

JAERI-M

9 8 5 8

炉心溶融事故解析コード：
BOIL1の感度解析

1982年1月

岡崎 俊二

JAERI-Mレポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の間合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしてください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Section, Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1982

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 いばらき印刷(株)

炉心溶融事故解析コード：BOIL 1の感度解析

日本原子力研究所東海研究所安全解析部

岡崎 俊 二

(1981年11月30日受理)

軽水炉の設計基準事故を越えた事故シーケンスに炉心溶融事故がある。冷却材喪失事故進行の過程で、非常用炉心冷却系の機能が喪失し、炉心冷却材が沸騰喪失し、水蒸気中に炉心が露出し、遂には燃料溶融にいたる事故などがその例である。BOIL 1 コードは、この種の炉心冷却材沸騰喪失（ボイルオフ）とそれに続くヒートアップ、炉心崩壊の過程を解析するため、米国パツテレ・コロンバス研究所で開発され、ラスムッセン研究に使われた。本報告書は、原研計算機で使用できるよう変換整備したものを使用して行なったBOIL 1 コードの感度解析結果をまとめたものである。ボイルオフ事故過程を支配する最も重要な因子は、ジルコニウム・水反応で発生する熱であることが明らかとなった。また選択する炉心溶融モデルによって、特に溶融領域の拡大進展現象が異なってくることがわかった。

Sensitivity Analysis of BOIL 1 Code

Shunji OKAZAKI

Division of Reactor Safety Evaluation
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received November 30, 1981)

The BOIL 1 code was originally developed at the Battelle Columbus Laboratory for a quantitative analysis of a "boil off" accident sequence. The code has been implemented to the FACOM M-200 computer system at JAERI with some modification of graphic display made by the author.

This report describes the results of a sensitivity study of BOIL 1. Through the study, it was found that the heat generated from the zirconium-water reaction was one of the dominant factors in the core melt process. Propagation of molten region in the core was found sensitive to the selection of the core melt models provided in the code. Some problems identified in the present study is also described.

Keywords : BOIL 1 Code, Boil off Accident, Sensitivity Analysis,
Core Melt Down, Zirconium-water Reaction, LWR

目 次

1. はじめに	1
2. BOIL 1 コードの計算モデルの概要	2
3. 標準計算と感度解析	7
3.1 標準計算とその結果の検討	14
3.2 炉心溶融モデルの違いによる影響	21
3.3 ジルコニウム-水反応が与える影響	33
3.4 原子炉停止後、ボイルオフ事故開始までの経過時間が与える影響	40
3.5 輻射熱伝達が与える影響	46
3.6 軸方向ノード分割が与える影響	52
3.7 タイムステップサイズが与える影響	54
4. BOIL 1 コードの問題点	56
5. 感度解析の結論と今後の課題	58
6. おわりに	59
参考文献	60
付録 1. BOIL 1 コードの入出力説明	61
付録 2. BOIL 1 コードのモデル説明 (翻訳)	68

CONTENTS

1.	INTRODUCTION	1
2.	GENERAL DESCRIPTION OF THE BOIL 1 CODE	2
3.	STANDARD CASE STUDY AND SENSITIVITY STUDY	7
3.1	STANDARD CASE	14
3.2	EFFECT OF MELTDOWN MODELS	21
3.3	EFFECT OF ZR-H ₂ O REACTION	33
3.4	EFFECT OF THE TIME FROM SHUTDOWN TO INITIATION OF THE BOILOFF ACCIDENT	40
3.5	EFFECT OF THE RADIATION HEAT TRANSFER	46
3.6	EFFECT OF THE NUMBER OF AXIAL NODES	52 #
3.7	EFFECT OF THE TIME STEP SIZE	54
4.	PROBLEMS IN THE BOIL 1 CODE	56
5.	FINDINGS AND FUTURE STUDY	58
6.	ACKNOWLEDGEMENT	59
	REFERENCES	60
	APPENDIX-1: INPUT AND OUTPUT GUIDE FOR BOIL 1 CODE	61
	APPENDIX-2: DESCRIPTION OF MODELS IN BOIL 1 CODE	68

1. はじめに

DBA (Design Bases Accident) を越える事故の1つに、炉心まわりの冷却材循環が停止すると、炉心の崩壊熱により炉心まわりの冷却材が沸騰喪失してゆき、炉心は露出した部分からヒートアップしはじめて、遂には炉心溶融に至る事故が考えられている。これは通常、ボイルオフ事故 (Boil off Accident) と呼ばれている。しかし現在の所、ボイルオフ事故のシーケンスに対しては、十分な知見は得られていない。これは、炉心の一部が溶融開始するまでの炉心の状況、そして炉心溶融開始後の溶融燃料の挙動に対して、実験的事実も少なく不明な点が多いためである。

BOIL1コード〔1〕はラスムッセン研究〔2〕において、ボイルオフ事故シーケンスを定量的に解析するために、米国バットレ・コロンバス研究所で開発されたものである。しかし、前述のように、ボイルオフ事故における炉心の挙動に対して十分な知見が得られていないため、BOIL1コードでは、溶融燃料の挙動に対して3種類のモデルを用意し、また物理定数に対しても入力値にする等、その使用にあたってはユーザーの判断に委ねてある所が多い。したがって今後、原子炉の安全解析においてボイルオフ事故を考えてゆくには、ボイルオフ事故における重要な因子は何か、について知見を得ることが必要である。

この報告書で解析の対象とするボイルオフ事故の起因事象は、「PWRにおける一次系大破断LOCA後のECCS全機能停止」とする。そして、BOIL1コードを用いて、まず、この初期条件に対するボイルオフ事故シーケンスの概要を明らかにする。次に、BOIL1コードにおける各種パラメータに対して感度解析をおこない、その結果、各種パラメータがボイルオフ事故シーケンスに与える影響について述べる。最後に、BOIL1コードにおけるモデル上の問題点、プログラミング上の問題点についても言及する。

2. BOIL1コードの計算モデルの概要

BOIL1コードが対象としている事故状況は、次のようなものである。LOCAが発生すると、原子炉の核分裂は停止し炉心崩壊熱を除去するためECCSが起動し、燃料取替用水タンク；RWSTから炉心に冷却水が注入される。その後、RWSTの冷却水が無くなると、格納容器サンプにたまっている水をくみ上げ炉心に再注入する、ECCSシステムの再循環モードによる炉心冷却がおこなわれる。このとき、ECCS水注入失敗、または再循環失敗という故障の発生が想定できる。このような状態になると、炉心まわりの冷却材の循環は停止し、崩壊熱により冷却材は沸騰蒸発してゆくであろう。蒸気は、破断口から制限なく格納容器に放出され、圧力容器内の水位は低下してゆく。炉心の露出した部分はヒートアップし、遂には炉心の溶融にいたるであろう。このような事故シナリオは『ボイルオフ事故』と呼ばれている。BOIL1コードは、このボイルオフ事故シーケンスを定量的に計算するために開発されたものである。

BOIL1の計算手法では、炉心はFig. 2.1に示すように半径方向、軸方向にノードに分割する。そして各ノードで生成される熱を計算し、燃料ノードと冷却材間の定常熱収支を計算する。次に、炉心内での混合相水位と蒸気生成率を計算する。この間の熱と質量の移行は、Fig. 2.2に示す通りである。そして、ノードの温度が、入力で指定する融点を越えると、炉心溶融計算をおこなう。BOIL1コードには、炉心溶融モデルはFig. 2.3に示してあるような3種類が用意されている。以下にそれらを説明する。

(1) 炉心溶融モデル A

溶融燃料は、未溶融燃料にそってゆるやかに下方に垂れる現象と模擬したもので、溶融ノードからの過剰の熱はすべて下方の燃料にのみ伝達される。

(2) 炉心溶融モデル B

溶融燃料はプールを形成し、その内部熱伝達は自然対流である。この伝達機構による熱流束は上方向、水平方向は、下方向に比べ3倍近い値を持つという現象を模擬したものである。溶融ノードの過剰の熱は、上方向にのみ伝達し、下方向には伝達しない。

そして、炉心の水平方向の平均温度が、 $(\text{炉心の融点}) + \left(\frac{\text{燃料棒の融解熱}}{\text{燃料棒の比熱}} \right)$ を越えると、

水平方向にも伝達する。

(3) 炉心溶融モデル C

燃料は溶融すると、周囲のノードに伝熱することなくすぐ炉心下の冷却水中に落下する。

溶融ノードの持っている熱は、すべて炉心下の水に伝達される。

BOIL1コードのフローチャートはFig. 2.4に示してある。BOIL1コードの入出力説明や、モデルの詳細な説明は、付録1：BOIL1コードの入出力説明、付録2：BOIL1コードのモデル説明を参照されたい。

