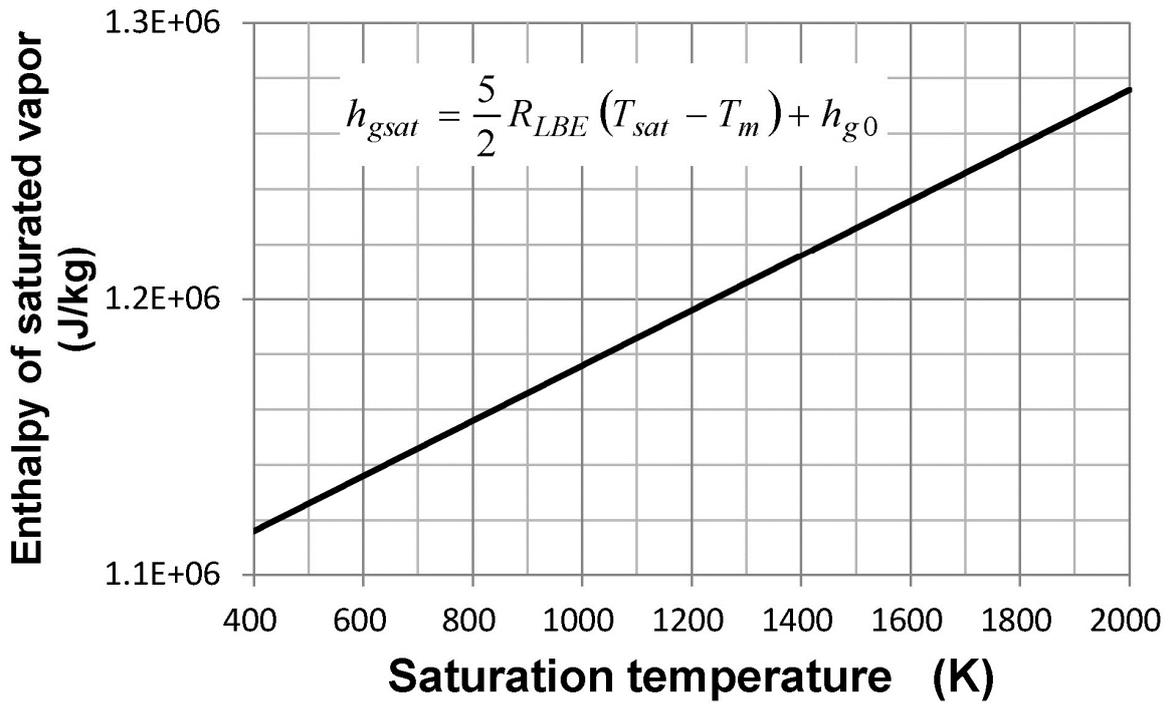


Fig. 3.9 LBE飽和蒸気エンタルピ

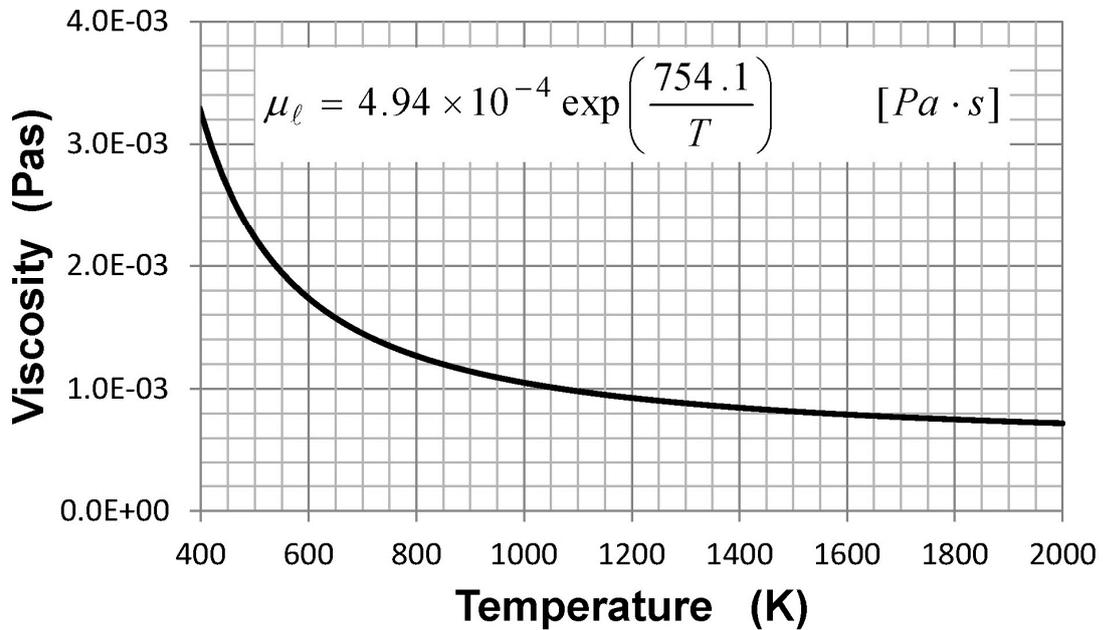


Fig.3.10 LBE液相粘性係数

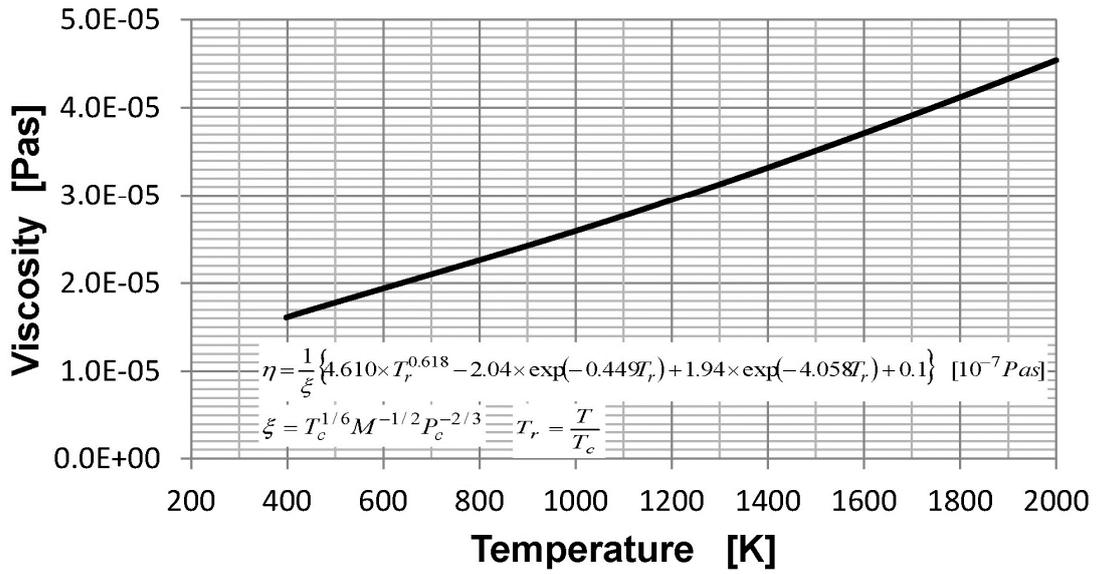


Fig.3.11 LBE蒸気相粘性係数

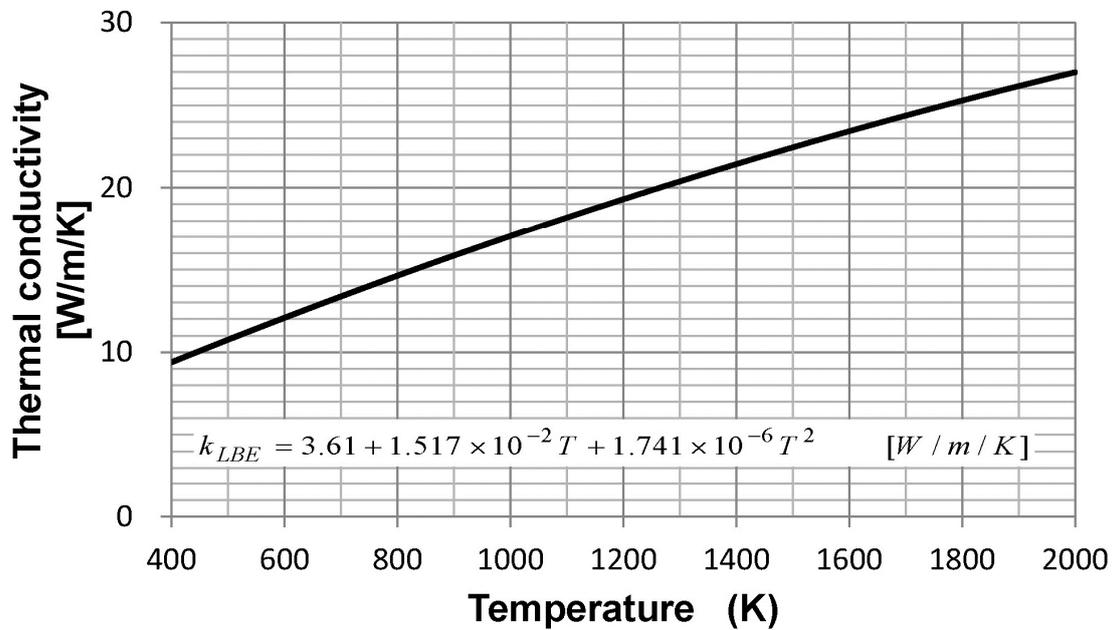


Fig. 3.12 LBE液相熱伝導率

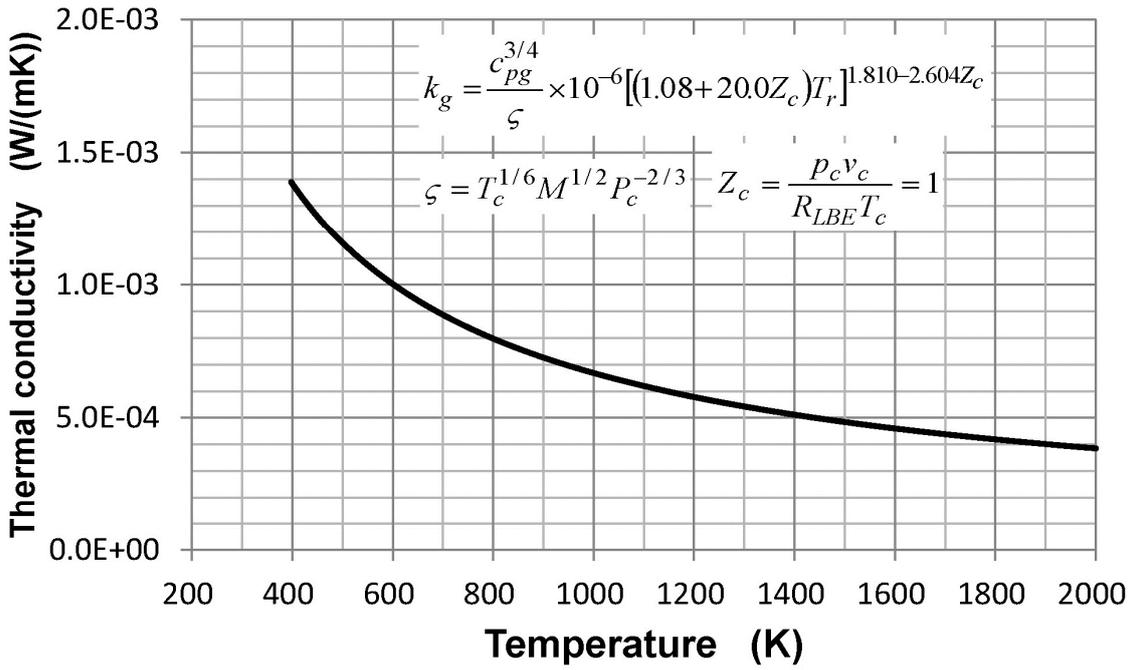


Fig. 3.13 LBE蒸気相熱伝導率

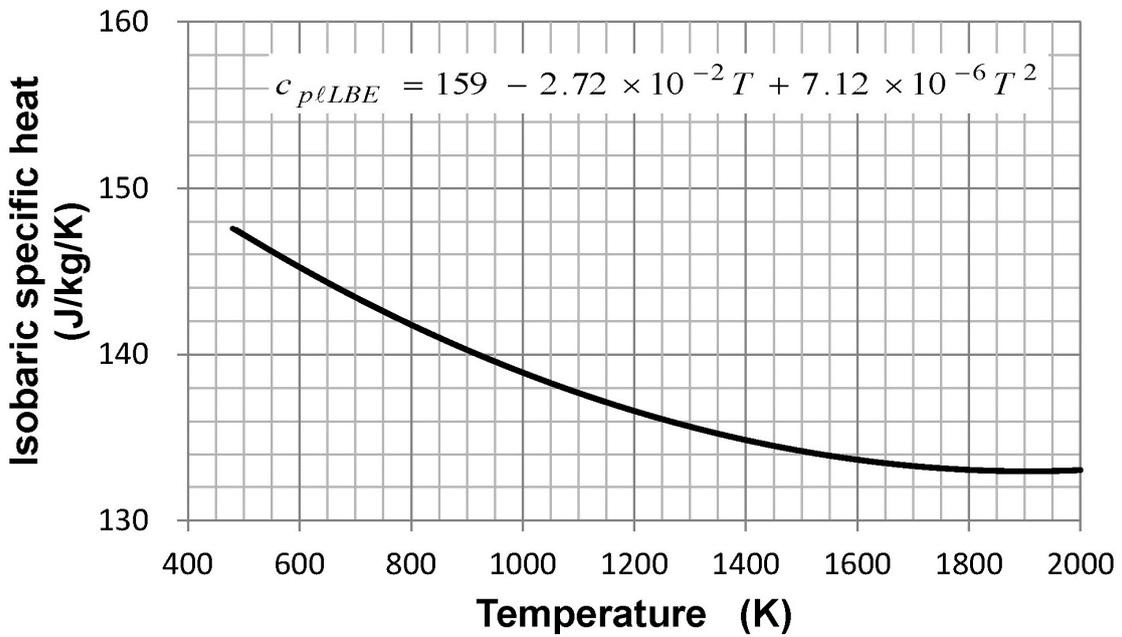


Fig. 3.14 LBE液相定圧比熱

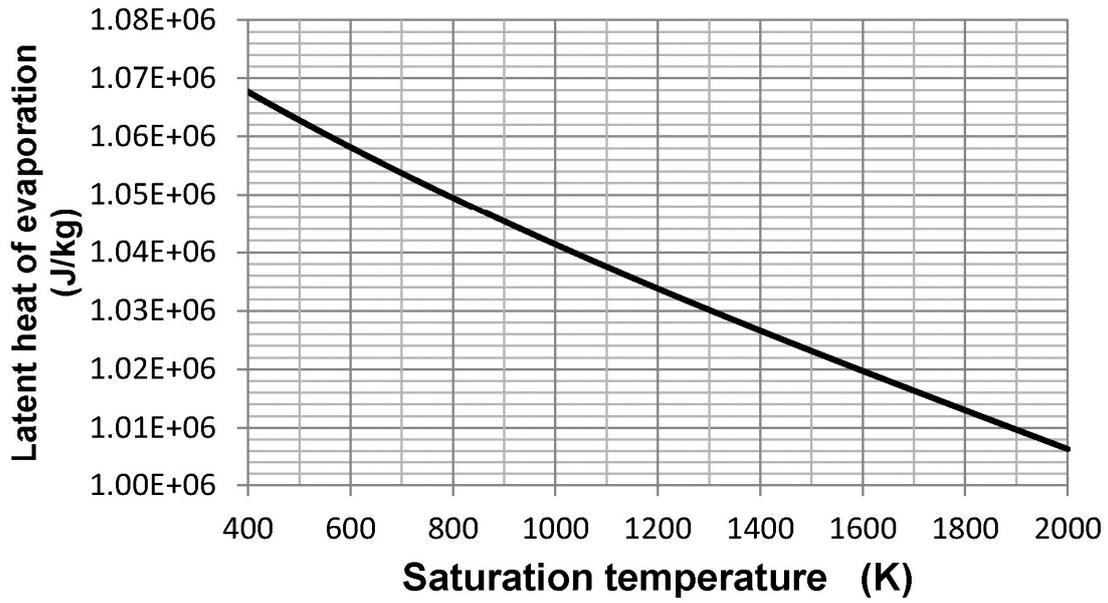


Fig. 3.15 LBE蒸発潜熱

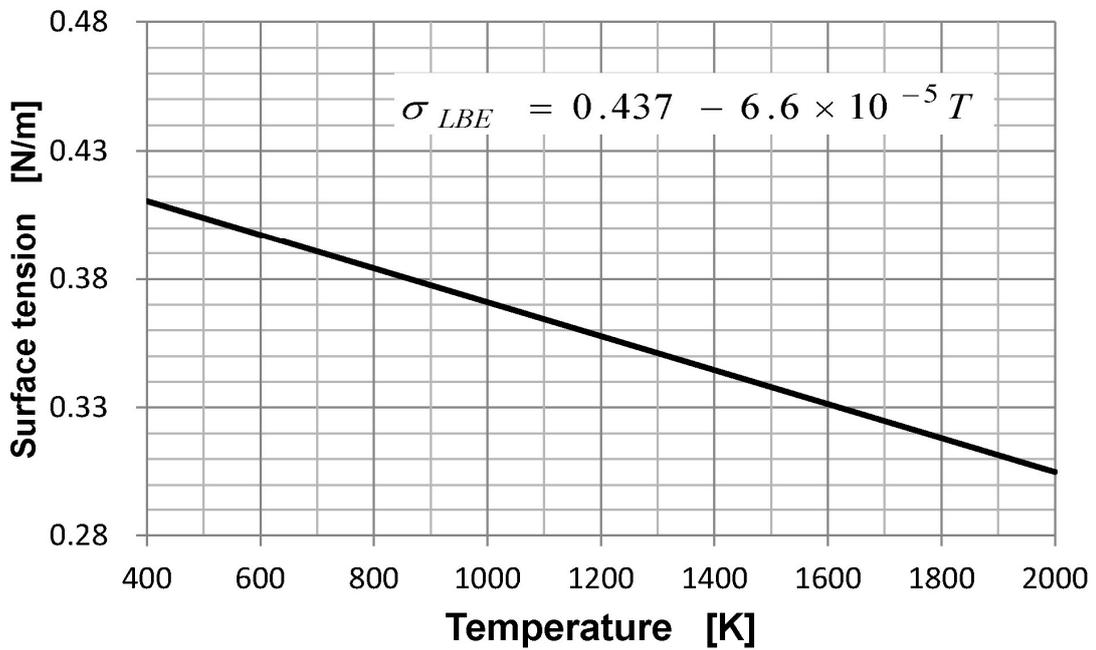


Fig. 3.16 LBE表面張力

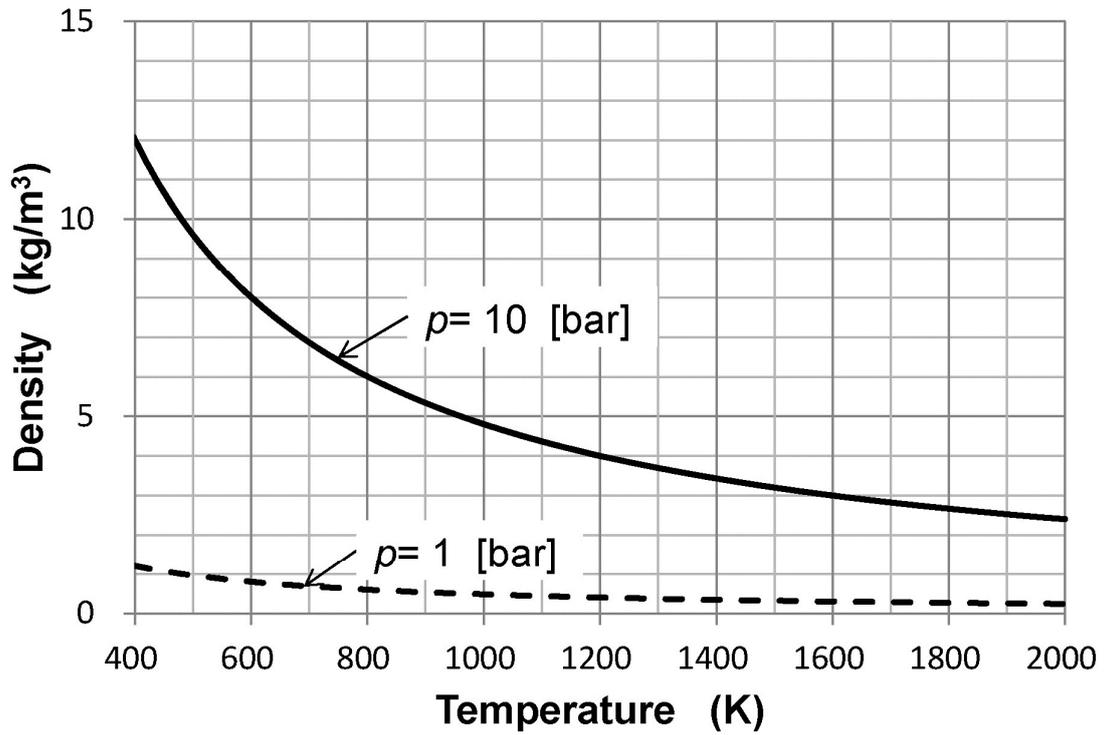


Fig.3.17 アルゴンガス密度

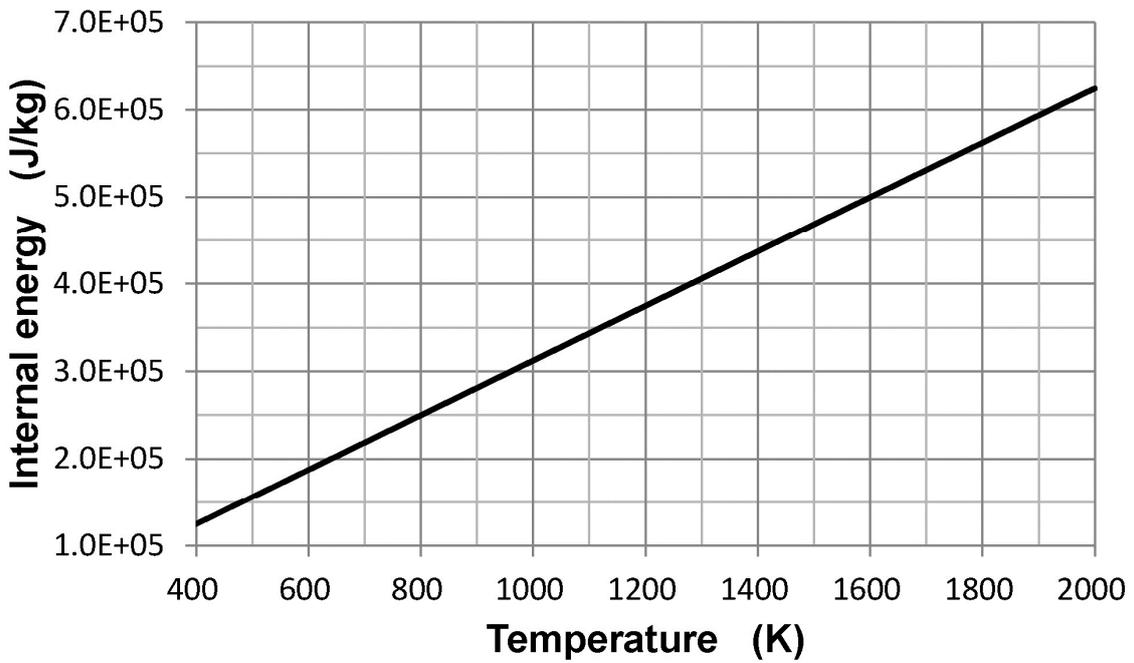


Fig.3.18 アルゴンガス内部エネルギー

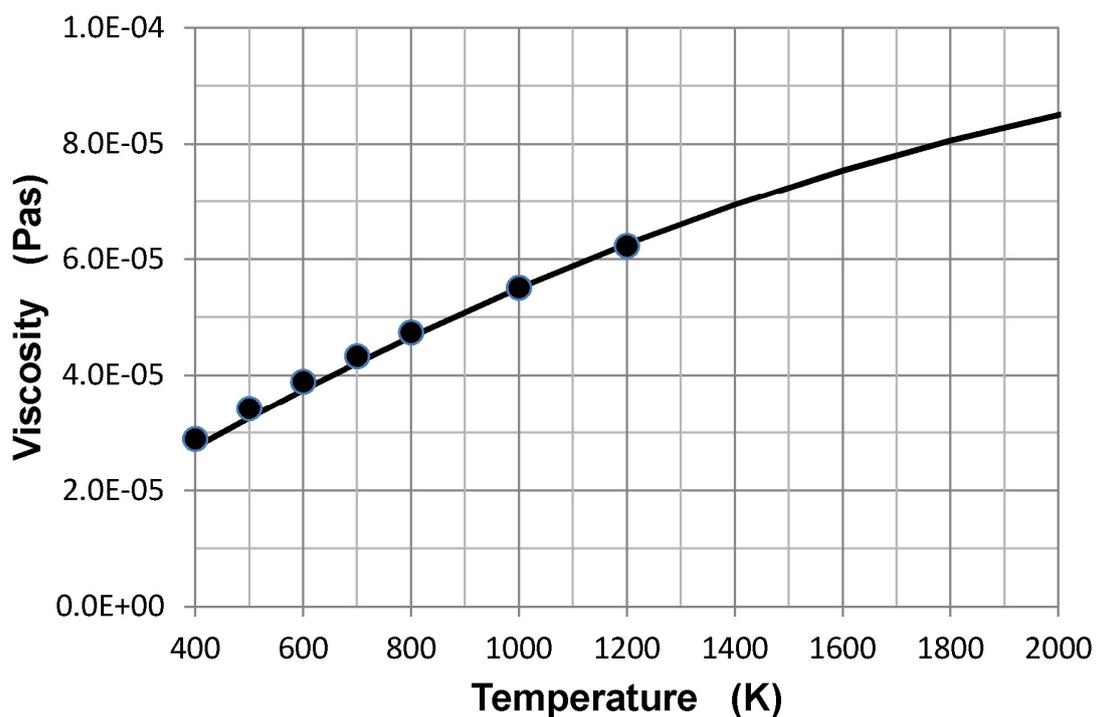


Fig.3.19 アルゴンガス粘性係数

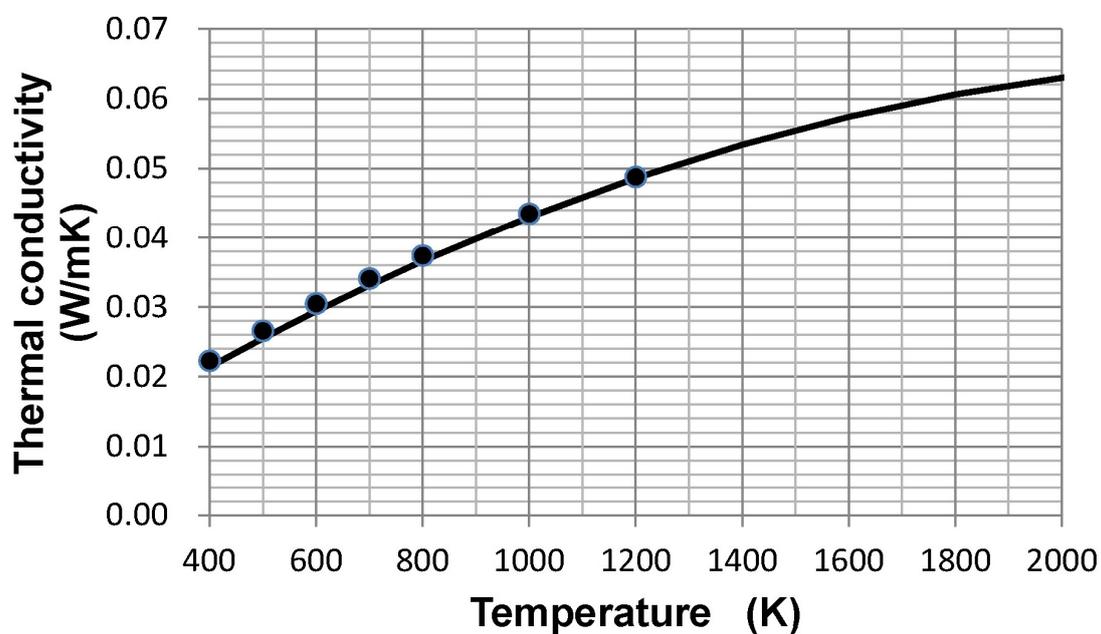


Fig.3.20 アルゴンガス熱伝導率

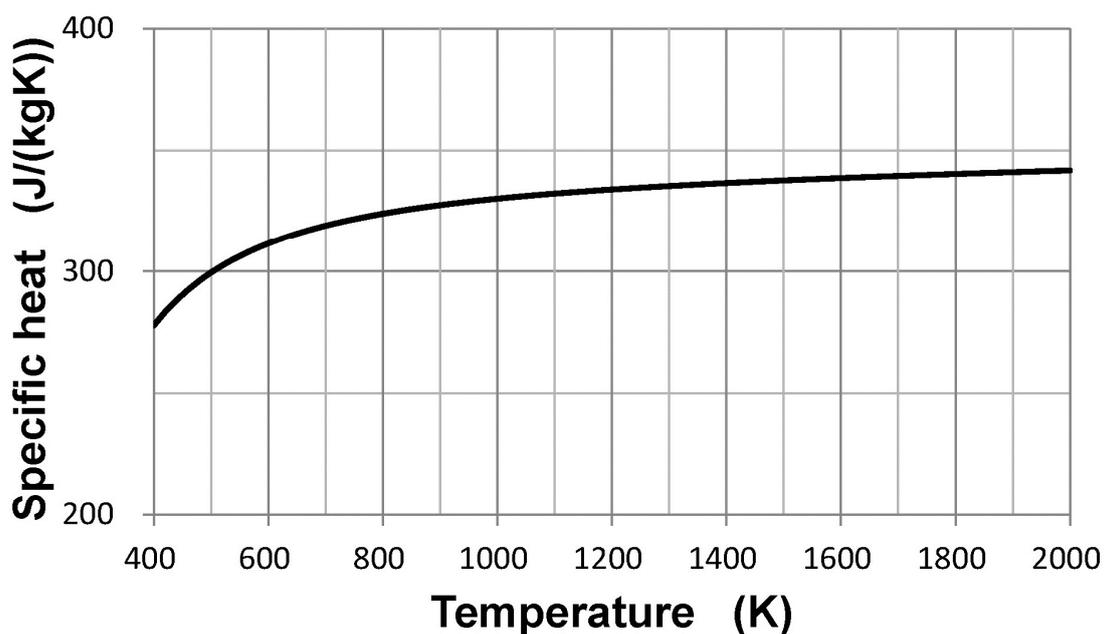


Fig. 3.21 ジルコニウムベース窒化物燃料定圧比熱

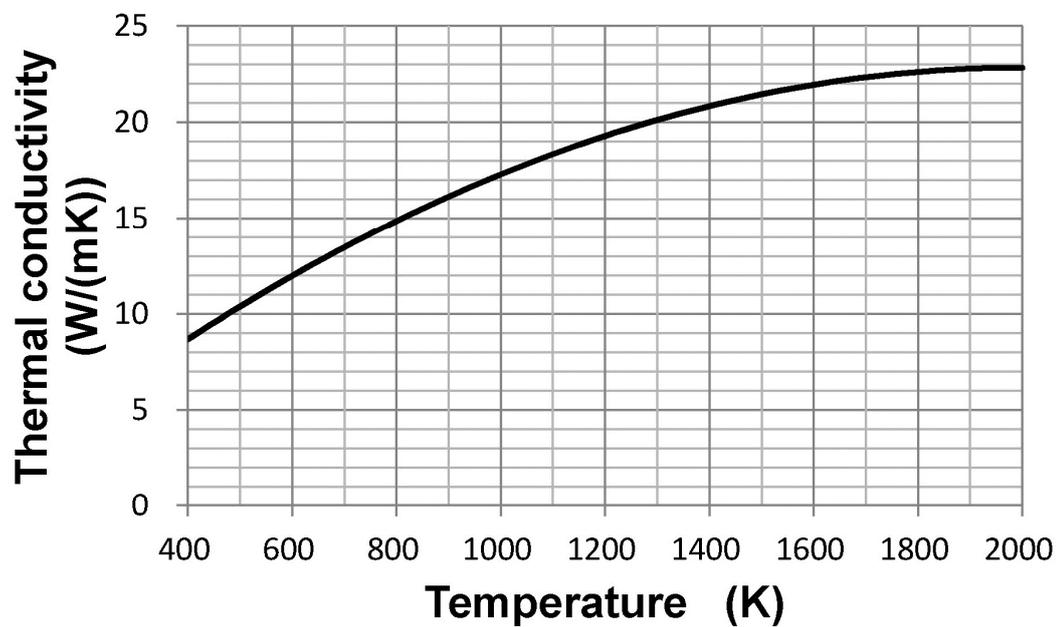


Fig. 3.22 ジルコニウムベース窒化物燃料熱伝導率

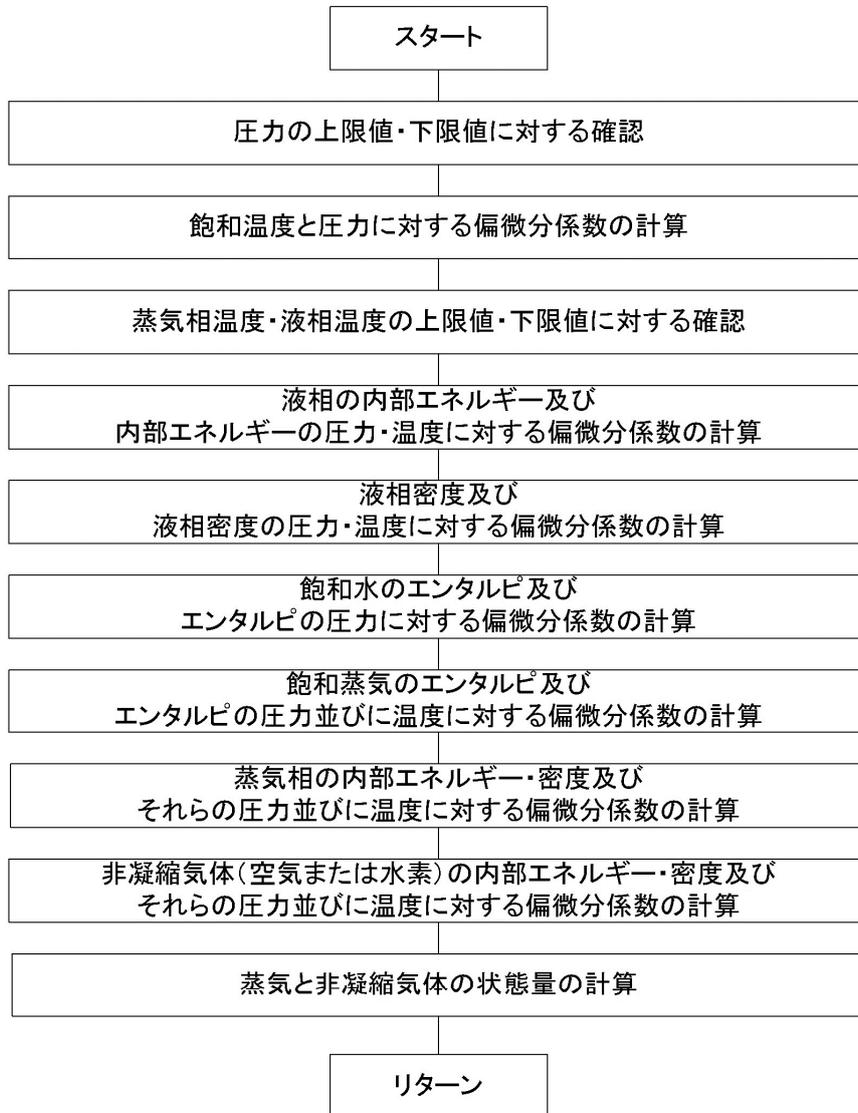
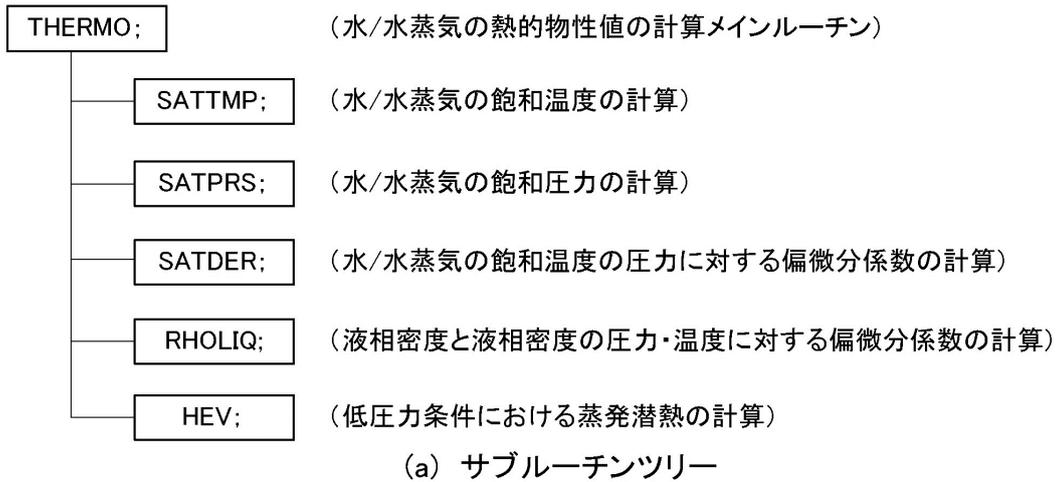
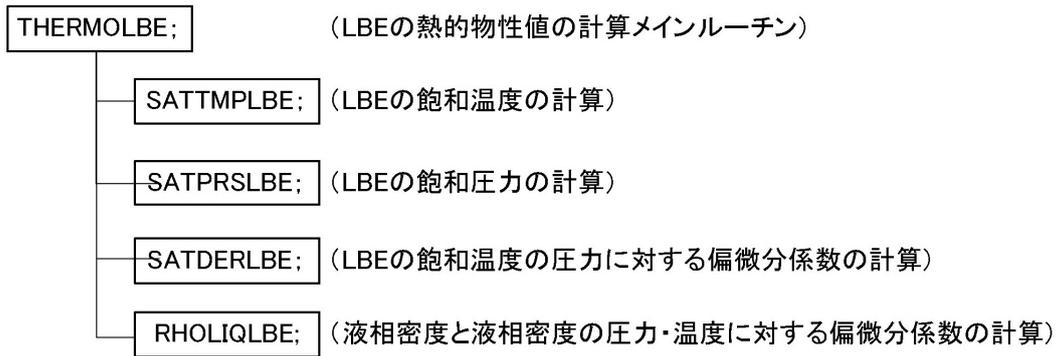
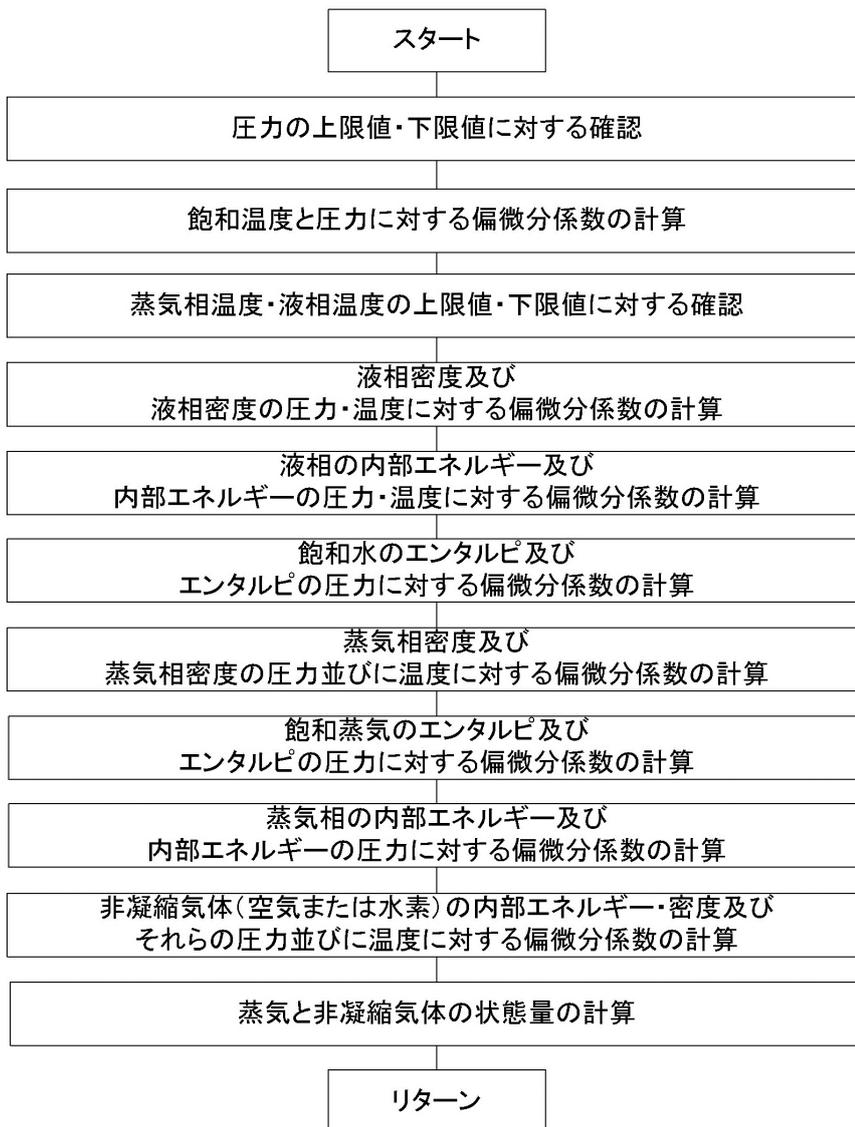


Fig. 3.23 サブルーチンTHERMOの全体構成



(a) サブルーチンツリー



(b) 処理フロー

Fig. 3.24 サブルーチンTHERMOLBEの全体構成

4. 検証計算

ADS の熱設計解析を行うために、J-TRAC コードに対して、(1)LBE の物性値（熱的物性値及び輸送係数）の組込み、(2)アルゴンガスの物性値（熱的物性値及び輸送係数）の組込み、(3)窒化物燃料の熱的物性値の組込み、(4)液体金属に対する壁面熱伝達率相関式の組込み、及び(5)流体の種類を指定するフラグ IFLD0 及び非凝縮気体の種類を指定するフラグ IGAS0 の導入を行った。

組込み後に、既存の水／水蒸気の入力データで計算を行い、組込み前と同一の計算結果の得られていることを確認した。次に、新たに作成した(1)LBE 物性値計算ルーチン、および(2)アルゴンガス物性値計算ルーチンに対するドライバーコードを作成し、各物性値が所期の値を計算していることを確認した。

最後に、(1)LBE 単相流に対する圧力損失解析、(2)窒化物燃料で構成された燃料集合体に対する LBE 単相流熱伝達解析、及び(3)蒸気発生器熱伝達解析を行った。(1)では、LBE 物性値が圧力損失計算に関する数値計算ルーチン及び構成式ルーチンに正しく受け渡されていることの確認を目的として行った。(2)では、窒化物燃料物性値と液体金属熱伝達率が所期のとおり計算されていることを確認することを目的とした。(3)では、蒸気発生器コンポーネントの2次側に LBE が、蒸気発生器コンポーネントの1次側に水／水蒸気が流体として使われている体系に対し、流体の種類を指定するフラグ IFLD0 により所期のとおり流体の種類を使い分けることができていることを確認することを目的とした。以下、4.1 節で「LBE 単相流の圧力損失解析」、4.2 節で「窒化物燃料集合体の熱伝達解析」、4.3 節で「蒸気発生器熱伝達解析」による検証計算の結果についてまとめる。

4.1 LBE 単相流の圧力損失解析

Fig. 4.1 に水平管内 LBE 単相流に対する圧力損失計算の入力の概要を示す。水平配管は直径 0.012[m]の円管であるとした。水平配管の全長は 12.0[m]とし、長さ 1.0[m]のセルで等分割した。入口から温度 800[K]の LBE が一定の流速 2.0[m/s]で流入する。また、出口圧力は 0.1[MPa]で一定とした。

Fig. 4.2 に圧力損失計算結果を示す。入口から圧力は一定の勾配で減少している。水平配管であるので静水頭の寄与はなく、摩擦損失のために圧力の減少を生じている。計算された第1セルの圧力は 0.403808[MPa]であり、第12セルの圧力は 0.125318[MPa]であった。第1セルと第12セルの間の長さは 11.0[m]である。したがって、両セル間の平均の圧力勾配は 2.5317×10^4 [Pa/m]であった。

J-TRAC コード内では、摩擦による圧力損失 $(dp/dz)_{fric}$ は、次式により計算される。

$$\left. \frac{dp}{dz} \right|_{fric} = \frac{1}{2} \rho U^2 f \frac{1}{D_h}, \quad f = 0.316 \text{Re}^{-0.25}, \quad \text{Re} = \frac{UD_h \mu}{\rho} \quad (4.1)$$

ここで、 U は流速[m/s]を、 D_h は流路の直径[m]を、 f は摩擦損失係数を、 ρ は流体の密度[kg/m³]を、 μ は流体の粘性係数[Pa・s]をそれぞれ示す。圧力 0.2[MPa]、温度 800[K]における LBE の密度と粘性係数を(3.9)式と(3.34)式により計算すると、それぞれ、10037.2[kg/m³]と 1.26795×10^{-3} [Pa・s]であった。これらの物性値を(4.1)式に代入して求めた圧力損失は 2.5320×10^4 [Pa/m]であった。J-TRAC コードにより計算した結果と(4.1)式から物性値を代入して求めた結果はよく一致してい

る。このことにより、LBE 物性値が圧力損失計算に関係する数値計算ルーチン及び構成式ルーチンに正しく受け渡されていることを確認した。

4.2 窒化物燃料集合体の熱伝達解析

Fig. 4.3 に ADS 燃料集合体の設計例を示す。燃料棒の直径は 7.65[mm]で、ピッチ 11.823[mm]で三角配列されている。燃料集合体には 391 本の燃料棒が含まれている。燃料集合体には直径 7.65[mm]のタイロッドが六角形の頂点部分に 6 本配置されている。

燃料集合体の全長は 3740[mm]で、入口側から 350[mm]の入口部、1000[mm]の下部遮蔽部、1000[mm]の炉心加熱部、1150[mm]の上部遮蔽部、240[mm]のハンドリング・ヘッド部で構成されている。燃料棒は 6 箇所グリッドスペーサにより固定されている。

Fig. 4.4 に燃料棒の断面形状を示す。燃料ペレットの外径は 6.35[mm]であり、ジルコニウムベースの窒化物燃料が使用されている。燃料被覆管の内径は 6.65[mm]、外径は 7.65[mm]であり、9%クロム鋼製である。

Fig. 4.5 に炉心における燃料集合体の配置を示す。炉心中心のターゲット領域には、陽子ビームが入射され、核破砕反応により中性子が生成される。ターゲット領域の外側には、内側燃料集合体 30 体と外側燃料集合体 54 体の核燃料を含む燃料集合体が配置されている。最外周領域には、162 体の中性子遮蔽集合体が配置されている。核燃料を含む計 84 体の領域では、約 800MW の発熱がある。1 体平均で 8.51MW の発熱に相当する。

Fig. 4.6 に J-TRAC コードによる燃料集合体計算で用いた入力データの概要を示す。また、Table 4.1 に各セルに設定したセル長さ、セル下端の燃料集合体入口からの高さ位置、流路面積、等価直径、セル体積及び付加摩擦損失係数を示す。

計算は炉心発熱部で流速 2.0m/s となるような一定流速を与えた。また、入口の LBE 温度は 573.15[K]で一定とした。出口圧力は 0.1MPa で一定とした。

燃料集合体の 1 体を想定して、流路面積とセル体積を設定した。また、セル下端からの高さ位置 0.75[m]から 0.50[m]間隔でグリッドスペーサが取り付けられていると仮定した。グリッドスペーサの付加摩擦損失係数は、カールスルーエ工科大学で行われた LBE 流動試験⁽¹⁹⁾の結果を参考にして 1.83 とした。入口部、エントランスノズル部、及びハンドリング・ヘッド部に流路の拡大縮小による付加摩擦損失係数を設定した。

燃料集合体における発熱量は 8.51[MW]に設定した。燃料棒モデルは、高さ位置 1.35[m]から 2.35[m]の区間に設置し、燃料棒本数は 391[本]とした。Table 4.2 に示すように、燃料棒の軸方向分布は計算結果のチェックを容易にするため、平坦であるとした。Table 4.3 に燃料モデルの半径方向ノーディングを示す。燃料棒は 9 個のノード点により 8 分割した。中心から 4 番目までの領域は、ジルコニウムベースの窒化物燃料、5 番目の領域はギャップ、6 番目から最外周までの領域は被覆管で材質は 9%クロム鋼であるとした。ギャップコンダクタンスは 2000[W/(mK)]であると仮定した。また、9%クロム鋼の物性値は Table 4.4 に示したものをを用いた。