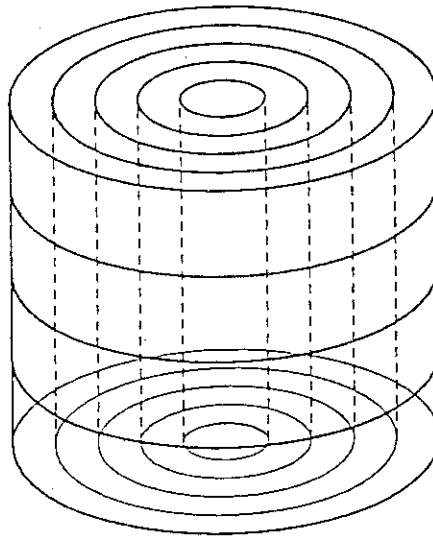
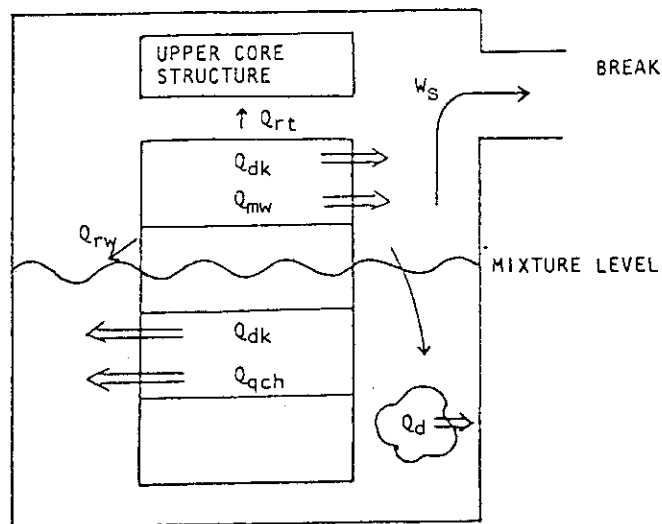


Fig. 2.1 Core Nodalization in the BOIL 1 Calculation



Q_{dk} = decay heat

Q_{mw} = heat generated from ZR-H₂O reaction

Q_{rt} = radiation heat transfer from the uncovered part of the core to the upper core structure

Q_{rw} = radiation heat transfer from the uncovered part of the core to the water

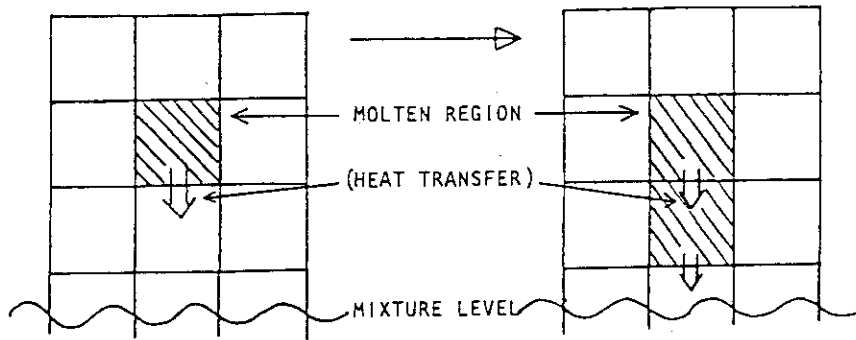
Q_{qch} = heat added to node from slumping during meltdown

Q_d = heat transfer from molten fuel node fallen to the bottom of the pressure vessel for meltdown model C

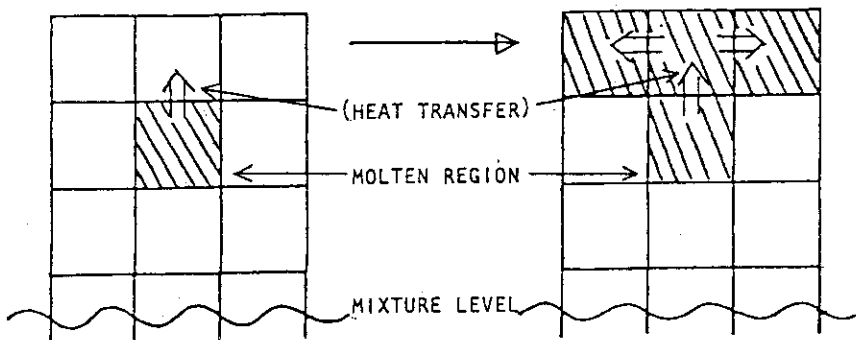
W_s = steam flow

Fig. 2.2 Mass and Heat Transfer Model in a Pressure Vessel

MELTDOWN MODEL A



MELTDOWN MODEL B



MELTDOWN MODEL C

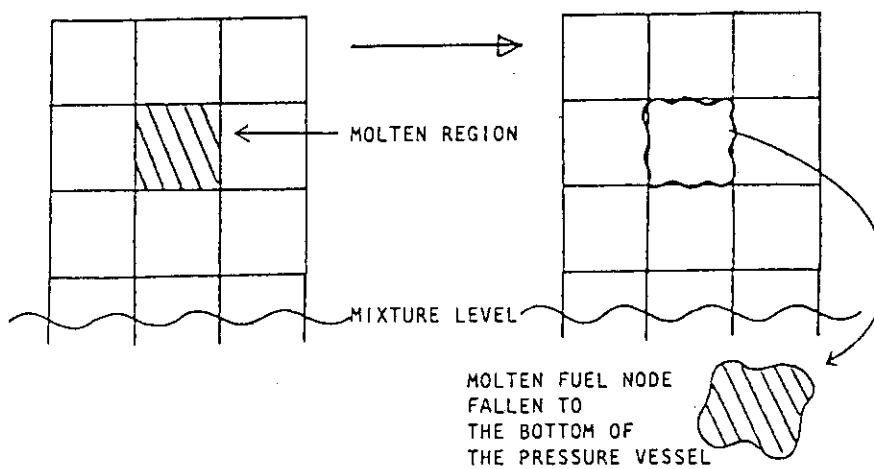


Fig. 2.3 Three Type Meltdown Models

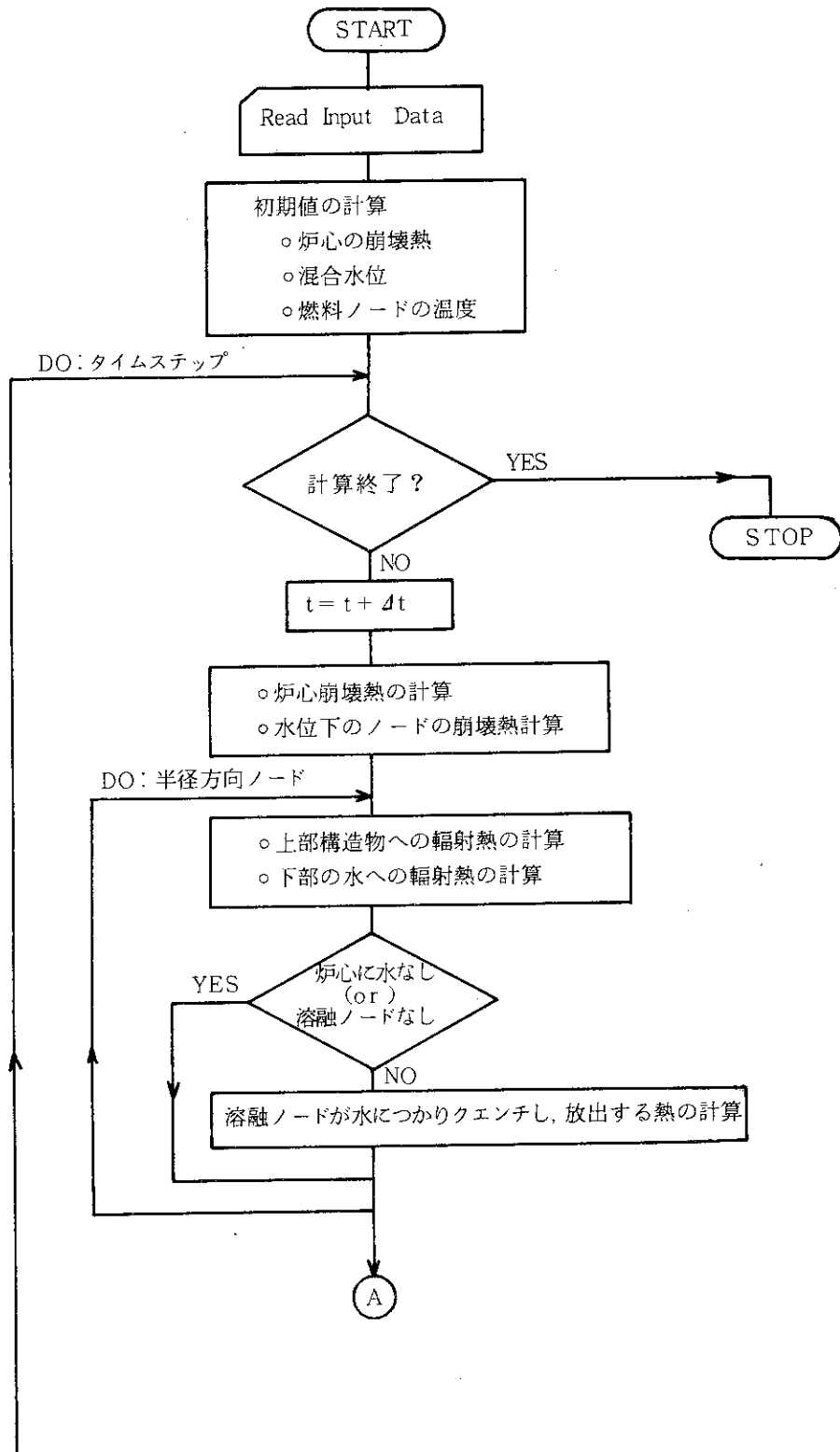


Fig. 2.4 FLOW CHART OF BOIL1 CODE (Sheet 1 of 2)

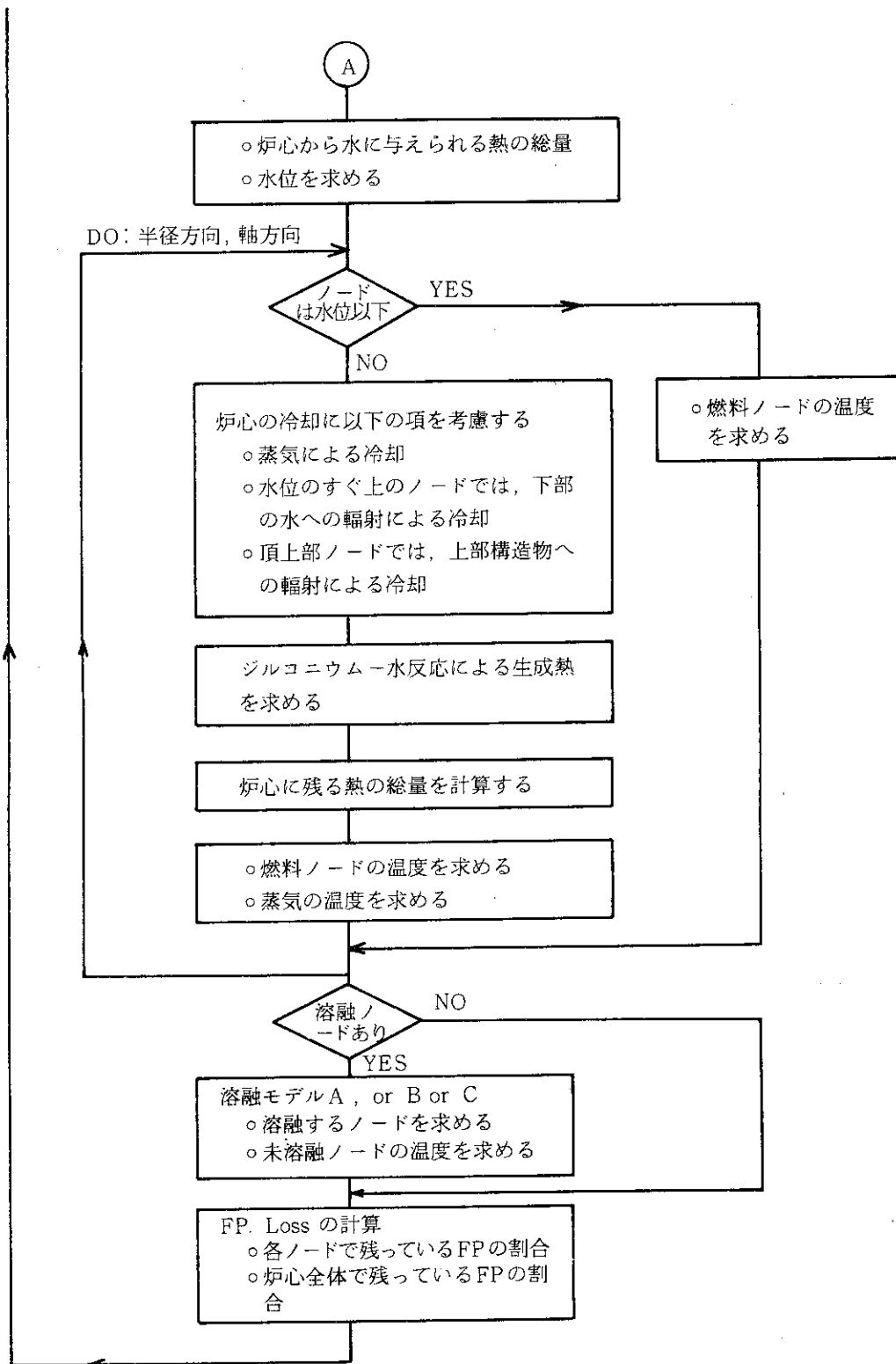


Fig. 2.4 FLOW CHART OF BOIL 1 CODE (Sheet 2 of 2)

3. 標準計算と感度解析

BOIL1の標準入力値には、Surry-2炉（PWR，3ループ，熱出力2,440MW： 8.331×10^9 Btu/hr）のデータが用意されている。この原子炉は、ラスムッセン研究〔2〕で解析対象になっており、BOIL1コードによる計算結果は、そのAPPENDIX VⅢに示されている。このBOIL1の標準入力値が想定しているボイルオフ事故の初期条件は、「PWRにおける一次系大破断LOCA後のECCS全機能停止」である。ここでは、まず標準入力値を用いて、このボイルオフ事故シーケンスの概要を明らかにする。次に、各種パラメータの感度解析をおこない、各種パラメータがボイルオフ事故シーケンスに与える影響について考察する。

今回の解析の内容は次の通りである。

- (1) 標準計算とその結果の検討，
- (2) 炉心溶融モデルの違いによる影響，
- (3) ジルコニウム-水反応が与える影響，
- (4) 原子炉停止後，ボイルオフ事故開始までの経過時間が与える影響，
- (5) 輻射熱伝達が与える影響，
- (6) ノード分割が与える影響，及び
- (7) タイムステップサイズが与える影響

Boil1の標準入力値を、Table 3.1に示す。そして、各感度解析における標準入力値からの変更項目は、Table 3.2とTable 3.3に示してある。

Table 3.1 INPUT DATA FOR BOIL 1, STANDARD CASE

NDTM	=	150		Number of time steps in problem
R1	=	2		Zone number of innermost radial region
R2	=	6		Zone number of outermost radial region
NT	=	35325		Total number of lattice positions in Core
NR	=	32028		Total number of fueled rods in core
NDZ	=	24		Number of axial nodes
MELMOD	=	1		Meltdown model A
IMWA	=	1		No metal-water reaction after a node melts
ISTM	=	0		No steam bypass of plugged channels
F12	=	0.445		Radiation interchange factor between top of the core and heat sink above the core
WFEO	=	457.0	Btu/F	Total heat capacity of iron above the core
WFEL	=	8920.0	Btu/F	Total heat capacity of radiation heat sink if first iron mass (WFEO) melts
TFEEO	=	500.0	F	Initial temperature of iron heat sink above core
DTM	=	1.0	min.	Time step size
TZERO	=	3600.0	sec.	Time from shutdown to initiation of the boiloff accident
QZERO	=	8.331×10^9	Btu/hr	Initial core power
HO	=	12.0	ft.	Unswollen initial liquid level above bottom of core
TFUS	=	6.343×10^3	F	Melting temperature of fuel plus the temperature equivalent of the heat of fusion
ACOR	=	46.3	ft ²	Flow area in the core
ATOT	=	71.6	ft ²	Total flow area in the pressure vessel
H	=	12.0	ft	Active fuel height
WATBH	=	5.2×10^4	lb	Weight of water in the bottom head below the core
D	=	3.517×10^{-2}	ft	Fuel rod diameter
DF	=	3.054×10^{-2}	ft	Fuel pellet diameter
DC	=	9.975	ft	Diameter of the core
RHOCU	=	54.2	Btu/ft ³ ·F	Volumetric heat capacity of the core
CLAD	=	2.02×10^{-3}	ft	Thickness of Zircalloy cladding
HW	=	3.5×10^2	Btu/hr·ft ² ·F	Boiling heat transfer coefficient for water covered fuel rod nodes
CP	=	0.5	Btu/lb	Specific heat of steam
HFG	=	9.116×10^2	Btu/lb	Heat of vaporization
RHOL	=	57.37	lb/ft ³	Density of water
RHOS	=	0.1503	lb/ft ³	Density of steam
CK	=	8.77	ft/min	Mass transfer coefficient of steam through hydrogen
U	=	4.5	ft/sec	Steam separation velocity used in level swell model
XOO	=	3.28×10^{-6}	ft	Initial zirconium oxide thickness
TGOO	=	300.0	F	Initial water and steam temperature
DH	=	4.928×10^{-2}	ft	Core hydraulic diameter
TMELT	=	5150.0	F	Core melting temperature
DTM2	=	1.0	min.	Time step to be used after core melting starts

F(i) (i=1, NDZ) Axial power peaking factors
 = 0.47 0.49 0.53 0.64 0.77 0.95 1.21 1.27 1.35 1.44
 1.47 1.50 1.50 1.47 1.44 1.35 1.27 1.21 0.95 0.77
 0.64 0.53 0.49 0.47

PF(i) (i=1, R2) Radial power peaking factors
 = 1.000 1.485 1.262 1.090 0.950 0.473

VF(i) (i=1, R2)
 = 1.0 0.1 0.2 0.3 0.2 0.2

Table 3.2 INPUT DATA FOR SENSITIVITY STUDY

(3-2) 炉心溶融モデルの違いによる影響

図番	入力値	備考
Fig. 3.2.1	MELMOD = 2	。 炉心溶融モデル B
Fig. 3.2.2	"	。 "
Fig. 3.2.3	MELMOD = 3	。 炉心溶融モデル C
Fig. 3.2.4	"	。 "