Fig. 4.7 に圧力分布の計算結果を示す。燃料集合体の下端（高さ位置 0.075[m]）での圧力は 0.802381[MPa]であり、燃料集合体の上端（高さ位置 3.650[m]）での圧力は 0.117937[MPa]であり、燃料集合体全体での圧力損失は 0.684[MPa]であった。

燃料集合体の圧力損失 Δp_{loss} は、水頭損失 Δp_{head} 、加速損失 Δp_{acc} 及び摩擦損失 Δp_{fric} の和で表される。すなわち、

$$\Delta p_f = \Delta p_{head} + \Delta p_{acc} + \Delta p_{fric} \quad (4.2)$$

である。計算された圧力損失をチェックするために、以下のようにして各圧力損失を評価した。

水頭損失 Δp_{head} は

$$\Delta p_{head} = \int_{z_1}^{z_2} \rho_\ell g dz \cong \bar{\rho}_\ell g (z_2 - z_1) \quad (4.3)$$

ここで、 g は重力加速度であり、 $9.80665[\text{m/s}^2]$ である。 $\bar{\rho}_\ell$ は燃料集合体における LBE の密度の平均値である。LBE の密度は、燃料集合体入口で $10338.0 [\text{kg/m}^3]$ であり、燃料集合体出口で $10206.0 [\text{kg/m}^3]$ であった。入口と出口における密度の平均値 $10272.0[\text{kg/m}^3]$ 、 $z_1=0.075[\text{m}]$ 、 $z_2=3.650[\text{m}]$ を(4.3)式に代入することで Δp_{head} として、 $0.360[\text{MPa}]$ を得た。

加速損失 Δp_{acc} は、燃料集合体入口と出口の運動量流束の差で与えられる。すなわち、

$$\Delta p_{acc} = \rho_{out} u_{out}^2 - \rho_{in} u_{in}^2 \quad (4.4)$$

ここで、添え字 in は入口を、out は出口を示す。入口における流速 u_{in} は $3.2514[\text{m/s}]$ 、出口における流速 u_{out} は $1.2388[\text{m/s}]$ であった。これらの値を(4.4)式に代入することで Δp_{acc} として $-0.094[\text{MPa}]$ を得た。

摩擦損失 Δp_{fric} は、管路における摩擦損失 $\Delta p_{friction}$ とグリッドスペーサなどによる付加摩擦損失 Δp_{add} の合計である。

管路における摩擦損失 $\Delta p_{friction}$ は(4.1)式を用いて、

$$\Delta p_{fric} = \int_{z_1}^{z_2} \left| \frac{dp}{dz} \right|_{fric} dz \cong \overline{\left| \frac{dp}{dz} \right|_{fric}} (z_2 - z_1) \quad (4.5)$$

により評価する。ここで、 $\overline{\left| \frac{dp}{dz} \right|_{fric}}$ は、圧力勾配の平均である。簡単のために、入口温度 $573.15[\text{K}]$

と出口温度 $672.06[\text{K}]$ の平均温度 $622.61[\text{K}]$ における物性値を用いて圧力勾配を求めることにする。平均温度に対する粘性係数を(3.34)式により求めると、 $1.6586 \times 10^{-3}[\text{Pa}\cdot\text{s}]$ である。等価直径としては炉心部の等価直径 $0.012044[\text{m}]$ を用いて、(4.1)式及び(4.5)式により Δp_{fric} を求めた結果、 $0.099[\text{MPa}]$ を得た。

付加摩擦損失 Δp_{add} は、

$$\Delta p_{add} = \sum_j K_j \frac{1}{2} \rho_j u_j^2 \quad (4.6)$$

により評価する。ここで K_j は付加摩擦損失係数である。Table 4.1 で与えた各位置に対して付加摩擦損失を求めた結果、 Δp_{add} として 0.286[MPa]を得た。

以上の評価から、圧力損失の合計として 0.652[MPa]を得た。計算結果の 0.684[MPa]とほぼ一致している。評価値と計算結果の差異は、平均値を用いて、水頭損失や管路の摩擦損失を評価したために生じたと考える。