(3-3) ジルコニウム-水反応が与える影響

図番	入力値	備考
Fig. 3.3.1	IMWA = 0	。 ジルコニウム-水反応は起こらないとする。
Fig. 3.3.3	IMWA = 2	。 ノードが溶融すると、その流路は閉塞し、溶融ノードより上方ではジルコニウム-水反応は起こらない。
Fig. 3.3.6 (3')	IMWA = 2 , ISTM = 1	。 ノードが溶融すると、その流路は閉塞し、溶融ノードより上方ではジルコニウム-水反応は起こらないとした時に、閉塞流路での余剰の蒸気は隣接流路に流入する。

(3-4) 原子炉停止後、ボイルオフ事故開始までの経過時間が与える影響

図番	入力値	備考
Fig. 3.4.1	TZERO = 360. TZERO = 1800. TZERO = 3600. TZERO = 18000. TZERO = 36000. TZERO = 180000. TZERO = 360000. TZERO = 360000. TZERO = 360000.	原子炉停止後 0.1 時間後にボイルオフ事故開始 " 0.5 " " 1.0 " " 5.0 " " 10.0 " " 50.0 " " 100.0 " " 100.0 "
Fig. 3.4.2	TZERO = 360.	"
Fig. 3.4.4	TZERO = 360.	"

(3-5) 輻射熱伝達が与える影響

図番	入力値	備考
Fig. 3.5.1 (2)	F 12 = 0.0	。 炉心溶融モデル A のとき、炉心から上部構造物への輻射熱伝達なし。
Fig. 3.5.2 (1)	MELMOD = 2	。 炉心溶融モデル B
Fig. 3.5.2 (2)	MELMOD = 2 , F 12 = 0.0	。 炉心溶融モデル B のとき、炉心から上部構造物への輻射熱伝達なし。
Fig. 3.5.3 (1)	MELMOD = 3	。 炉心溶融モデル C
Fig. 3.5.3 (2)	MELMOD = 3 , F 12 = 0.0	。 炉心溶融モデル C のとき、炉心から上部構造物への輻射熱伝達なし。

(3-6) 軸方向ノード分割が与える影響

図 番	入 力 値	備 考
Fig. 3.6.1	NDZ = 48	炉心軸方向 48 分割
(1)	NDZ = 24	24
(2)	NDZ = 12	12
(3)	NDZ = 6	6
(4)	NDZ = 3	3
(5)		

(各軸方向ノード分割数における, 軸方向発熱分布は Table 3-3 に示す。)

(3-7) タイムステップサイズが与える影響

図 番	入 力 値	備 考
Fig. 3.7.1	DTM 2 = 0.5	。 炉心溶融開始後のタイムステップサイズ 0.5分
(2)	DTM 2 = 2.0	。 "
(3)	DTM 2 = 0.5	。 炉心溶融開始前, 開始後のタイムステップサイズは共に 0.5分
Fig. 3.7.2	DTM = 0.5 , DTM 2 = 0.5	。 炉心溶融開始前, 開始後のタイムステップサイズは共に 2.0分
(2)	DTM = 2.0 , DTM 2 = 2.0	
(3)		

Table 3.3 NORMALIZED AXIAL POWER DISTRIBUTION

ノード数 ノード番号	48	24	12	6	3
1	0.47	0.47	0.48	0.533	0.78
2	0.47	0.49	0.585	1.05	1.44
3	0.49	0.53	0.86	1.44	0.78
4	0.49	0.64	1.24	1.44	
5	0.53	0.77	1.395	1.05	
6	0.53	0.95	1.485	0.533	
7	0.64	1.21	1.485		
8	0.64	1.27	1.395		
9	0.77	1.35	1.24		
10	0.77	1.44	0.86		
11	0.95	1.47	0.585		
12	0.95	1.50	0.48		
13	1.21	1.50			
14	1.21	1.47			
15	1.27	1.44			
16	1.27	1.35			
17	1.35	1.27			
18	1.35	1.21			
19	1.44	0.95			
20	1.44	0.77			
21	1.47	0.64			
22	1.47	0.53			
23	1.50	0.49			
24	1.50	0.47			
25	1.50				
26	1.50				
27	1.47				
28	1.47				
29	1.44				
30	1.44				
31	1.35				
32	1.35				
33	1.27				
34	1.27				
35	1.21				
36	1.21				
37	0.95				
38	0.95				
39	0.77				
40	0.77				
41	0.64				
42	0.64				
43	0.53				
44	0.53				
45	0.49				
46	0.49				
47	0.47				
48	0.47				

3.1 標準計算とその結果の検討

BOIL1の標準入力値は、Table 3.1に示す通りである。この入力値は、次のような事故条件の想定のもとに与えられたものである。PWRにおいて、一次系大破断LOCAが発生すると、原子炉は停止し、ECCSが起動する。その後、ECCSに故障が発生しECCSの機能が完全に停止すると、炉心の冷却材の循環が停止する。そして圧力容器内のコラップス水位が、炉心上端になった時（この時刻を、原子炉停止1時間後とする）を初期状態とする。

以後、炉心の崩壊熱により炉心まわりの水は沸騰し、生成された蒸気は破断口から無制限に格納容器に放出されるとする。蒸気放出につれ炉心水位は低下し、炉心は蒸気中に露出してゆく。炉心の露出した部分からヒートアップが始まり、遂には融点に達し、溶融しはじめるであろう。炉心の一部で溶融が始まると、溶融領域での過剰の熱（溶融状態を維持するのに必要以上の熱）は、溶融領域の下部にのみ伝達する（炉心溶融モデルA）としている。そして、炉心の溶融が始まっても、溶融燃料により蒸气流路が閉塞されることはないとしている。また、炉心のノード分割は、半径方向に5ノード、軸方向に24ノードとしている（以下の記述では、軸方向ノードにおいて、炉心下端のノードから第1ノード、第2ノード、……第24ノード（炉心上端）と記す）。そして、タイムステップサイズは、ボイルオフ事故開始時から炉心溶融開始まで、そして炉心溶融開始後も共に1分を採用している。

Fig. 3.1.1に、炉心半径方向中央領域における第2、第12、第24ノードの温度推移を示す。ボイルオフ事故開始後の最初の約9分間は、どのノードも水の飽和温度（300°F）を維持している。これは初期条件でコラップス水位は12フィート（炉心上端）あるため、混合相水位では12フィート以上あり（Fig.3.1.3の混合相水位変化を参照）、この約9分間は炉心は完全に混合相水位下にあるためである。以後、炉心は上端から露出してゆき、第24ノードからヒートアップが始まる。第12ノードでは、第24ノードに比べ崩壊熱が大きい（約3.2倍）ため、そのヒートアップは早い。その後、第12ノードは2000°Fあたりから急速にヒートアップしてゆく。これはジルコニウム-水反応による発熱のためである。この発熱反応は1800°F近辺から始まり、そして2500°Fごろから急激に進み、燃料ノードには急激に多量の熱が与えられる。このため、第12ノードは2500°Fごろから急速なヒートアップが見られ、融点に達する。なお、本解析を通じて、炉心融点は一定で5150°F（2843°C）とした。

一方、燃料上端部にあたる第24ノードでは、2500°F以上になっても、第12ノードで見られるような、ジルコニウム-水反応による特徴的な急激なヒートアップは見られない。これは、ジルコニウム-水反応に必要な蒸気の供給量が不足しているためである。Fig. 3.1.2の蒸気生成率の時間推移を見ると、1チャンネル当りから生成される蒸気量は時間と共に減少している。混合相水位の低下につれ、水に伝達される炉心の崩壊熱が減少してゆくため、生成される蒸気量が減少していくのである。このため、生成した蒸気は第24ノードに達するまでに、途中のノードにおけるジルコニウム-水反応で消費されてしまい、第24ノードでの蒸気量は不足し、このノードでのジルコニウム-水反応は制限されているのである。

Fig. 3.1.3に、混合相水位の時間変化と、炉心半径方向中央領域における溶融領域の分布の時間変化を示す。炉心下端を0 ftとしており、炉心上端は12 ftである。ボイルオフ事故開始後35

分で、第11ノードが最初に溶融する。標準計算では炉心溶融モデルAを採用しており、この炉心溶融モデルは、溶融ノードにおける余剰の熱はすべて下方のノードに伝達すると仮定している。このため、第11ノードが溶融すると第11ノード直下のノードは温度上昇し、ジルコニウム-水反応が開始し、急激にヒートアップする。そして、溶融領域は下方に大きく進行していく。一方第11ノードより上のノードでは、蒸気は下方でのジルコニウム-水反応で消費されているため、その供給量は不足している。したがって、第11ノードより上のノードでは、炉心の崩壊熱が主な熱源であるため、ノードの溶融開始は遅れる。第12ノードが急速にヒートアップし、35分に融点に達しても (Fig. 3.1.1), 融解熱が得られず、溶融するのは49分と遅れるのはこの理由による。第15ノードが溶融するのは、ボイルオフ事故開始後45分である。

51分には、溶融領域が混合相水位に達するため (Fig. 3.1.3), 溶融領域下端は水でクエンチされ蒸気生成量は増加する (Fig. 3.1.2)。(注)ここで、Fig. 3.1.3の51分以降では、水位下の炉心ノードも溶融しているように示されているが、これはBOIL1では水位のあるノードは蒸気中に露出しているとして取扱うためである。)そして、BOIL1では溶融ノードではジルコニウム-水反応はおこらないと仮定しているため、それ以後では炉心上部の未溶融ノードに対して蒸気は十分供給されることになる。したがって、炉心上部の未溶融ノードでジルコニウム-水反応が始まり、溶融領域は上方に進行してゆく。

蒸気生成率が増加するにつれ、水位の低下も早くなり、54分には、混合相水位は一時的に溶融領域下になる。そして、蒸気生成率も低下するが、55分には再び溶融領域は混合相水位下になり (Fig. 3.1.3), 蒸気生成率は急増する。そして炉心上部でもジルコニウム-水反応は十分おこなわれるため、溶融領域は炉心上部に急速に進行してゆく。Fig. 3.1.1を見ると、第24ノードは57分から急激にヒートアップしている。これは、今まで述べてきたように、溶融領域下端が水にクエンチされ蒸気生成量が急増し、第24ノードでもジルコニウム-水反応が十分おこなわれるためである。

第2ノードは58分から急速にヒートアップし、融点に達する (Fig. 3.1.1)。これは、上部の溶融領域の過剰熱が伝達されるためである。該当ノードのクエンチにより蒸気生成率は急増しており (Fig. 3.1.2), 水位は急速に低下してゆく。59分には、第2ノードは一部露出し、溶融する。

60分には水位は炉心下端 (0ft) にまで低下し、蒸気生成率は、ほぼゼロとなる。

Fig. 3.1.1を見ると、65分以後各ノードの温度は融点以上に上昇している。これは、65分で炉心半径方向中央領域は、炉心下端から炉心上端まで完全に溶融しており、溶融領域での過剰の熱を伝えるヒートシンクが無いためである。すなわち、炉心溶融モデルAでは半径方向への熱伝達は考慮しておらず、また、この時点で残っている熱除去のメカニズムとしては、上部構造物への輻射、炉心下の水への輻射、そして蒸気による冷却 (この時点では、蒸気生成率はほぼゼロである。)があるが、どのメカニズムでも溶融領域での過剰熱を除去するには不十分であるということである。

Fig. 3.1.4に、炉心全体における被覆管 (ジルコニウム) の酸化量の割合と、炉心の溶融した割合の時間推移を示す。ここで特徴的なことは、炉心中央領域の溶融領域が混合相水位に達する58分ごろから、被覆管の酸化および炉心の溶融が急激に進行していることである。また、炉心全

体における被覆管の酸化量の割合と炉心の溶融した割合の時間推移の2つのグラフは、非常によく似た傾向を示している。これは、ジルコニウム-水反応が炉心のヒートアップに支配的な影響を与えていることを示している。

BOIL1では、炉心の温度が高くなると（1500°F以上）、炉心から揮発性F.P.（核分裂生成物）が失われ、炉心の崩壊熱はANS Standardの式（付録2：BOIL1コードのモデル説明参照）で得られる値より低くなることを考慮している。このF.P.喪失の割合は炉心ノードの温度に依存し、高温になるほどF.P.の喪失割合は大きくなる。ただし、炉心から放出したF.P.のすべてが、炉心の外へそして圧力容器の外へ放出されることはなく、一部は炉心のどこかに再付着すると考えられる。そこでBOIL1では、炉出から失われうるF.P.は、最大30%までであると仮定している。

Fig. 3.1.5に、炉心に残っているF.P.の割合（TFPL）と、炉心の崩壊熱の時間推移を示す。ここでは炉心の崩壊熱は、F.P.の喪失を全く考えない場合（QDK：ANS Standardの式より得られる値）と、F.P.の喪失を考慮した値（FQDK = QDK * TFPL）について示してある。ただし、BOIL1では炉心の崩壊熱としてFQDKを用いて、炉心のヒートアップ計算を行なっている。Fig. 3.1.5によると、この標準計算ケースでは、F.P.の喪失した割合は30%を越えることはないが、F.P.の喪失は炉心の崩壊熱レベルに大きな影響を与えていることがわかる。

Fig. 3.1.6には、炉心垂直断面図を描き、炉心溶融領域の進行状況を示す。ここでは、ボイルオフ事故開始後35分から、5分間隔で炉心の約90%が溶融する65分までについて炉心溶融領域の分布を示している。この標準計算ケース（炉心溶融モデルA）では、溶融は炉心中央から始まり、溶融領域はまず下方向に大きく進行してゆく。その後（50分以後）、溶融領域は急速に上方向にも進行してゆくことが示されている。

Fig. 3.1.7には、炉心半径方向中央領域（半径方向ノード番号1に対応）における軸方向の発熱分布を示す。ここでは、(1)ボイルオフ事故開始時（原子炉停止1時間後）の炉心崩壊熱による発熱分布と、(2)ボイルオフ事故開始後35分における発熱分布を示す。この図によると、ボイルオフ事故開始後35分には、F.P.の喪失による崩壊熱の減少と、ジルコニウム-水反応による発熱が重なるために、ボイルオフ事故開始時に比べ軸方向発熱分布は大きく変っていることが示されている。すなわち、水蒸気中に露出してヒートアップが早く始まる炉心上部の方が、燃料からのF.P.の喪失割合は大きく、従って崩壊熱の減少は大きい。また、ジルコニウム-水反応は、第11ノード（炉心高さ5.0ft～5.5ft）付近のみで局所的におこり、その反応熱は第11ノードにおける支配的な熱源となっている。

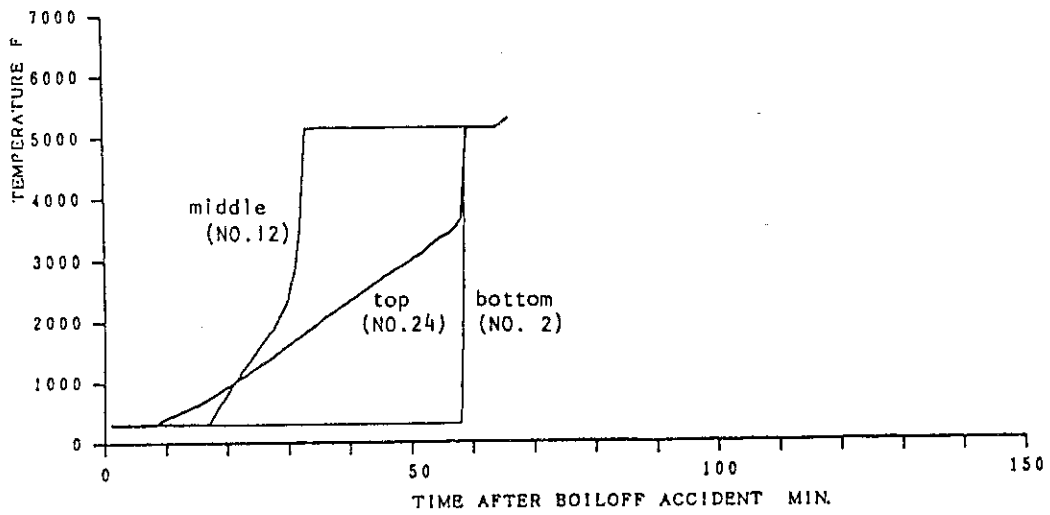


Fig. 3.1.1 Fuel Rod Temperature in the Central Core Zone (Standard Case, Meltdown Model A)