燃料集合体で生じる圧力損失の構成をみると、最も大きなものは水頭損失であり、全体の約 55% を占めている。ついでグリッドスペーサ等による付加摩擦損失であり、全体の約 44% を占めている。管路の摩擦損失は全体の約 15% に相当していた。加速損失はこの評価では圧力を回復させる働きを有して、全体の約 14% の絶対値を有していた。

Fig. 4.8 に液相温度分布の計算結果を示す。入口部(入口から 0.35m まで)、下部遮蔽部(0.35m から 1.35m まで)を流れる間は 573.15[K]の一定の液温である。炉心加熱部(1.35m から 2.35m)まで)で加熱され液温は直線的に上昇する。これは、炉心加熱部での軸方向出力分布が平坦分布であることと対応する。加熱部出口から上部遮蔽部(2.35m から 3.50m まで)、ハンドリング・ヘッド部(3.50m から 3.74m まで)を流れる間は 672.06[K]で一定の液温である。

いま、ある高さ位置 z における液温を T [K]、液の定圧比熱を c_p [J/(kgK)]、燃料棒の線出力密度を Q' [W/m/体]、質量流量を m [kg/s]とすると、

$$T = \int_0^z \frac{Q'}{c_p m} dz \quad (4.7)$$

の関係が成り立つ。入口から下部遮蔽部までは加熱量が 0 なので、液温は一定である。同様に、炉心加熱部上端から出口においても液温は一定である。炉心加熱部における線出力密度 Q'_{core} は本計算では一定であり、

$$Q'_{core} = \frac{P_{total}}{L_{rod}} = \frac{8.51 \times 10^6}{1} = 8.51 \times 10^6 [W/m]$$

である。また、燃料集合体 1 体あたりの質量流量 m_{core} も一定で

$$m_{core} = \rho u A_{core} = 10338 \times 2.0 \times 2.8728 \times 10^{-2} = 593.98 [kg/s]$$

である。したがって、定圧比熱 c_p が一定であるとする、(4.7)式から

$$T = T_0 + \frac{Q'_{core}}{c_p m_{core}} (z - z_0) \quad (4.8)$$

を得る。ここで、 T_0 は炉心加熱部入口における液温を、 z_0 は炉心加熱部下端の高さ位置を示す。

J-TRAC コードによる計算では、炉心加熱部入口における液温は 573.15[K]、炉心加熱部出口に

おける液温は 672.06[K]であった。それぞれの温度を(3.38)式に代入して定圧比熱を計算すると、145.749[J/(kgK)]、143.936[J/(kgK)]であった。定圧比熱の温度変化は 1.3%程度であり、定圧比熱はほぼ一定をみなせる。すなわち、(4.8)式を導く際の仮定は妥当である。そこで、(4.8)式を用いて炉心出口の液相温度を計算し、J-TRAC コードの計算結果を比較することとした。(4.8)式から

$$\begin{aligned} T_{out} &= T_0 + \frac{\dot{Q}_{core}}{\bar{c}_p m_{core}} (z_{out} - z_0) \\ &= 573.15 + \frac{8.51 \times 10^6}{144.843 \times 593.98} (2.35 - 1.35) \\ &= 672.06 \quad [K] \end{aligned}$$

を得た。(4.8)式により計算した炉心加熱部出口温度 T_{out} は、J-TRAC コードによる計算結果と一致している。このことから、液相の定圧比熱等の物性値が正しく組み込まれており、組込みを行った J-TRAC コードでも液相に対するエネルギー式が正しく解かれていることを確認した。

Fig. 4.9 に燃料棒内の温度分布を示す。入口から液相温度が高くなるのに対応して、被覆管温度、燃料温度が高くなっており、炉心加熱部出口で最高温度が計算されている。液相温度と被覆管表面温度の差は約 30K、被覆管の外表面温度と内表面温度の差は約 20K、ギャップ部の温度差は約 530K、燃料の外表面温度と中心温度の差は約 90K であり、ギャップ部で最も大きな温度差が計算されている。これはギャップコンダクタンスとして 2000[W/m²/K]という小さな値を用いたことによる。

窒化物燃料物性値が所期のとおり計算されていることを確認するため、熱伝導方程式の解析解と J-TRAC コードの計算結果を比較した。Fig. 4.10 に示す円筒上の燃料棒モデルに対する解析解を求める。燃料の熱伝導率は、 k_f で一定、また、燃料の発熱密度は q''' で一定であるとする。さらに、定常な 1 次元温度場であるとする。

燃料部に対する熱伝導の基礎方程式は、

$$\frac{k_f}{r} \frac{d}{dr} \left(r \frac{dT}{dr} \right) + q''' = 0 \quad (4.9)$$

であり、境界条件は、

$$\begin{aligned} r = 0; \quad \frac{dT}{dr} &= 0 \\ x = x_f; \quad T &= T_{f0} \end{aligned} \quad (4.10)$$

である。

(4.9)式を 2 度積分すると、

$$T = -\frac{q'''}{4k_f} r^2 + c_1 \ln r + c_2$$

が得られる。積分定数 c_1 、 c_2 は境界条件式(4.10)により決定され、最終的に温度分布として、

$$T = T_{f0} + \frac{q'''}{4k_f} (r_f^2 - r^2) \quad (4.11)$$

が得られる。

燃料の中心温度 T_0 は、(4.11)式に $r=0$ を代入して、

$$T_0 = T_{f0} + \frac{q'''}{4k_f} r_f^2 \quad (4.12)$$

である。したがって、燃料の中心温度と燃料の外表面温度の差として、

$$T_0 - T_{f0} = \frac{q'''}{4k_f} r_f^2 \quad (4.13)$$

が得られる。

Fig.4.9 に示した計算では、

$$r_f = 0.003175[\text{m}]$$

$$q''' = \frac{P_{total}}{\pi r_f^2 L_{rod} N_{rod}} = \frac{8.51 \times 10^6}{\pi \times 0.003175^2 \times 1 \times 391} = 6.8725 \times 10^8 [\text{W}/\text{m}^3]$$

である。J-TRAC コードによる計算では、高さ位置 0.10m において、燃料中心温度は 1261.5[K]、燃料の外表面温度は 1172.3[K]であり、両者の温度差は 89.2[K]であった。

窒化物燃料の熱伝導率を(3.56)式により計算した結果、1261.5[K] では 19.8107[W/(mK)]、1172.3[K]では 19.0378[W/(mK)]であった。両者の平均値を求め、上記の条件を(4.13)式に代入して温度を計算した結果、89.2[K] となった。J-TRAC コードの計算結果と解析解から求めた評価値がよく一致したことから、窒化物燃料の物性値が所期の通りに計算されていると判断した。

被覆管表面における液相壁面熱伝達率の J-TRAC コードによる計算結果を Fig.4.11 に示す。壁面熱伝達率はほぼ一定である。壁面熱伝達率が所期の通りに計算されているかを確認するため、炉心加熱部から 0.10m における条件を用いてチェックした。

J-TRAC コードによる計算結果では、液相速度は 2.0026[m/s]、液相温度は 583.36 [K]であった。また、入力データで与えた流路の等価直径は 0.012044[m]、燃料棒のピッチと燃料棒直径の比(P/D)は 1.5454 であった。J-TRAC コードで計算された液相熱伝達率は 2.7303×10^4 [W/(m²·K)]であった。

LBE の物性値について、粘性係数 μ を(3.34)式により、密度 ρ を(3.9)式により、定圧比熱 c_p を(3.38)式により、熱伝導率 k を(3.36)式により計算した結果、それぞれ、 $\mu = 1.7994 \times 10^{-3}$ [Pa·s]、 $\rho = 10323.9$ [kg/m³]、 $c_p = 145.56$ [J/(kg·K)]、 $k = 11.867$ [W/(m·K)]であった。これらの値を用いて、(3.58)式によって液相熱伝達率を計算した結果、液相熱伝達率の評価値として 2.7303×10^4 [W/(m²·K)]を得た。評価値と J-TRAC コードの出力結果が一致したことにより、壁面熱伝達率が所期の通りに計算されていると判断した。なお、この条件において、レイノルズ数は 1.384×10^5 、プラントル数は 0.022071 で、レイノルズ数とプラントル数の積は 3055 であり、(3.58)式の適用範囲内の条件であった。

4.3 蒸気発生器熱伝達解析

Fig. 4.12にADSの蒸気発生器の設計仕様を示す。蒸気発生器は有液面ヘリカルコイル型である。1基あたりの交換熱量205MWである4基の蒸気発生器が設置される。

炉心で加熱されたLBE(鉛-ビスマス)は蒸気発生器の上部から流入し、伝熱管の内側を流れる水と熱交換をした後、蒸気発生器の下部から流出する。

水は蒸気発生器上部の入口プレナムから流入する。入口プレナムは蒸気発生器の中心に1箇所設けられており、そこで255本の伝熱管に分岐される。伝熱管は、下降管部、蒸気発生器下部のU字管部、らせん状の上昇管部、及び直管状の上昇管部を経て、蒸気発生器上部の4箇所に設けられた出口プレナムに接続されている。水は、らせん状の上昇管部でLBEと熱交換して加熱され、気液二相流となって出口プレナムへと流出する。伝熱管は、外径31.8[mm]で、肉厚1.6[mm]の12%Cr鋼製である。また、ヘリカルコイル(らせん状の上昇管部)の長さは22.3[m]である。

定格運転に対する設計条件では、LBEの流量は 4.725×10^7 [kg/h] (1.3125×10^4 [kg/s])である。また、LBEの入口温度は407°C(680.15[K])、出口温度は300°C(573.15[K])である。水の流量は 7.828×10^5 [kg/h] (217.44[kg/s])である。水の入口温度は243.8°C(516.95[K])、出口温度は275.8°C(548.55[K])である。また水側の圧力は5.9[MPa]である。

Fig. 4.13にJ-TRACコードの入力データの概要を示す。蒸気発生器の1基をJ-TRACコードの蒸気発生器コンポーネントモデルによりモデル化した。

蒸気発生器コンポーネントの1次側は、48セルによって水側流路をモデル化した。蒸気発生器の設計仕様に基づいて、入口水温、質量流量及び出口圧力を境界条件とした。出口圧力は飽和温度が548.55[K]となる圧力に設定した。

蒸気発生器コンポーネントの2次側は、19セルによってLBE部分と対応させた。蒸気発生器の設計仕様に基づいて、入口LBE温度、入口圧力、及び質量流量を境界条件とした。入口圧力は、原子炉容器の上部のアルゴンガスの圧力0.10[MPa]に、蒸気発生器入口までのLBE液相の静水頭を加えて、0.190[MPa]とした。

蒸気発生器コンポーネントの1次側セルに対しては、流体の種類を指定するフラグIFLD0として水/水蒸気を表す0を入力した。2次側セルに対しては、IFLD0としてLBEを表す1を入力した。

Table 4.5に蒸気発生器水側に対する入力データを示す。セル1は蒸気発生器入口プレナムに対応する。セル2からセル19は、下降管部分に対応する。セル20からセル28は下部の曲がり管部分に対応する。セル20からセル23まで下降し、セル24で水平となってから、セル25から上昇に転ずる。セル29からセル40までがヘリカルコイル部に対応する。セル41が蒸気発生器の周辺部分から中心に戻るための傾斜管部分に対応する。セル42からセル46は上昇管部に対応する。セル47は出口プレナムに対応する。付加摩擦損失係数としては、入口プレナムと出口プレナムに拡大縮小による圧力損失係数を設定した。また、下部の曲がり管部に曲がり管の圧力損失係数を設定した。

Table 4.6に蒸気発生器LBE側に対する入力データを示す。セル1は原子炉容器からの流入部分に対応する。セル2とセル3は、伝熱管の直管部分と接する区間である。セル4からセル15までがヘリカルコイルと接する熱交換が盛んな部分である。セル16からセル18が下部の伝熱管の曲がり管部と接する部分に対応し、セル19が最下端の伝熱管がない部分に対応する。

蒸気発生器コンポーネントの伝熱管モデルにより伝熱管形状を設定した。外径を31.8[mm]、肉厚を1.6[mm]、本数を255本、伝熱管材質を12%Cr鋼に設定した。Table 4.7に計算で用いた12%Cr鋼の熱的物性値を示す。

上記の計算条件で J-TRAC コードによる計算を行った。プリンター出力上で、流体密度、飽和温度等をチェックし、蒸気発生器コンポーネント 1 次側では水/水蒸気の物性値が、2 次側では LBE の物性値が使用されていることを確認した。

Fig. 4.14 に水及び LBE の温度の計算結果を示す。横軸は原子炉容器頂部からの高さ位置を示す。図中の白抜き矢印は水/水蒸気の流れ方向を、黒塗り矢印は LBE に流れ方向をそれぞれ示す。

水は、原子炉容器頂部から流入し、下降管部を通り、蒸気発生器の下部プレナム部まで到達する。下降管では断熱条件を適用しているため、水の温度は入口温度(516.95[K])で一定である。ヘリカルコイル部に到達すると、LBE 側との熱交換が盛んになり、水温が上昇する。高さ位置-7.6[m]で水温は飽和温度となり、沸騰が開始され、それ以降、水温はほぼ飽和温度に保たれる。

LBE は高さ位置-4[m]付近から蒸気発生器 2 次側に流入し、蒸気発生器 2 次側を下降して流れる。ヘリカルコイル部 (-5.0[m]から-8.6[m]までの区間) に到達するまでは、入口 LBE 温度 (680.15[K]) で一定である。ヘリカルコイル部では水/水蒸気との熱交換が盛んになり、LBE 温度は低下する。ヘリカルコイル部を過ぎると、熱交換が少なくなるので、LBE 温度はほぼ一定となり、蒸気発生器下端から流出する。

蒸気発生器では、LBE から水/水蒸気にエネルギーが伝達させる。計算が正しく行われていることを確認するため、蒸気発生器部分のオーバーオールなエネルギーバランスをチェックした。

J-TRAC コードによる計算結果では、水側の流量は 217.44[kg/s]であった。伝熱管入口では、水は圧力 6.06028[MPa]、水温 516.95[K]であった。この時の水の比エンタルピは、 1.0559×10^6 [J/kg]であった。伝熱管の出口では、水は圧力 5.99511[MPa]、温度 548.69[K]であり、水流量は 125.6687[kg/s]であった。また、水蒸気は圧力 5.99511[MPa]、温度 548.96 [K]であり、水蒸気流量は 91.7586[kg/s]であった。水の比エンタルピは 1.2135×10^6 [J/kg]、水蒸気の比エンタルピは 2.7865×10^6 [J/kg]であった。したがって、入口からの総流入エンタルピは、入口水流量と比エンタルピの積に等しく、 2.2959×10^8 [W]である。一方、出口からの総流出エンタルピは、 4.0818×10^8 [W]である。総流入エンタルピと総流出エンタルピの差は、伝熱管を介して LBE 側から伝達されたエネルギーと考えられ、178.59[MW]であった。

同様の評価を LBE 側について行う。LBE の流量は 1.3125×10^5 [kg/s]である。入口において、圧力 0.189144[MPa]、温度 680.15[K]、比エンタルピ 8.9409×10^4 [J/kg]であり、総流入エンタルピは 1.1735×10^9 [W]であった。出口において、圧力 0.823286[MPa]、温度 585.97[K]、比エンタルピ 7.5843×10^4 [J/kg]であり、総流出エンタルピは 9.9551×10^8 [W]であった。総流入エンタルピと総流出エンタルピの差から、水側への伝熱量を求めると、178.01[MW]であった。

水側と LBE 側で求めた伝熱量はよく一致しており、蒸気発生器部分のオーバーオールなエネルギーバランスが J-TRAC コードにより正しく計算できていることを確認できた。

Fig. 4.15 に蒸気発生器内の伝熱管壁温分布を示す。Fig. 4.15 には伝熱管と接するセルにおける水温と LBE 液相温度を併せて示した。高温の LBE から伝熱管を介して水/水蒸気に伝熱が起きているので、それぞれの位置で LBE の温度が最も高く、LBE 側の壁温、水側の壁温、水の温度へと順番に温度が下がっている。

Fig. 4.16 に各高さ位置における水側及び LBE 側の壁面熱流束を示す。水側が液単相の時、熱流束は約 2.0×10^5 [W/m²]である。水側で沸騰が開始されると熱流束は大きくなり、ヘリカルコイルの上端では約 6.20×10^5 [W/m²]になっている。水は伝熱管の内側を流れているのに対して、LBE は伝熱管の外側で壁と接している。伝熱管を通過する熱流は半径方向では一定である。このため、伝熱面積が(0.0286/0.0318)倍である水側の熱流束がどの高さ位置でも LBE 側の熱流束の 1.112

(=0.0318/0.0286) 倍大きくなっている。プリンター出力を用いて、伝熱管の水側表面での伝熱量を伝熱管の全長さに対して和を求めた結果は 178.88[MW]であった。LBE 側に対する和は 178.86[MW]であった。水側と LBE 側の伝熱量の和はよく一致している。また、水のエンタルピの出入口間の増加量 (178.59[MW]) 及び LBE の出入口間のエンタルピの減少量 (=178.01[MW]) ともよく一致している。

伝熱管の半径方向の温度変化を調べるため、Fig. 4.17 に示した中空円筒壁体系の熱伝導に対する解析解を求めることにする。内半径を r_1 、外半径を r_2 とする。壁の熱伝導率は一定で k_{tube} であるとする。また、内面と外面は一定温度 T_1 、 T_2 であるとする。内側の流体温度は T_0 、熱伝達率は h_{water} 、外側の流体温度は T_3 、熱伝達率は h_{LBE} であるとする。この時、伝熱管に対する熱伝導方程式を、 $r=r_1$ で $T=T_1$ 、 $q_1=h_{water} (T_1-T_{water})$ 、 $r=r_2$ で $T=T_2$ 、 $q_2=h_{LBE} (T_{LBE}-T_2)$ 及び熱流の連続の条件式 $q_1r_1=q_2r_2$ を考慮して解くことで、

$$T_{LBE} - T_{water} = \frac{q_1}{U},$$

$$\frac{1}{U} = \frac{1}{h_{LBE} \left(\frac{r_2}{r_1} \right)} + \frac{1}{\frac{k_{tube}}{r_1} \ln \left(\frac{r_2}{r_1} \right)} + \frac{1}{h_{water}} = R_{LBE} + R_{tube} + R_{water}, \quad (4.14)$$