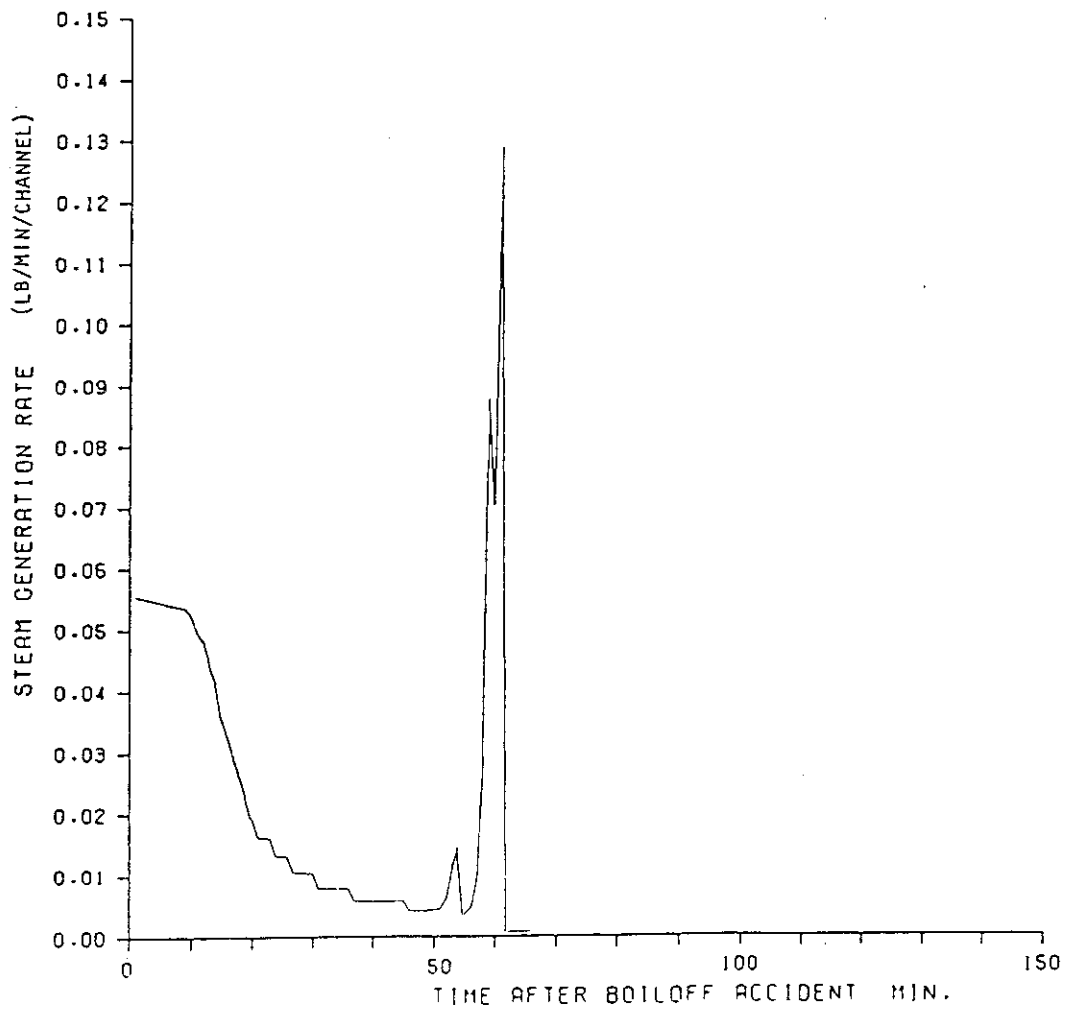


Fig. 3.1.2 Steam Generation Rate (Standard Case, Meltdown Model A)

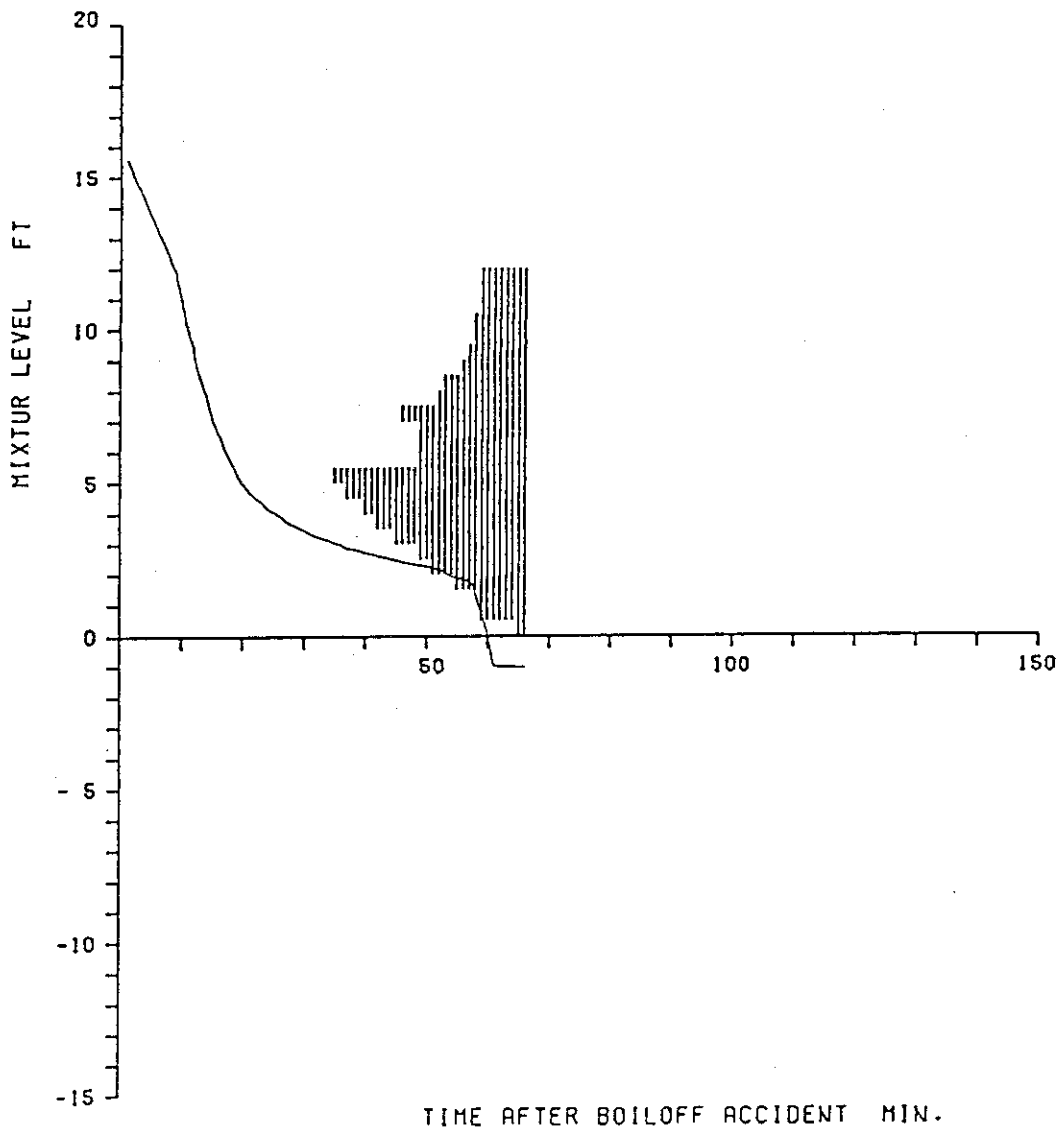


Fig. 3.1.3 Mixture Level and Molten Fuel Region in the Central Core Zone (Standard Case, Meltdown Model A)

(0.0 FT = Bottom of the Core,
 12.0 FT = Top of the Core

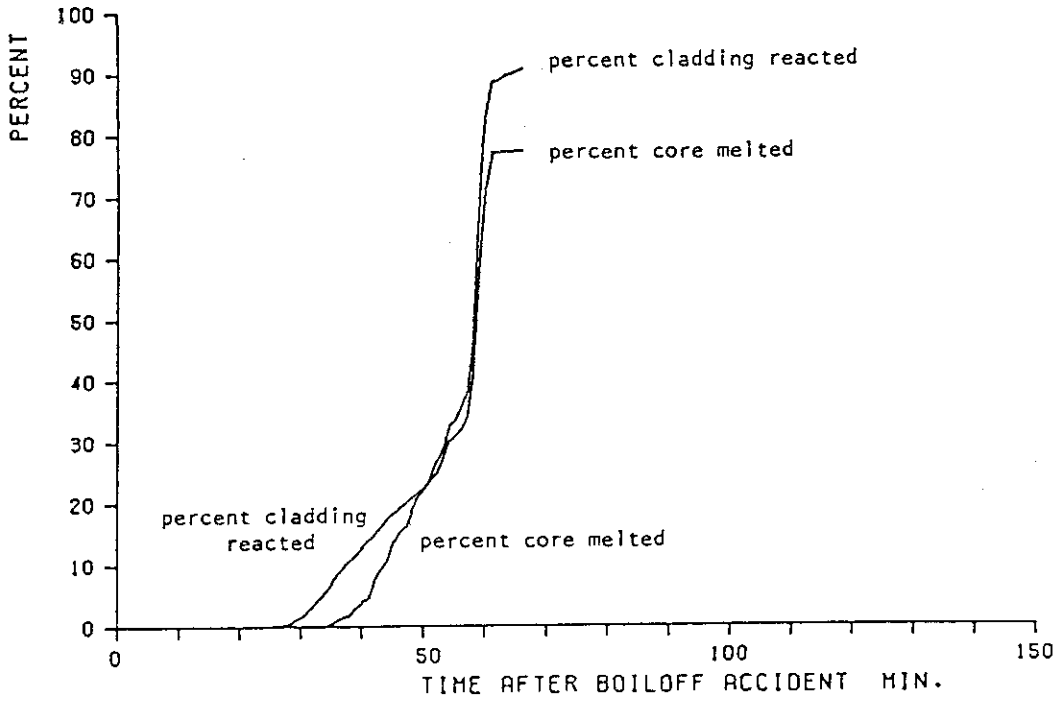


Fig. 3.1.4 Percent of Cladding Reacted and Core Melted in a PWR Core (Standard Case, Meltdown Model A)

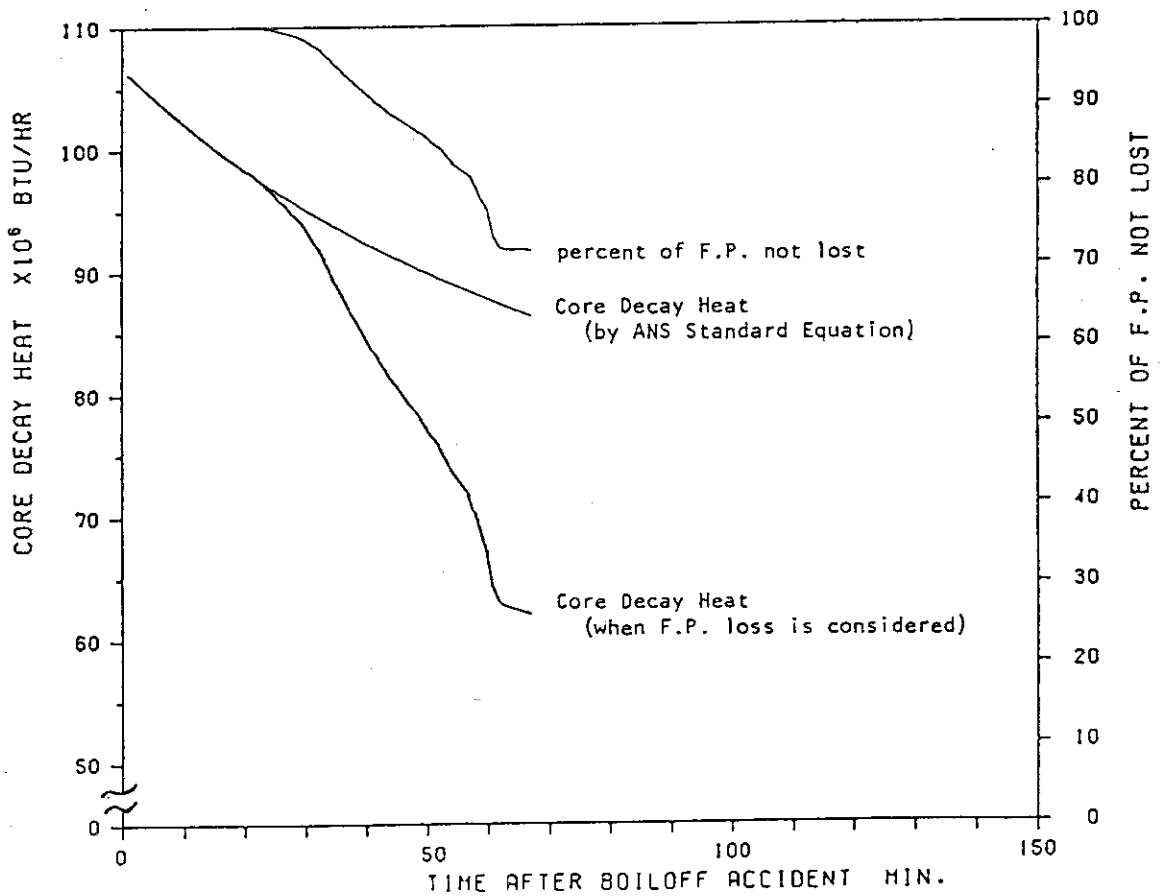


Fig. 3.1.5 Decay Heat Power History (Standard Case, Meltdown Model A)

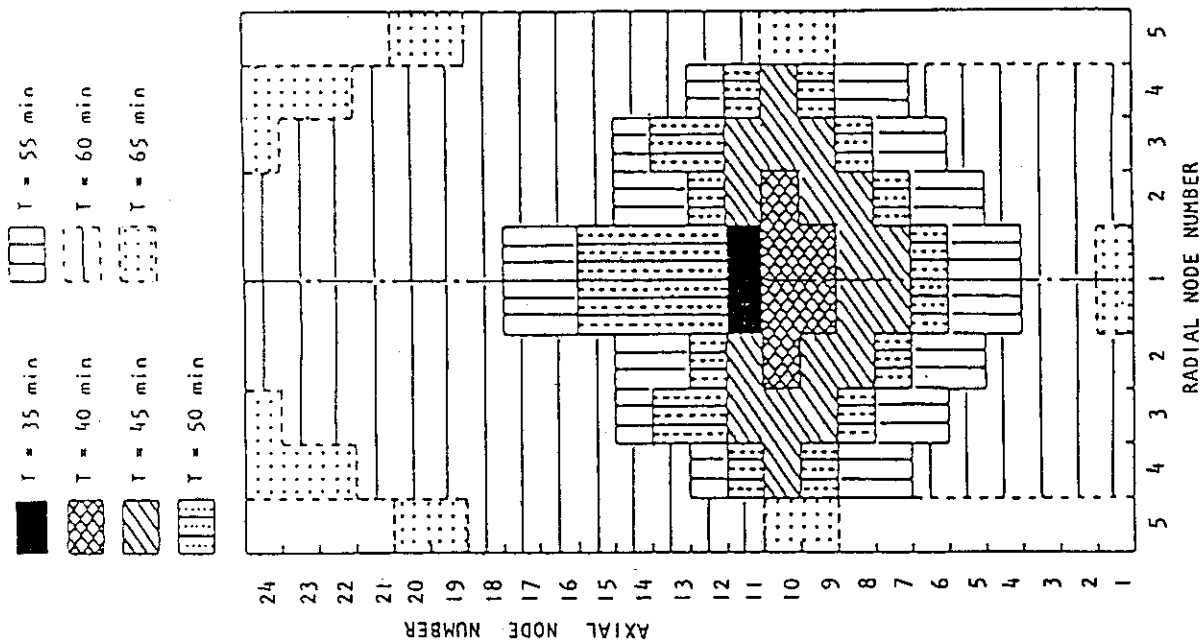


Fig. 3.1.6 Progress of Molten Fuel Region in the Core (Meltdown Model A)

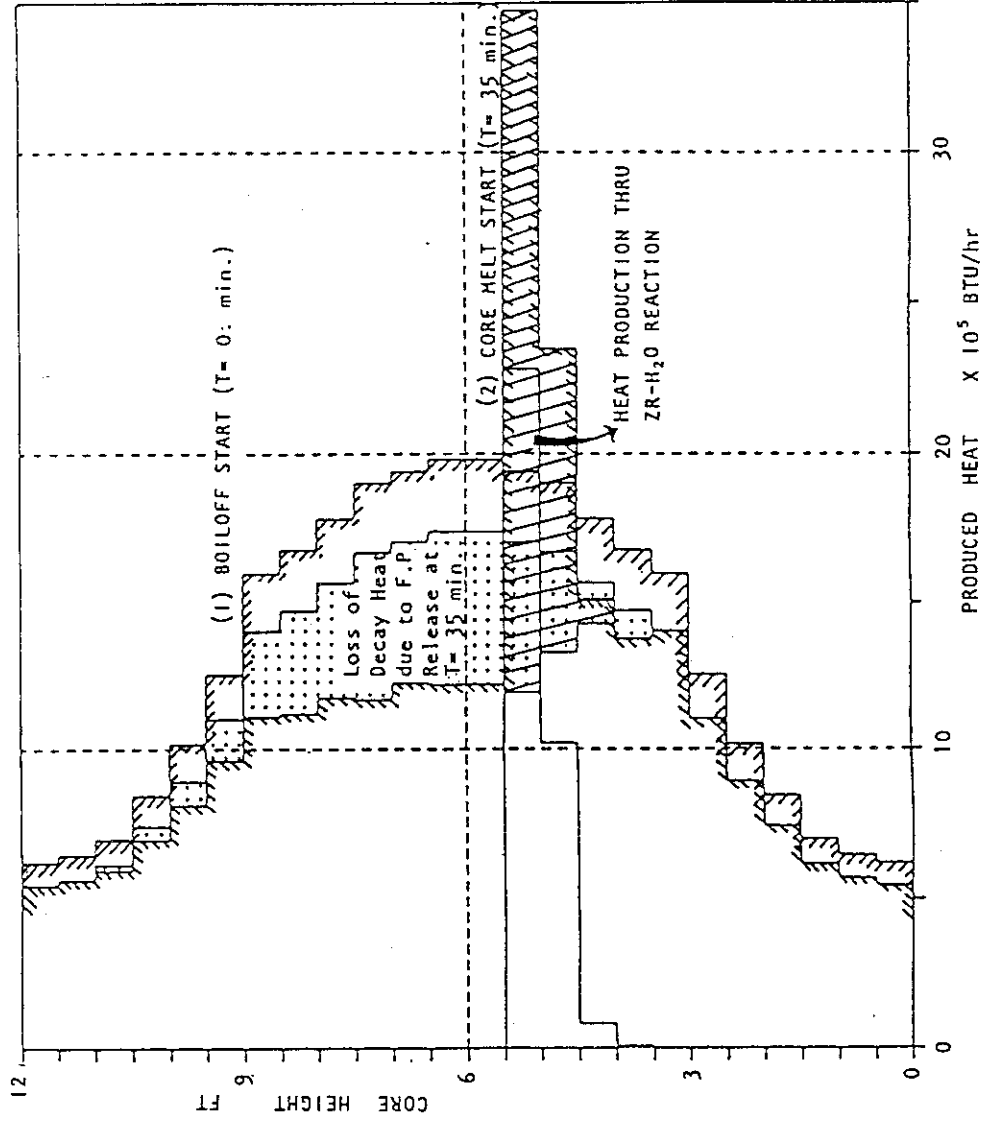


Fig. 3.1.7 Axial Power Distribution in the Central Core Zone

3.2 炉心溶融モデルの違いによる影響

蒸気中に露出した炉心はヒートアップしてゆき、遂には溶融に至るであろう。そして溶融した燃料の挙動は、その後の炉心のヒートアップ過程に大きな影響を与えるであろう。しかし、現在の所、溶融燃料の物性値には、粘性、表面張力等、まだ十分な知見が得られていないものが多い。このため、溶融燃料の挙動に対して、現象論的なモデルを作ることは困難である。そこでBOIL1コードでは、溶融燃料の挙動に対して、第2章で述べているような、3つの典型的なモデルを展開している。