ここで

$$R_{LBE} = \frac{1}{h_{LBE} \left(\frac{r_2}{r_1} \right)}, \quad R_{tube} = \frac{1}{\frac{k_{tube}}{r_1} \ln \left(\frac{r_2}{r_1} \right)}, \quad R_{water} = \frac{1}{h_{water}}$$

が得られる。(4.14)式で U は熱通過率と呼ばれている量である。 $1/U$ の各項は LBE 部における熱抵抗、伝熱管部の熱抵抗、水部における熱抵抗を表している。

J-TRAC コード計算で得られた各点における h_{LBE} 及び h_{water} を代入して熱抵抗を計算した。また、 $k_{tube}=27.6[W/(mK)]$ として R_{tube} を計算した (本計算では伝熱管材質として 12%Cr 鋼であるとした。Table 4.7 より注目している温度範囲 (516[K]から 680[K]) では熱伝導率は 27.6[W/(mK)]で一定であった。)。Fig. 4.18 に蒸気発生器伝熱管部における熱抵抗分布を示す。どの部分での熱抵抗が重要であるかを判断するため、LBE 部、伝熱管部及び水部の熱抵抗の合計で規格化して表した。Fig. 4.18 から、LBE 液相温度と水温度の温度差において、LBE 部の熱抵抗の寄与が約 60%、伝熱管部の寄与が 20%から 30%、水部の寄与が単相流条件では約 20%、沸騰流条件では約 10%である。このことから蒸気発生器での熱伝達量を評価する上で、LBE 側の熱伝達率の評価が重要であることがわかった。本計算では、LBE 側の熱伝達率は自然対流領域の相関式により計算された。今後、自然対流領域の熱伝達率相関式についてさらに検討する必要がある。

なお、本計算でえられた蒸気発生器の交換熱量は設計仕様に比べて約 10%小さかった。この結果は、自然対流領域の熱伝達率相関式の見直し、伝熱面積の見直し、蒸気発生器基数の見直しなどの設計検討などの可能性を示唆している。今後、さらに検討する必要がある。

Table 4.1 ADS 燃料集合体に対する J-TRAC コード入力データ

セル番号	セル長さ (m)	セル下端の高さ(m)	流路面積 (m ²)	等価直径 (m)	セル体積 (m ³)	付加摩擦損失係数
1	0.150	0.000	1.7671E-02	1.5000E-01	2.6507E-03	
2	0.100	0.150	1.7671E-02	1.5000E-01	1.7671E-03	
3	0.100	0.250	1.7671E-02	1.5000E-01	1.7671E-03	
4	0.100	0.350	1.7671E-02	1.5000E-01	2.3200E-03	0.130
5	0.100	0.450	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	1.830
6	0.100	0.550	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	
7	0.100	0.650	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	
8	0.100	0.750	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	1.830
9	0.100	0.850	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	
10	0.100	0.950	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	
11	0.100	1.050	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	
12	0.100	1.150	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	
13	0.100	1.250	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	1.830
14	0.100	1.350	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	
15	0.100	1.450	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	
16	0.100	1.550	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	
17	0.100	1.650	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	
18	0.100	1.750	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	1.830
19	0.100	1.850	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	
20	0.100	1.950	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	
21	0.100	2.050	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	
22	0.100	2.150	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	
23	0.100	2.250	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	1.830
24	0.100	2.350	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	
25	0.100	2.450	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	
26	0.100	2.550	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	
27	0.100	2.650	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	
28	0.100	2.750	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	1.830
29	0.100	2.850	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	
30	0.100	2.950	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	
31	0.100	3.050	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	
32	0.100	3.150	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	
33	0.100	3.250	2.8728E-02	1.2044E-02	2.8728E-03	1.830
34	0.150	3.350	2.8728E-02	1.2044E-02	4.3092E-03	
35	0.060	3.500	4.6975E-02	1.2690E-01	2.8185E-03	1.600
36	0.180	3.560	4.6975E-02	2.3290E-01	8.4555E-03	
		3.740	4.6975E-02	2.3290E-01		

Table 4.2 燃料棒モデルの軸方向出力ピーキング係数

発熱部下端からの高さ [m]	軸方向ピーキング係数
0.00	1.00
0.10	1.00
0.20	1.00
0.30	1.00
0.40	1.00
0.50	1.00
0.60	1.00
0.70	1.00
0.80	1.00
0.90	1.00
1.00	1.00

Table 4.3 燃料棒モデルの半径方向ノーディング

ノード番号	半径方向位置 (m)	出力比	材質
1	0.0000000	1.0	Zr-base nitride fuel
2	0.0007938	1.0	Zr-base nitride fuel
3	0.0015875	1.0	Zr-base nitride fuel
4	0.0023813	1.0	Zr-base nitride fuel
5	0.0031750	1.0	gap
6	0.0033250	0.0	9%Cr
7	0.0034917	0.0	9%Cr
8	0.0036583	0.0	9%Cr
9	0.0038250	0.0	

Table 4.4 9%Cr 鋼の熱的物性値

温度 (K)	密度 (kg/m ³)	定圧比熱 (J/(kgK))	熱伝導率 (W/mK)	放射率 (—)
300.0	7730.0	408.6	28.6	1.0
500.0	7730.0	470.0	26.9	1.0
800.0	7730.0	564.4	27.1	1.0
2000.0	7730.0	564.4	27.1	1.0

Table 4.5 蒸気発生器水側に対する J-TRAC コード入力データ(1/2)

セル番号	セル長さ (m)	セル下端の高さ(m)	流路面積 (m ²)	等価直径 (m)	セル体積 (m ³)	付加摩擦損失係数	備考
1	1.000	0.500	0.10383	0.36360	0.502655	1.000	入口プレナム
2	1.000	0.000	0.16382	0.02860	0.163818	0.500	下降管
3	1.000	-1.000	0.16382	0.02860	0.163818	0.000	下降管
4	1.000	-2.000	0.16382	0.02860	0.163818	0.000	下降管
5	0.800	-3.000	0.16382	0.02860	0.131055	0.000	下降管
6	0.600	-3.800	0.16382	0.02860	0.098291	0.000	下降管
7	0.600	-4.400	0.16382	0.02860	0.098291	0.000	下降管
8	0.300	-5.000	0.16382	0.02860	0.049145	0.000	下降管
9	0.300	-5.300	0.16382	0.02860	0.049145	0.000	下降管
10	0.300	-5.600	0.16382	0.02860	0.049145	0.000	下降管
11	0.300	-5.900	0.16382	0.02860	0.049145	0.000	下降管
12	0.300	-6.200	0.16382	0.02860	0.049145	0.000	下降管
13	0.300	-6.500	0.16382	0.02860	0.049145	0.000	下降管
14	0.300	-6.800	0.16382	0.02860	0.049145	0.000	下降管
15	0.300	-7.100	0.16382	0.02860	0.049145	0.000	下降管
16	0.300	-7.400	0.16382	0.02860	0.049145	0.000	下降管
17	0.300	-7.700	0.16382	0.02860	0.049145	0.000	下降管
18	0.300	-8.000	0.16382	0.02860	0.049145	0.000	下降管
19	0.300	-8.300	0.16382	0.02860	0.049145	0.000	下降管
20	0.300	-8.600	0.16382	0.02860	0.049145	0.000	下部曲がり管 (下降管)
21	0.300	-8.900	0.16382	0.02860	0.049145	0.000	下部曲がり管 (下降管)
22	0.300	-9.200	0.16382	0.02860	0.049145	0.000	下部曲がり管 (下降管)
23	0.300	-9.500	0.16382	0.02860	0.049145	0.200	下部曲がり管 (下降管)
24	0.300	-9.650	0.16382	0.02860	0.049145	0.200	下部曲がり管 (水平部)
25	0.300	-9.650	0.16382	0.02860	0.049145	0.200	下部曲がり管 (上昇管)

Table 4.5 蒸気発生器水側に対する J-TRAC コード入力データ(2/2)

セル番号	セル長さ (m)	セル下端の高さ(m)	流路面積 (m ²)	等価直径 (m)	セル体積 (m ³)	付加摩擦損失係数	備考
26	0.300	-9.500	0.16382	0.02860	0.049145	0.200	下部曲がり管 (上昇管)
27	0.300	-9.200	0.16382	0.02860	0.049145	0.000	下部曲がり管 (上昇管)
28	0.51458	-8.900	0.16382	0.02860	0.084298	0.000	下部曲がり管 (上昇管)
29	1.80710	-8.600	0.16382	0.02860	0.296036	0.000	ヘリカルコイル
30	1.80710	-8.300	0.16382	0.02860	0.296036	0.000	ヘリカルコイル
31	1.80710	-8.000	0.16382	0.02860	0.296036	0.000	ヘリカルコイル
32	1.80710	-7.700	0.16382	0.02860	0.296036	0.000	ヘリカルコイル
33	1.80710	-7.400	0.16382	0.02860	0.296036	0.000	ヘリカルコイル
34	1.80710	-7.100	0.16382	0.02860	0.296036	0.000	ヘリカルコイル
35	1.80710	-6.800	0.16382	0.02860	0.296036	0.000	ヘリカルコイル
36	1.80710	-6.500	0.16382	0.02860	0.296036	0.000	ヘリカルコイル
37	1.80710	-6.200	0.16382	0.02860	0.296036	0.000	ヘリカルコイル
38	1.80710	-5.900	0.16382	0.02860	0.296036	0.000	ヘリカルコイル
39	1.80710	-5.600	0.16382	0.02860	0.296036	0.000	ヘリカルコイル
40	1.80710	-5.300	0.16382	0.02860	0.296036	0.000	ヘリカルコイル
41	1.02915	-5.000	0.16382	0.02860	0.168593	0.000	傾斜管
42	0.600	-4.400	0.16382	0.02860	0.098291	0.000	上昇管
43	0.800	-3.800	0.16382	0.02860	0.131055	0.000	上昇管
44	1.000	-3.000	0.16382	0.02860	0.163818	0.000	上昇管
45	1.000	-2.000	0.16382	0.02860	0.163818	0.000	上昇管
46	1.000	-1.000	0.16382	0.02860	0.163818	0.000	上昇管
47	1.000	0.000	0.16382	0.02860	0.502655	1.000	出口プレナム
48		0.500	0.12643	0.28370		0.500	

Table 4.6 蒸気発生器 LBE 側に対する J-TRAC コード入力データ

セル番号	セル長さ (m)	セル下端の高さ(m)	流路面積 (m ²)	等価直径 (m)	セル体積 (m ³)	付加摩擦損失係数	備考
1	0.600	-4.100	5.0894	0.1000	3.0100	0.500	流入部
2	0.300	-4.400	5.0167	1.7500	0.8357	0.500	直管と接する
3	0.300	-4.700	2.7856	0.0364	0.8357	0.000	直管と接する
4	0.300	-5.000	2.7856	0.0364	0.8357	0.000	ヘリカルコイルと接する
5	0.300	-5.300	2.7856	0.0364	0.8357	0.000	ヘリカルコイルと接する
6	0.300	-5.600	2.7856	0.0364	0.8357	0.000	ヘリカルコイルと接する
7	0.300	-5.900	2.7856	0.0364	0.8357	0.000	ヘリカルコイルと接する
8	0.300	-6.200	2.7856	0.0364	0.8357	0.000	ヘリカルコイルと接する
9	0.300	-6.500	2.7856	0.0364	0.8357	0.000	ヘリカルコイルと接する
10	0.300	-6.800	2.7856	0.0364	0.8357	0.000	ヘリカルコイルと接する
11	0.300	-7.100	2.7856	0.0364	0.8357	0.000	ヘリカルコイルと接する
12	0.300	-7.400	2.7856	0.0364	0.8357	0.000	ヘリカルコイルと接する
13	0.300	-7.700	2.7856	0.0364	0.8357	0.000	ヘリカルコイルと接する
14	0.300	-8.000	2.7856	0.0364	1.2928	1.000	ヘリカルコイルと接する
15	0.300	-8.300	4.3093	0.2939	1.2928	0.000	ヘリカルコイルと接する
16	0.300	-8.600	4.3093	0.2939	1.2928	0.000	下部曲がり管と接する
17	0.300	-8.900	4.3093	0.2939	1.2928	0.000	下部曲がり管と接する
18	0.710	-9.200	4.3093	0.2939	3.3472	1.000	下部曲がり管と接する
19	1.190	-9.910	4.7144	2.4500	1.2360	0.500	出口部
20		-11.100	1.0387	1.1500		1.000	

Table 4.7 12%Cr 鋼の熱的物性値

温度 (K)	密度 (kg/m ³)	定圧比熱 (J/(kgK))	熱伝導率 (W/mK)	放射率 (-)
300.0	7740.0	442.0	26.9	1.0
373.0	7740.0	504.0	27.6	1.0
473.0	7740.0	515.0	27.6	1.0
500.0	7740.0	523.6	27.6	1.0
673.0	7740.0	607.0	27.6	1.0
800.0	7740.0	704.0	26.8	1.0
873.0	7740.0	779.0	26.4	1.0
1073.0	7740.0	691.0	25.1	1.0
1273.0	7740.0	691.0	27.6	1.0
2000.0	7740.0	691.0	27.6	1.0

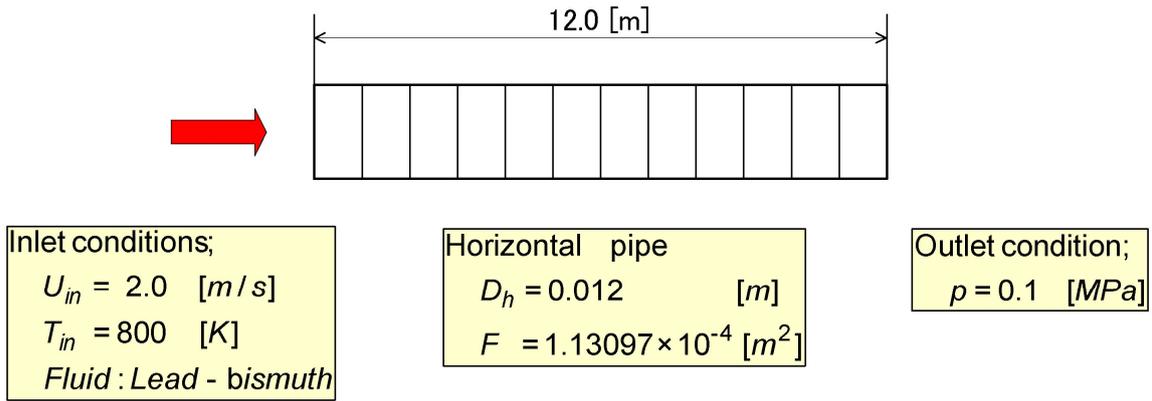


Fig. 4.1 水平管内LBE单相流に対する圧力損失計算入力

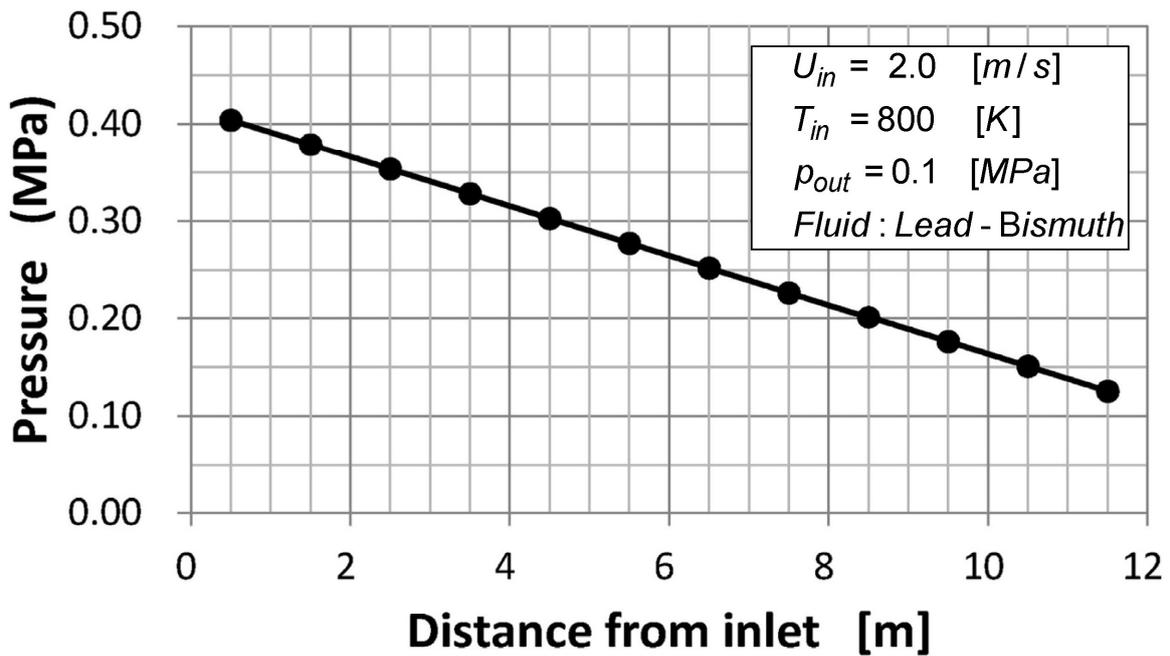


Fig. 4.2 水平管内LBE单相流に対する圧力損失計算結果

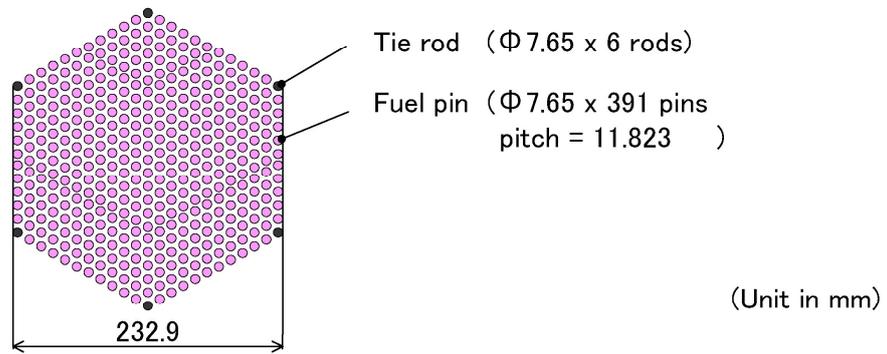
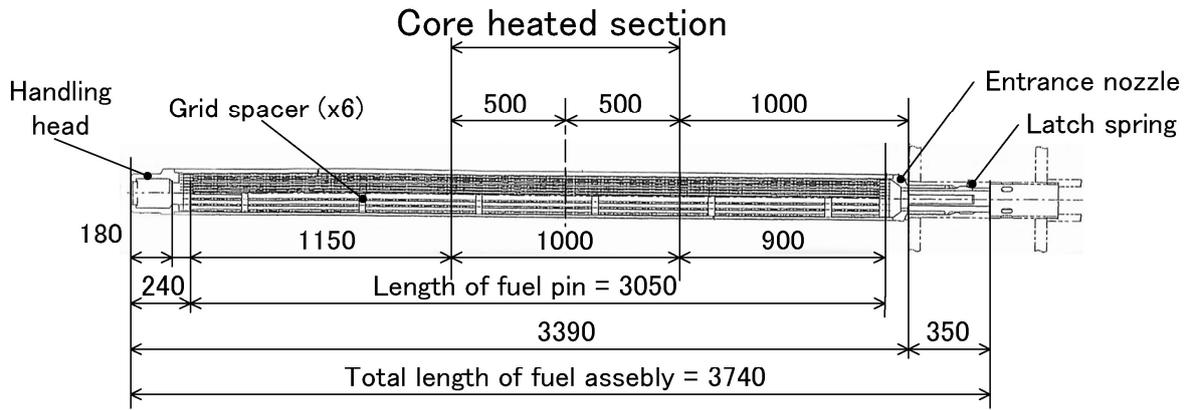


Fig.4.3 ADS燃料集合体

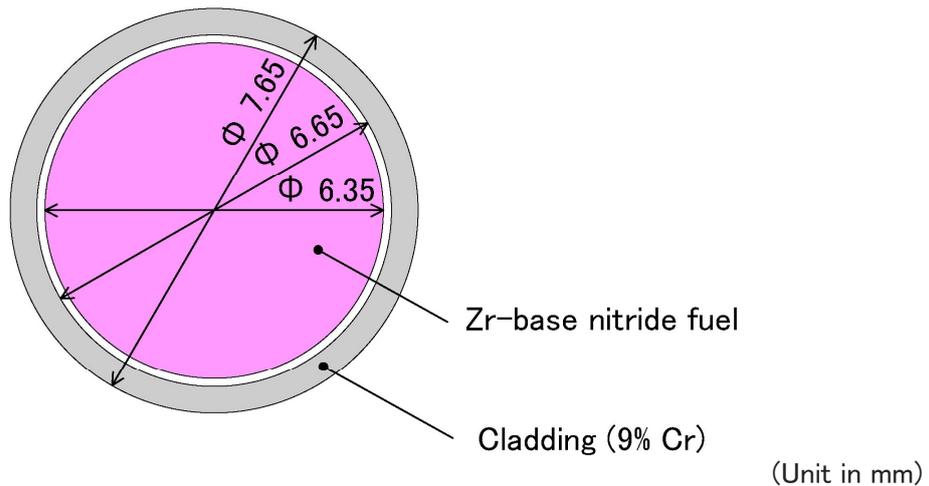


Fig.4.4 燃料棒断面形状

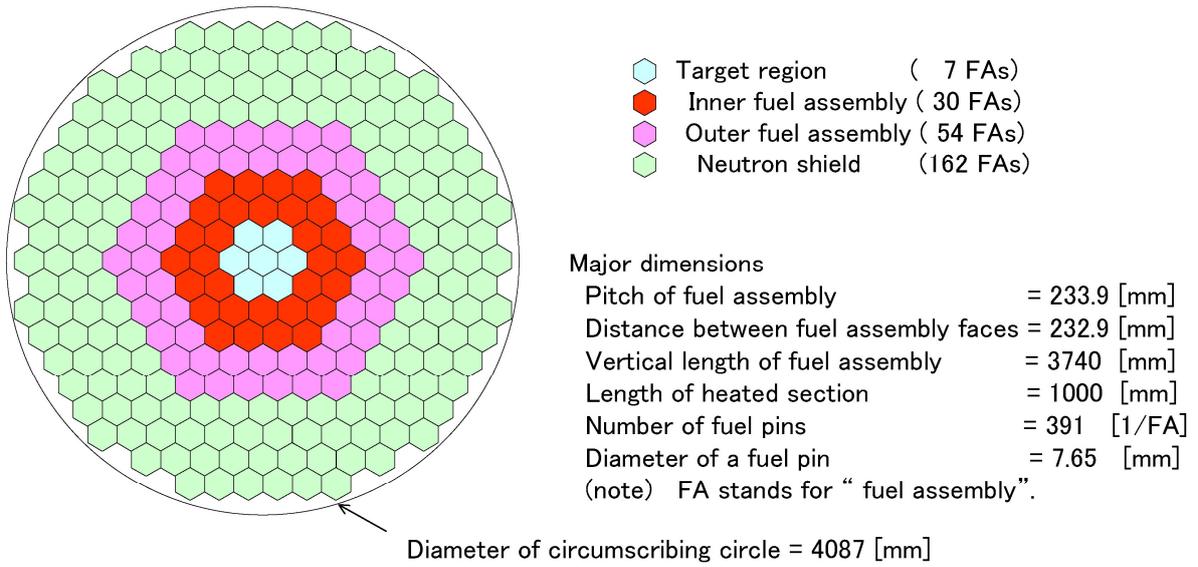


Fig.4.5 燃料集合体配置

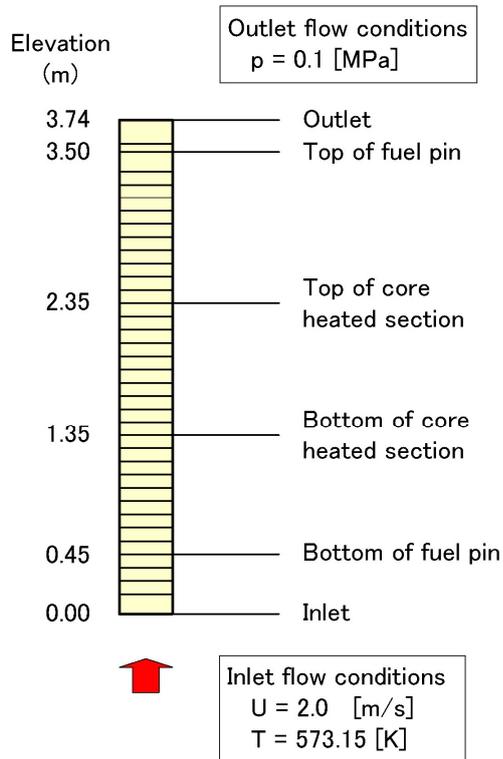


Fig.4.6 燃料集合体入力データ

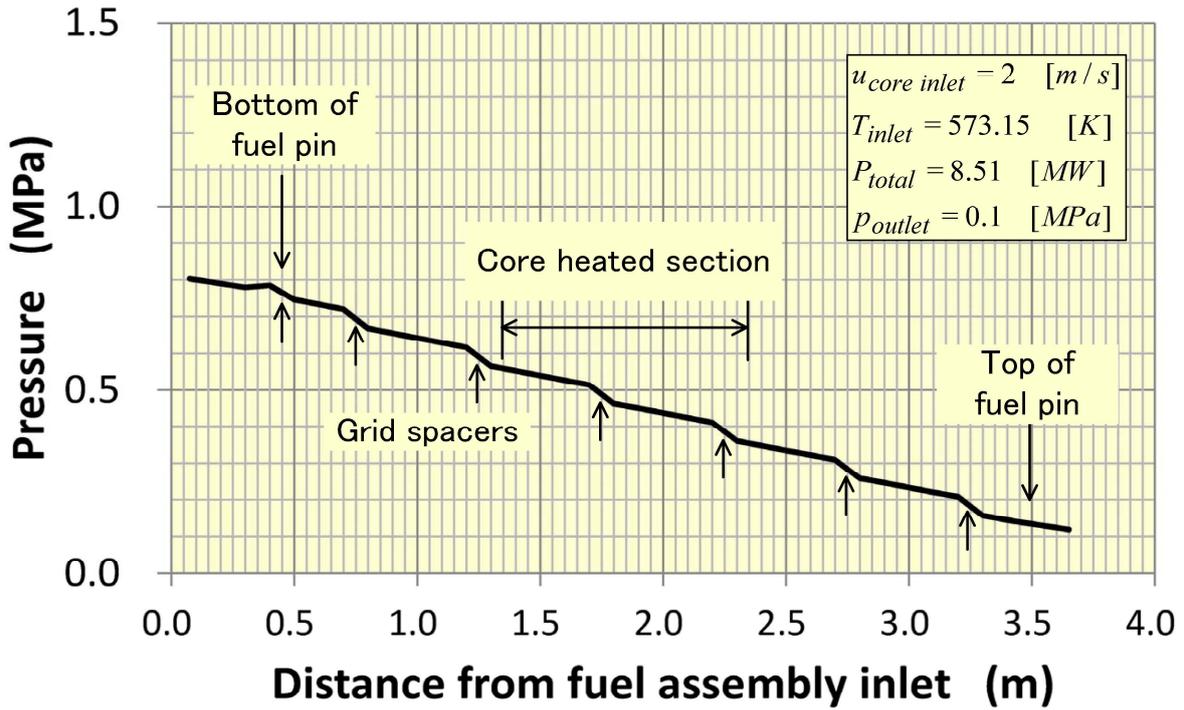


Fig.4.7 燃料集合体内LBE单相流压力分布計算結果

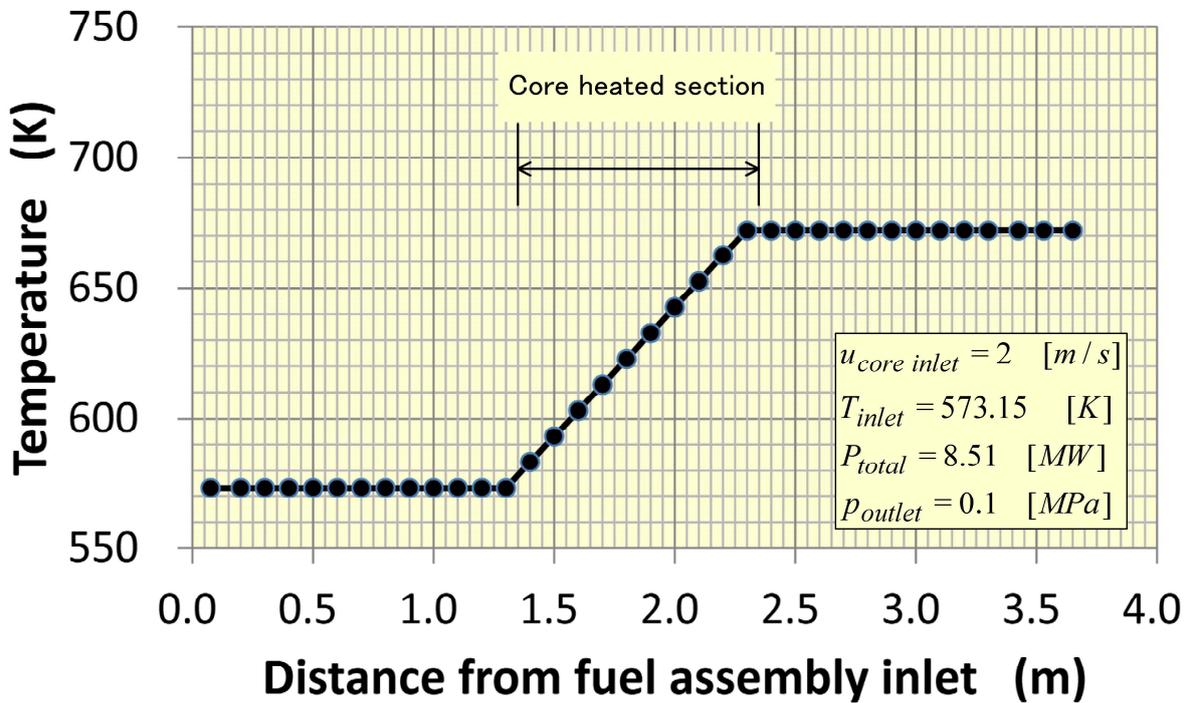


Fig.4.8 燃料集合体内LBE单相流液相温度分布計算結果

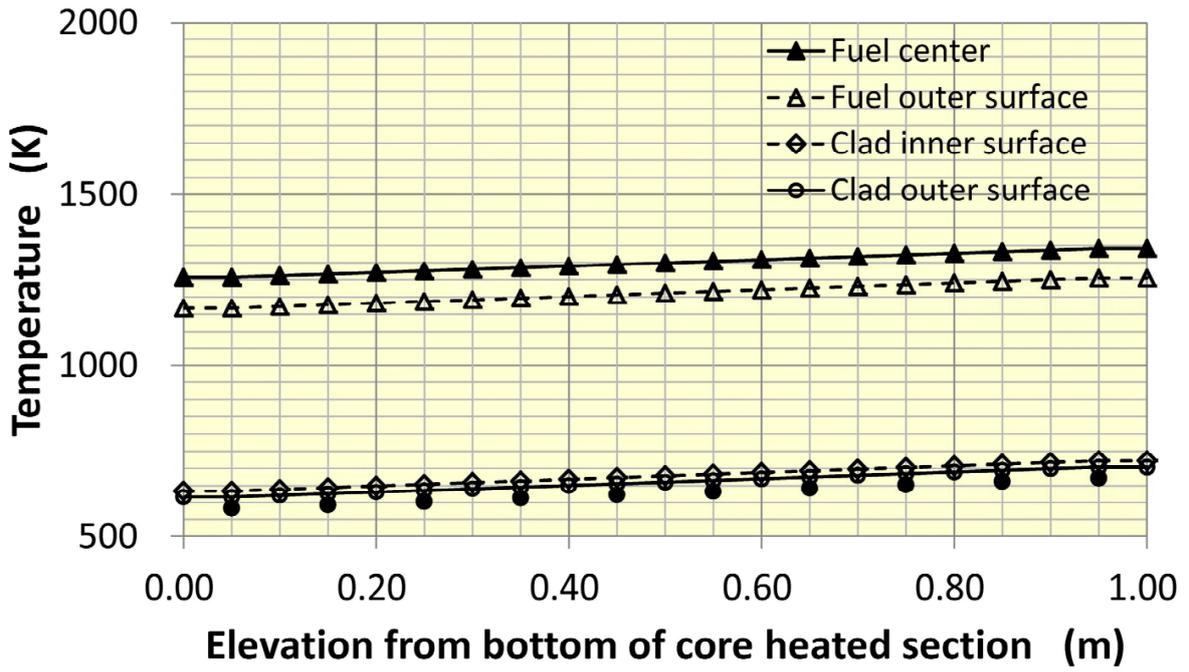


Fig.4.9 燃料棒内温度分布計算結果

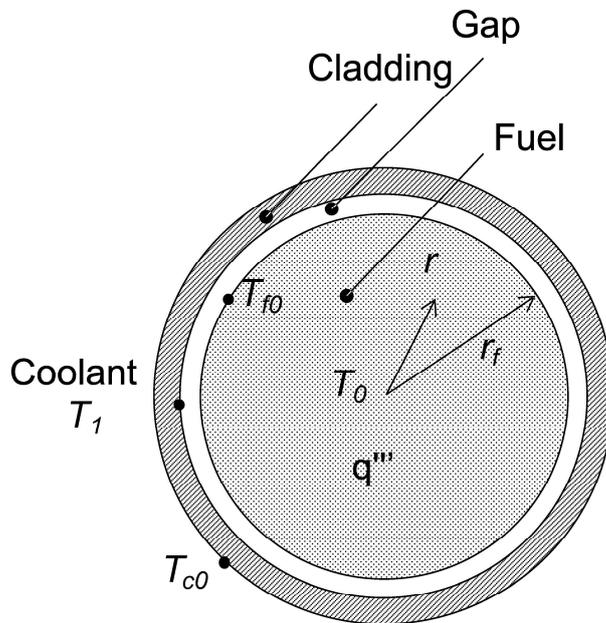


Fig.4.10 燃料棒モデル

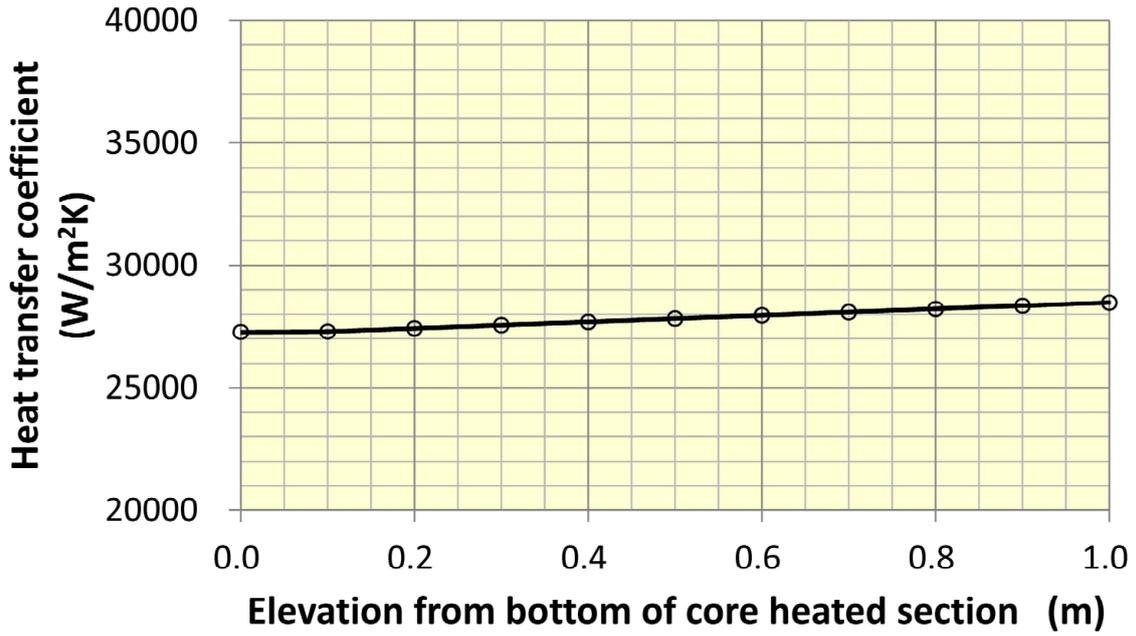


Fig.4.11 壁面熱伝達率計算結果

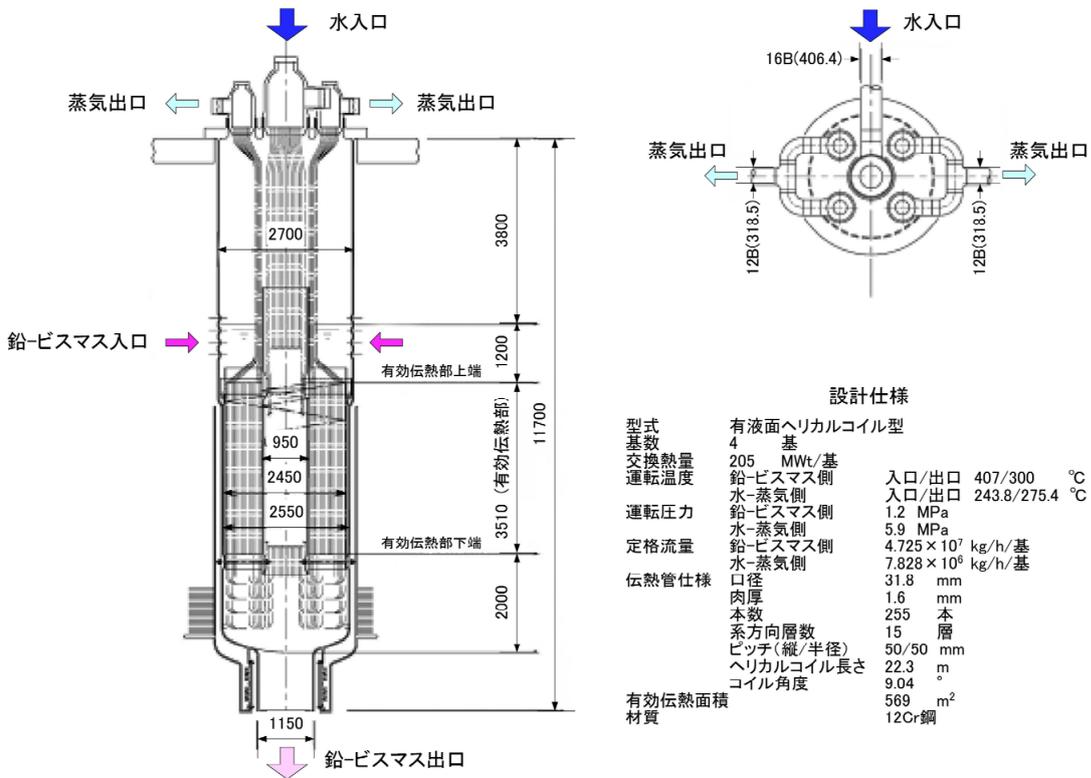


Fig.4.12 ADS蒸気発生器

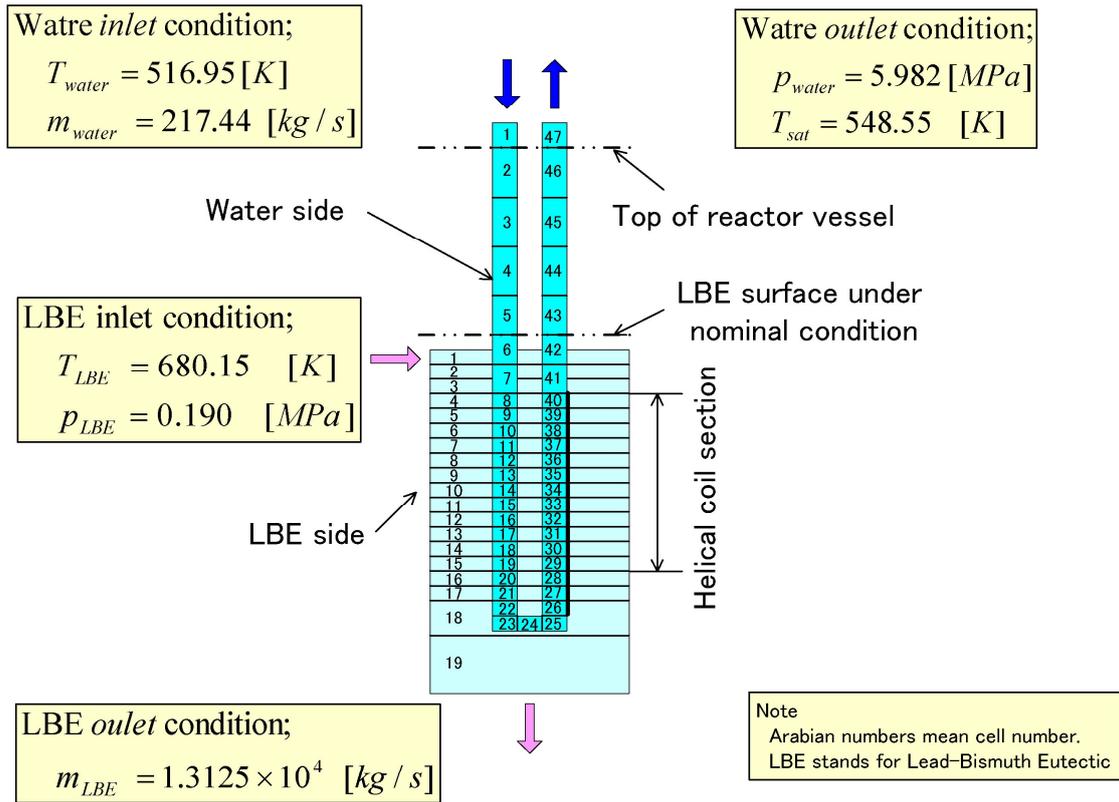


Fig.4.13 ADS蒸気発生器入力データ

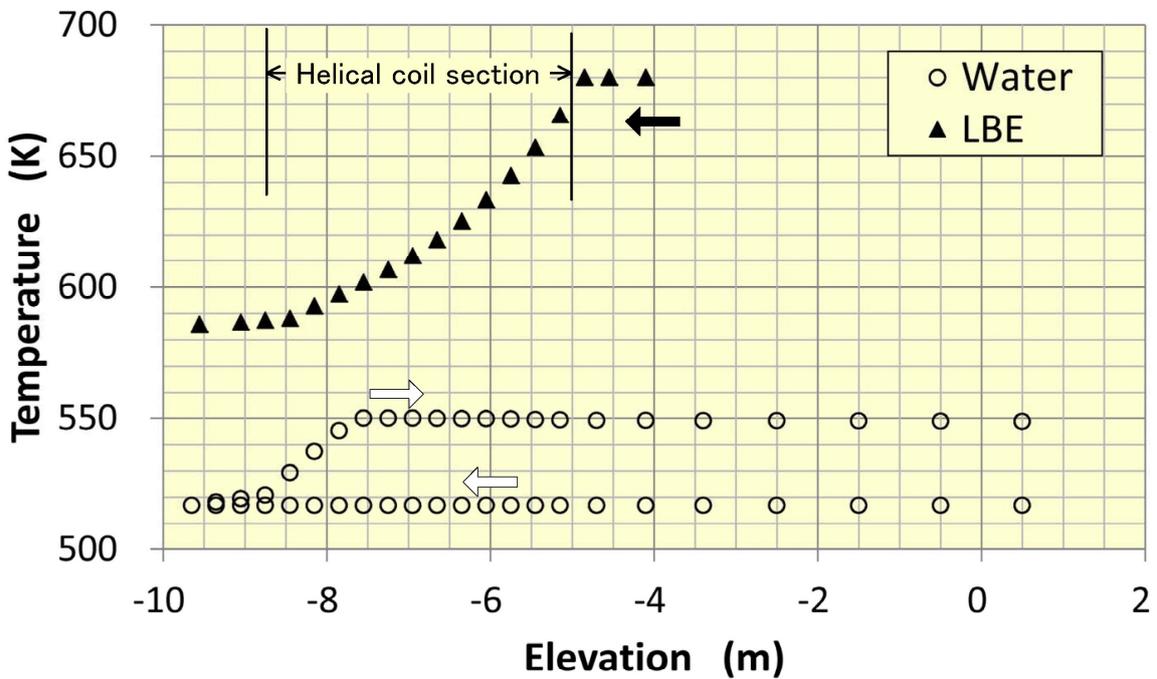


Fig.4.14 蒸気発生器内流体温度分布

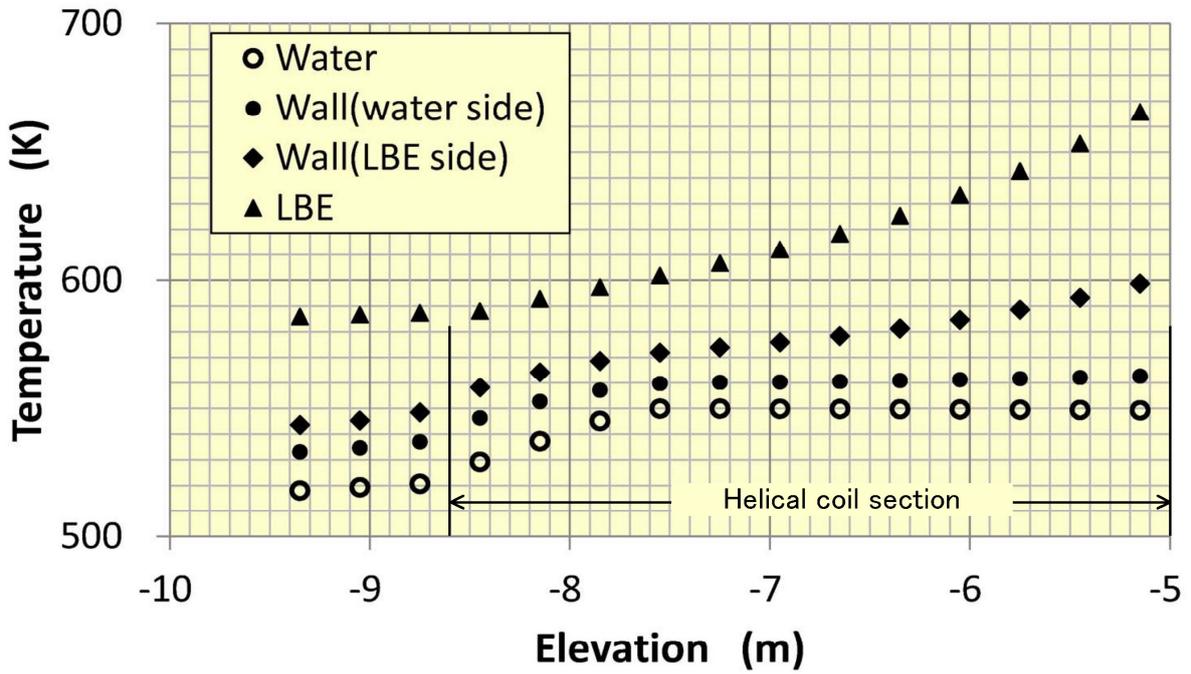


Fig.4.15 蒸気発生器内壁温分布

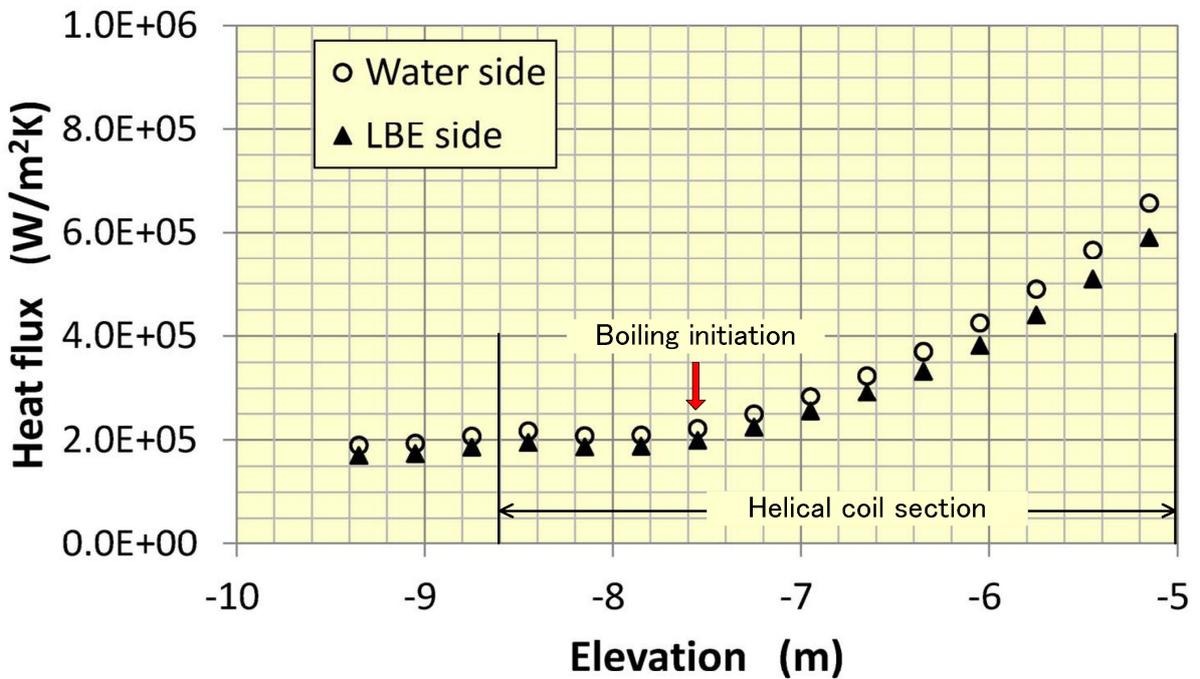


Fig.4.16 蒸気発生器内壁面熱流束分布

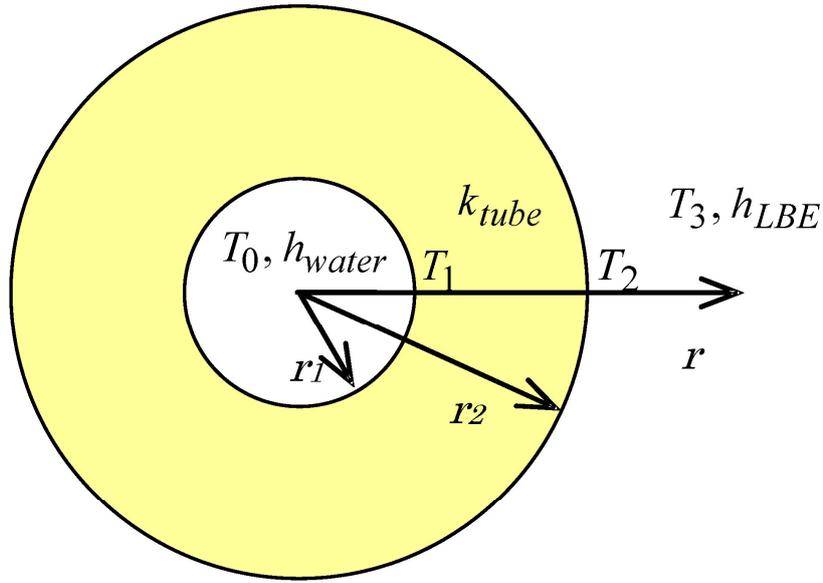


Fig.4.17 中空円筒壁の熱伝導

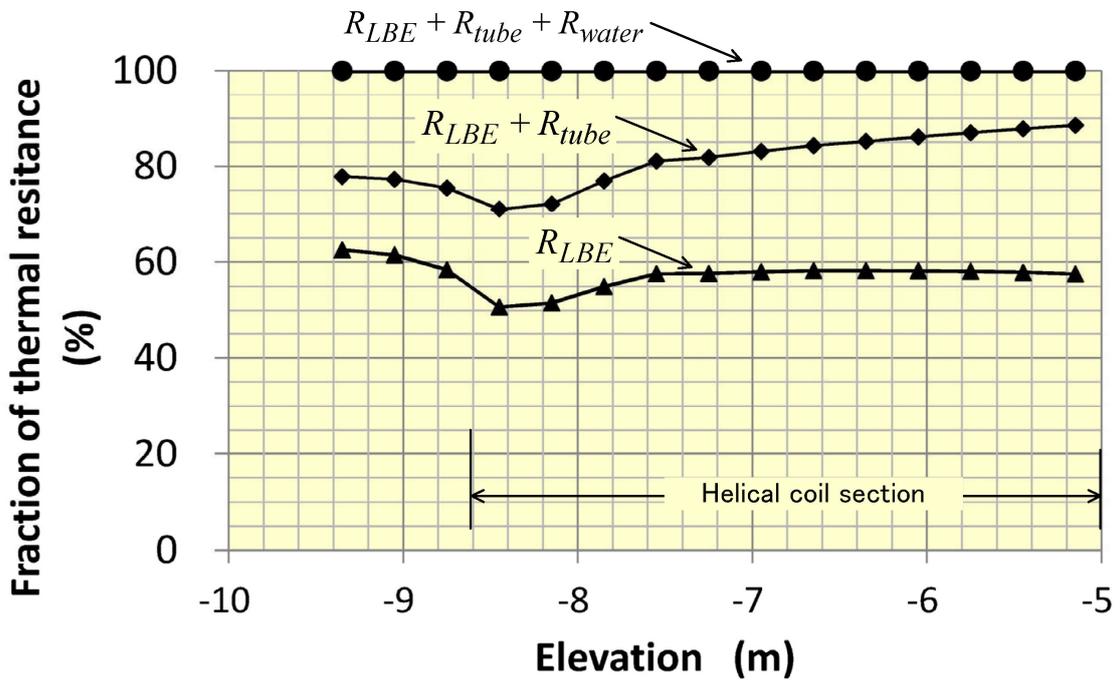


Fig.4.18 蒸気発生器伝熱管部における熱抵抗分布

5. ま と め

鉛ビスマス冷却加速器駆動加速器核変換システム(ADS)の熱設計解析に資するため、軽水炉過渡解析コード J-TRAC を骨組みとして、ADS 用熱設計解析コードを整備した。

ADS の熱設計では、(1)定格運転時の冷却評価、(2)原子炉停止時の冷却評価、(3)運転中の異常な過渡変化時の冷却評価、(4)事故時の冷却評価を行うことが求められる。これらの解析を行うためどのような解析機能が必要になるかについて、加圧水型原子炉、沸騰水型原子炉、ナトリウム冷却高速炉に対する安全解析及びこれまでに行われた ADS に対する熱流動解析を対象に調査した。調査結果から、ADS 用熱設計解析コードに求められる(1)取扱う流体の種類、(2)取扱う流動の状態、(3)伝熱解析機能、及び、(4)機器モデルを抽出した。

ADS 用熱設計解析コードに必要な解析機能と J-TRAC コードの備えている解析機能を比較し、J-TRAC コードでは(1)流体の種類として LBE (鉛ビスマス共晶合金) 及びアルゴンガス、(2)流動の状態として相変化する流体を 2 種類(LBE と水)含む状態、(3)伝熱解析機能としては液体金属に対する壁面熱伝達率関連式パッケージが不足していることがわかった。

LBE 及びアルゴンガスの物性値並びに窒化物燃料の物性値、液体金属に対する強制対流領域における壁面熱伝達率関連式について調査し、J-TRAC コードに組込んだ。また、対象となる流体の種類が機器ごとに異なる状況に対応するため、流体の種類を指定するフラグを追加した。(2)の相変化する流体を 2 種類含む状態への対応は基礎方程式系からの変更が必要なため J-TRAC コードを変更するよりも別コードで扱うべきと判断し、今回の整備の対象外とした。

検証計算として、(1)LBE 単相流の圧力損失解析、(2)窒化物燃料集合体の熱伝達解析、及び(3)蒸気発生器熱伝達解析を行った。これらの検証計算により、(1)作成した物性値計算ルーチン及び壁面熱伝達率計算ルーチンにより所期の値が正しく得られていること、(2)計算された値が数値計算ルーチンや構成式計算ルーチンに正しく受け渡されていること、(3)流体の種類を指定するフラグにより、所期のとおり流体の種類を使い分けられていることを確認した。

今後、ADS に対する入力データを整備し、定格運転時の原子炉容器内の冷却評価、原子炉停止時の原子炉容器内及び崩壊熱除去系での冷却評価、陽子ビームトリップ時の炉心冷却評価等を行い、ADS の熱設計検討を進める予定である。

謝 辞

本報告書をまとめるにあたり、有益な助言を賜りました原子力基礎工学研究センターの高瀬和之グループリーダー、吉田啓之研究主幹をはじめとした熱流動研究グループの皆様へ感謝いたします。また、鉛ビスマス冷却加速器駆動核変換システムについては、核変換システム開発グループの西原健司研究副主幹並びに菅原隆徳研究副主幹に設計の詳細について御教示いただきました。ここに心より謝意を表します。

参考文献

- (1) 辻本和文、西原健司、武居早憲、菅原隆徳、倉田有司、齊藤滋、大林寛生、佐々敏伸、菊地賢司、手塚正雄、大井川宏之：“鉛ビスマス冷却加速器駆動システムを用いた核変換技術の成立性検討”，JAEA-Research 2010-012 (2010), 59p.
- (2) 菅原隆徳、西原健司、辻本和文、倉田有司、大井川宏之：“加速器駆動未臨界システムの安全性検討－異常事象の検討と事故事象の安全解析－”，JAEA-Research 2009-024 (2009), 83p.
- (3) H. Yamano, S. Fujita, Y. Tobita et al.: “SIMMER-III: A Computer Program for LMFR Core Disruptive Accident Analysis –Version 3.A Model Summary and Program Description –”, JNC TN9400 2003-071 (2003), 340p.
- (4) 財団法人原子力安全研究協会実務テキスト編集委員会：“軽水炉発電所のあらまし（改訂第3版）”、(財)原子力安全研究協会（平成20年）.
- (5) 北海道電力株式会社：“泊発電所（1、2号炉）原子炉設置許可申請書”、(昭和57年6月、昭和59年4月一部補正）.
- (6) 東北電力株式会社：“女川原子力発電所（1、2号炉）原子炉設置変更申請書”.
- (7) 動力炉・核燃料開発事業団：“高速増殖炉もんじゅ発電所原子炉設置許可申請書”、(昭和55年12月、昭和61年9月変更）.
- (8) 仲井悟、岩崎隆、保田仁司、島川佳郎、丹治幹雄：“モジュール型プラント動特性解析コード Super-COPD コードシステム解説書”、PNC TN9520 88-019 (1988).
- (9) U. S. Nuclear Regulatory Commission：“TRACE V5.0 THEORY MANUAL -Field Equations, Solution Methods, and Physical Models-”, (2007).
- (10) U. S. Nuclear Regulatory Commission：“An Advanced Best-Estimate Computer Program for BWR Accident Analysis” , NUREG/CR-4536 EGG-2626 (1992).
- (11) U. S. Nuclear Regulatory Commission：“TRAC-BF1; An Advanced Best-Estimate Computer Program for Pressurized Water Reactor Thermal-Hydraulic Analysis” , NUREG/CR-3858 LA-10157-MS R4, (1986).
- (12) U. S. Nuclear Regulatory Commission：“RELAP5/MOD3 CODE MANUAL” , NUREG/CR-5535 INEL-95/0174 (1995).
- (13) H. Akimoto and Y. Murao, Y.:“Development of Reflood Model for Two-Fluid Model Code based on Physical Models used in REFLA Code”, J. Nucl. Sci. Technol. Vol. 29, No. 7, pp. 642-655 (1992).
- (14) OECD/NEA Nuclear Science Committee Working Party on Scientific Issues of the Fuel Cycle Working Group on Lead-bismuth Eutectic:“Handbook on Lead-bismuth Eutectic Alloy and Lead Properties, Material Compatibility, Thermal-hydraulics and Technologies 2007 Edition”, OECD 2007 NEA No.6195 ISBN 978-92-64-99002-9 (2007).
- (15) ルイス、ランドル：“熱力学 付録6 熱力学の公式のまとめ” , 岩波書店 (1971).
- (16) 伝熱工学資料（改訂第4版）出版分科会：“伝熱工学資料 改訂第4版 V.物性編” , 日本機械学会 (1986).
- (17) T. NISHI, M. TAKANO, K. ICHISE, M. AKABORI, and Y. ARAI:“Thermal Conductivities of Zr-based Transuranium Nitride Solid Solution”, J. Nucl. Sci. Technol. Vol. 48, No. 3, pp. 359-365 (2011).

- (18) 佐藤勇、廣沢孝志、石田貴志ほか：“照射済窒化物燃料の熱安定性評価－Nifti-1 試験結果とその評価－”，JNC TN9400 2005-007 (2005), 57p.
- (19) K. Litfin, Th. Wetzel, R. Stieglitz, A. Class, M. Daubner, F. Fellmoser, and A. Betta: “Experimental investigation of turbulent flow distribution in a hexagonal rod bundle for ADS prototype application”, Karlsruhe Institute of Technology.

This is a blank page.

国際単位系 (SI)

表1. SI 基本単位

基本量	SI 基本単位	
	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質の量	モル	mol
光度	カンデラ	cd

表2. 基本単位を用いて表されるSI組立単位の例

組立量	SI 基本単位	
	名称	記号
面積	平方メートル	m ²
体積	立法メートル	m ³
速度	メートル毎秒	m/s
加速度	メートル毎秒毎秒	m/s ²
波数	毎メートル	m ⁻¹
密度, 質量密度	キログラム毎立方メートル	kg/m ³
面積密度	キログラム毎平方メートル	kg/m ²
比体積	立方メートル毎キログラム	m ³ /kg
電流密度	アンペア毎平方メートル	A/m ²
磁界の強さ	アンペア毎メートル	A/m
量濃度 ^(a) , 濃度	モル毎立方メートル	mol/m ³
質量濃度	キログラム毎立方メートル	kg/m ³
輝度	カンデラ毎平方メートル	cd/m ²
屈折率 ^(b)	(数字の)	1
比透磁率 ^(b)	(数字の)	1

(a) 量濃度 (amount concentration) は臨床化学の分野では物質濃度 (substance concentration) ともよばれる。
 (b) これらは無次元量あるいは次元1をもつ量であるが、そのことを表す単位記号である数字の1は通常は表記しない。

表3. 固有の名称と記号で表されるSI組立単位

組立量	SI 組立単位		
	名称	記号	他のSI単位による表し方
平面角	ラジアン ^(b)	rad	1 ^(b)
立体角	ステラジアン ^(b)	sr ^(c)	1 ^(b)
周波数	ヘルツ ^(d)	Hz	s ⁻¹
力	ニュートン	N	m kg s ⁻²
圧力, 応力	パスカル	Pa	N/m ²
エネルギー, 仕事, 熱量	ジュール	J	N m
仕事率, 工率, 放射束	ワット	W	J/s
電荷, 電気量	クーロン	C	s A
電位差 (電圧), 起電力	ボルト	V	W/A
静電容量	ファラド	F	C/V
電気抵抗	オーム	Ω	V/A
コンダクタンス	ジーメン	S	A/V
磁束	ウェーバ	Wb	Vs
磁束密度	テスラ	T	Wb/m ²
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A
セルシウス温度	セルシウス度 ^(e)	°C	K
光照射度	ルーメン	lm	cd sr ^(c)
放射線量	グレイ	Gy	J/kg
放射性核種の放射能 ^(f)	ベクレル ^(d)	Bq	s ⁻¹
吸収線量, 比エネルギー分与, カーマ	グレイ	Gy	J/kg
線量当量, 周辺線量当量, 方向性線量当量, 個人線量当量	シーベルト ^(g)	Sv	J/kg
酸素活性	カタール	kat	s ⁻¹ mol

(a) SI接頭語は固有の名称と記号を持つ組立単位と組み合わせても使用できる。しかし接頭語を付した単位はもはやコヒーレントではない。
 (b) ラジアンとステラジアンは数字の1に対する単位の特別な名称で、量についての情報をつたえるために使われる。実際には、使用する時には記号rad及びsrが用いられるが、習慣として組立単位としての記号である数字の1は明示されない。
 (c) 測光学ではステラジアンという名称と記号srを単位の表し方の中に、そのまま維持している。
 (d) ヘルツは周期現象についてのみ、ベクレルは放射性核種の統計的過程についてのみ使用される。
 (e) セルシウス度はケルビンの特別な名称で、セルシウス温度を表すために使用される。セルシウス度とケルビンの単位の大きさは同一である。したがって、温度差や温度間隔を表す数値はどちらの単位で表しても同じである。
 (f) 放射性核種の放射能 (activity referred to a radionuclide) は、しばしば誤った用語で"radioactivity"と記される。
 (g) 単位シーベルト (PV.2002.70,205) についてはCIPM勧告2 (CI-2002) を参照。

表4. 単位の中に固有の名称と記号を含むSI組立単位の例

組立量	SI 組立単位	
	名称	記号
粘力のモーメント	パスカル秒	Pa s
表面張力	ニュートンメートル	N m
角加速度	ラジアン毎秒	rad/s
角加減速	ラジアン毎秒毎秒	rad/s ²
熱流密度, 放射照度	ワット毎平方メートル	W/m ²
熱容量, エントロピー	ジュール毎ケルビン	J/K
比熱容量, 比エントロピー	ジュール毎キログラム毎ケルビン	J/(kg K)
比エネルギー	ジュール毎キログラム	J/kg
熱伝導率	ワット毎メートル毎ケルビン	W/(m K)
体積エネルギー	ジュール毎立方メートル	J/m ³
電界の強さ	ボルト毎メートル	V/m
電荷密度	クーロン毎立方メートル	C/m ³
電表面電荷	クーロン毎平方メートル	C/m ²
電束密度, 電気変位	クーロン毎平方メートル	C/m ²
誘電率	ファラド毎メートル	F/m
透磁率	ヘンリー毎メートル	H/m
モルエネルギー	ジュール毎モル	J/mol
モルエントロピー, モル熱容量	ジュール毎モル毎ケルビン	J/(mol K)
照射線量 (X線及びγ線)	クーロン毎キログラム	C/kg
吸収線量率	グレイ毎秒	Gy/s
放射線強度	ワット毎ステラジアン	W/sr
放射輝度	ワット毎平方メートル毎ステラジアン	W/(m ² sr)
酵素活性濃度	カタール毎立方メートル	kat/m ³

表5. SI 接頭語

乗数	接頭語	記号	乗数	接頭語	記号
10 ²⁴	ヨタ	Y	10 ¹	デシ	d
10 ²¹	ゼタ	Z	10 ²	センチ	c
10 ¹⁸	エクサ	E	10 ³	ミリ	m
10 ¹⁵	ペタ	P	10 ⁶	マイクロ	μ
10 ¹²	テラ	T	10 ⁹	ナノ	n
10 ⁹	ギガ	G	10 ¹²	ピコ	p
10 ⁶	メガ	M	10 ⁻¹⁵	フェムト	f
10 ³	キロ	k	10 ⁻¹⁸	アト	a
10 ²	ヘクト	h	10 ⁻²¹	ゼプト	z
10 ¹	デカ	da	10 ⁻²⁴	ヨクト	y

表6. SIに属さないが、SIと併用される単位

名称	記号	SI 単位による値
分	min	1 min=60s
時	h	1 h=60 min=3600 s
日	d	1 d=24 h=86 400 s
度	°	1°=(π/180) rad
分	'	1'=(1/60)°=(π/10800) rad
秒	"	1"=(1/60)'=(π/648000) rad
ヘクタール	ha	1 ha=1 hm ² =10 ⁴ m ²
リットル	L, l	1 L=1 dm ³ =10 ³ cm ³ =10 ⁻³ m ³
トン	t	1 t=10 ³ kg

表7. SIに属さないが、SIと併用される単位で、SI単位で表される数値が実験的に得られるもの

名称	記号	SI 単位で表される数値
電子ボルト	eV	1 eV=1.602 176 53(14)×10 ⁻¹⁹ J
ダルトン	Da	1 Da=1.660 538 86(28)×10 ⁻²⁷ kg
統一原子質量単位	u	1 u=1 Da
天文単位	ua	1 ua=1.495 978 706 91(6)×10 ¹¹ m

表8. SIに属さないが、SIと併用されるその他の単位

名称	記号	SI 単位で表される数値
バール	bar	1 bar=0.1 MPa=100 kPa=10 ⁵ Pa
水銀柱ミリメートル	mmHg	1 mmHg=133.322 Pa
オングストローム	Å	1 Å=0.1 nm=100 pm=10 ⁻¹⁰ m
海里	M	1 M=1852 m
バイン	b	1 b=100 fm ² =(10 ¹² cm) ² =10 ⁻²⁸ m ²
ノット	kn	1 kn=(1852/3600) m/s
ネーパ	Np	SI単位との数値的関係は、 対数量の定義に依存。
ベレル	B	
デジベル	dB	

表9. 固有の名称をもつCGS組立単位

名称	記号	SI 単位で表される数値
エル	erg	1 erg=10 ⁻⁷ J
ダイン	dyn	1 dyn=10 ⁻⁵ N
ポアズ	P	1 P=1 dyn s cm ⁻² =0.1 Pa s
ストークス	St	1 St=1 cm ² s ⁻¹ =10 ⁻⁴ m ² s ⁻¹
スチルブ	sb	1 sb=1 cd cm ² =10 ⁴ cd m ²
フオト	ph	1 ph=1 cd sr cm ² =10 ⁴ lx
ガリ	Gal	1 Gal=1 cm s ⁻² =10 ⁻² ms ⁻²
マクスウェル	Mx	1 Mx=1 G cm ² =10 ⁻⁸ Wb
ガウス	G	1 G=1 Mx cm ⁻² =10 ⁻⁴ T
エルステッド ^(c)	Oe	1 Oe _e =(10 ³ /4π) A m ⁻¹

(c) 3元系のCGS単位系とSIでは直接比較できないため、等号「△」は対応関係を示すものである。

表10. SIに属さないその他の単位の例

名称	記号	SI 単位で表される数値
キュリー	Ci	1 Ci=3.7×10 ¹⁰ Bq
レントゲン	R	1 R=2.58×10 ⁻⁴ C/kg
ラド	rad	1 rad=1 cGy=10 ⁻² Gy
レム	rem	1 rem=1 cSv=10 ⁻² Sv
ガンマ	γ	1 γ=1 nT=10 ⁻⁹ T
フェルミ	f	1 フェルミ=1 fm=10 ⁻¹⁵ m
メートル系カラット		1メートル系カラット=200 mg=2×10 ⁻⁴ kg
トル	Torr	1 Torr=(101 325/760) Pa
標準大気圧	atm	1 atm=101 325 Pa
カロリ	cal	1 cal=4.1858 J (「15°C」カロリ), 4.1868 J (「IT」カロリ), 4.184 J (「熱化学」カロリ)
マイクロン	μ	1 μ=1 μm=10 ⁻⁶ m