標準計算では、炉心溶融モデルAを採用しており、このモデルの特徴、その影響等については3.1で述べてある。ここでは、炉心溶融モデルBとCの各々に対して、これらのモデルがボイロフ事故シーケンスに与える影響を調べ、標準計算の結果と比較し、炉心溶融モデルB、Cの特徴を明らかにする。

この感度解析では、炉心溶融モデル以外の入力値は、標準計算ケースの入力値と同じである。したがって、炉心のヒートアップ過程は、炉心の一部が溶融するまでは標準計算ケースと同じであり、炉心溶融開始後、炉心溶融モデルによる違いが見られる。

Fig. 3.2.1に、炉心溶融モデルBのケースにおける、炉心半径方向中央領域の第2、第12、第24ノードの温度推移を示す。Fig. 3.2.2に、混合相水位の変化と、炉心半径方向中央領域における溶融ノード分布の推移を示す。第24ノードは9分後にヒートアップを開始し（ノード露出）51分ごろから急激なヒートアップが始まる。この急激なヒートアップが開始する時刻は、標準計算ケース（炉心溶融モデルA）に比べ8分程度早い。Fig. 3.2.2の溶融ノード分布の推移を見ると、第11ノード溶融後、溶融領域は上方に急速に進行している。一方、下方への溶融領域の進行はゆるやかであり、標準計算ケース（Fig. 3.1.3）とは好対照である。溶融領域は、混合相水位にまで下降してくることはなく、蒸気生成率の時間変化（Fig. 3.2.5）を見ても、蒸気生成量は、時間と共に減少を続けている。すなわち、第24ノードの急激なヒートアップは、標準計算ケースでは、溶融領域が水によりクエンチされ、蒸気生成率が急増したことによる、ジルコニウム-水反応の発熱が原因であったが、モデルBの場合は、下方の溶融領域から過剰の熱が伝達されるためである。

ボイロフ事故開始後、105分には混合相水位は、第2ノードの上端にまで低下してくる（Fig. 3.2.2）。以後、混合相水位はゆるやかに低下を続け、第2ノードはしだいに露出し、ゆるやかにヒートアップしてゆく。第2ノードには、上方の溶融領域からの伝熱はなく（これは、溶融モデルBの仮定である）、またこの温度領域（300°F～1100°F程度）では、ジルコニウム-水反応はほとんどおこらないため、このヒートアップは炉心（第2ノード）の崩壊熱によるものである。

Fig. 3.2.3に、炉心溶融モデルCのケースにおける、炉心半径方向中央領域の第2、第12、第24ノードの温度推移を示す。Fig. 3.2.4に、混合相水位の変化と、炉心半径方向中央領域における溶融ノード分布の推移を示す。

第12ノードは、ボイロフ事故開始後35分に融点に達すると、次のタイムステップでは完全に溶融し、ただちに压力容器底部に落下する。落下した溶融ノードは水にクエンチされ、蒸気生

成率は急激に増加する (Fig. 3.2.5)。そして混合相水位は急激に低下しはじめる (Fig. 3.2.4)。この蒸気生成率の急増により、第24ノードにも蒸気が十分供給されるようになり、ジルコニウム-水反応が急速に進行はじめる。第24ノードは36分すぎから急激なヒートアップを始める。Fig. 3.2.3では、第24ノードは4000°Fで溶融し、落下するように示されている。これは、この1タイムステップ (1分) の間に融点 (5150°F) に達し、完全に溶融し、落下してクエンチされているのだが、その間の数字は計算結果としては示されていないためである。1タイムステップを0.5分として、このノードが融点に達した後にクエンチされていることを確認した。

ボイloff事故開始後37分には、混合相水位は炉心下端より下にまで降下し、第2ノードも蒸気中に露出し、ヒートアップしはじめる (Fig. 3.2.3)。

ボイloff事故開始後40分には、圧力容器内の水は全くなり (Fig. 3.2.4: 混合相水位-12.66 ft)、ジルコニウム-水反応は停止する。以後は、炉心は崩壊熱によるゆるやかなヒートアップとなる。

Fig. 3.2.3において、溶融し落下したノードの温度は、0°Fにまで低下したように示されているが、この温度は溶融落下ノードの温度を示しているものではない。圧力容器の底に落下した破損燃料などの混合物 (燃料デブリ; Fuel Debris) の温度は、水が残っている限り、水の飽和温度 (300°F) である。

Fig. 3.2.6, Fig. 3.2.7に、各炉心溶融モデルにおける炉心全体での、溶融領域の割合と、被覆管の酸化量の割合を示す。各モデルに対して、この2つのグラフは同様な傾向を示している。これは、ジルコニウム-水反応が、炉心の溶融過程を支配していることを示している。

炉心溶融の進行が最も早いのは、炉心溶融モデルCである。溶融ノードは落下し、多量の蒸気が生成されてジルコニウム-水反応は十分に進むためである。炉心の約45%が溶融した時点で、溶融の進行は急激に遅くなる。これは、この時点で圧力容器内の水が全く無くなったためであり、以後は炉心の崩壊熱でのみ炉心溶融は進んでゆく。

炉心溶融モデルA, Bにおいては、炉心の40%程度が溶融するまでは、この2つのグラフ (Fig. 3.2.6, Fig. 3.2.7) は似た傾向を示す。これは、蒸気生成量が変わらない限り、炉心溶融モデルによる差は、顕著ではないことを示している。これ以後は、炉心溶融モデルAでは急激に90%近くまで溶融する。これは3.1で述べたように、溶融ノードが混合相水位にまで降下し蒸気生成量が急増し、ジルコニウム-水反応が急速に進むためである。一方、炉心溶融モデルBでは、溶融の進行はゆるやかになる。これは、溶融プールは混合相水位より上に留まっており、蒸気発生量は混合相水位の低下と共に下がり、ジルコニウム-水反応は供給蒸気量で大きく制限されるためである。

Fig. 3.2.8~Fig. 3.2.10には、炉心垂直断面図を描き、炉心溶融モデルA, B, Cの3ケースに対してボイloff事故開始後の各時刻における炉心溶融領域の分布と混合相水位を示す。これら炉心垂直断面図の斜線部は、完全に溶融しているノードを示している。今回の解析では半径方向のノード分割は、

$$R_1 : R_2 : R_3 : R_4 : R_5 = 0.32 : 0.23 : 0.23 : 0.12 : 0.10$$

として計算をおこなっている。しかしこの炉心垂直断面図では、便宜上各半径方向のノード長はすべて同一に描いている。

Fig. 3.2.8の炉心溶融モデルA（標準計算ケース）では、溶融は炉心中央から始まり、溶融領域はまず下方方向に大きく進行してゆく。そして、50分には溶融領域は混合相水位のすぐ上のノードにまで降下し、以後溶融領域は急速に上方方向にも進行してゆくことが示されている。

Fig. 3.2.9の炉心溶融モデルBのケースでは、炉心の中心部から溶融は始まり、以後溶融領域は上方に大きく進行してゆくが、一方、下方方向への進行はゆるやかであることが示されている。そして、溶融領域が混合相水位にまで降下してくることはない。

Fig. 3.2.10の炉心溶融モデルCのケースでは、炉心の中心部が完全に溶融し落下すると、以後急激に炉心上方での溶融が進み、混合相水位は急速に低下する。そして39分には、圧力容器内の水はほとんどなくなり、炉心溶融の進行はほとんど止まってしまうことが示されている。

MELMOD = 2

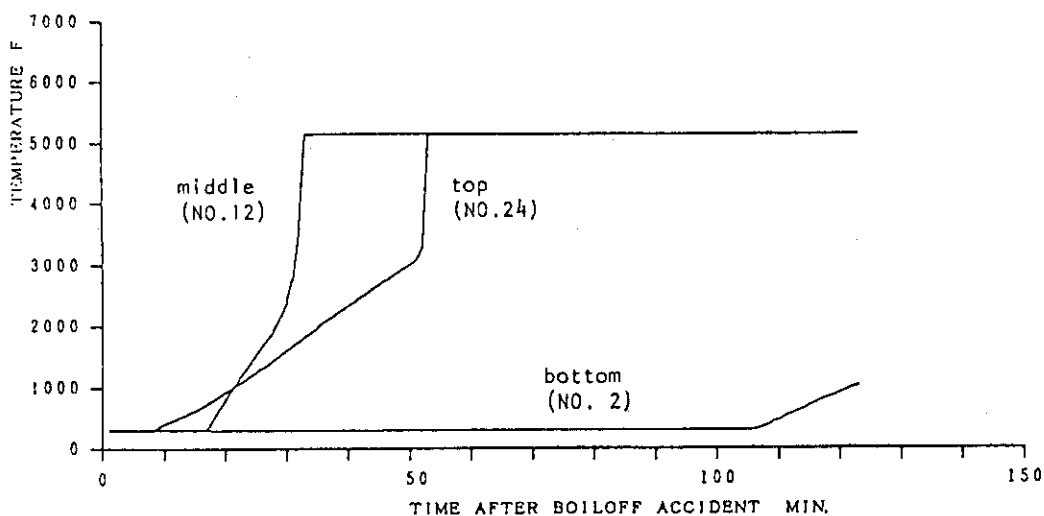


Fig. 3.2.1 Fuel Rod Temperature in the Central Core Zone (Meltdown Model B)

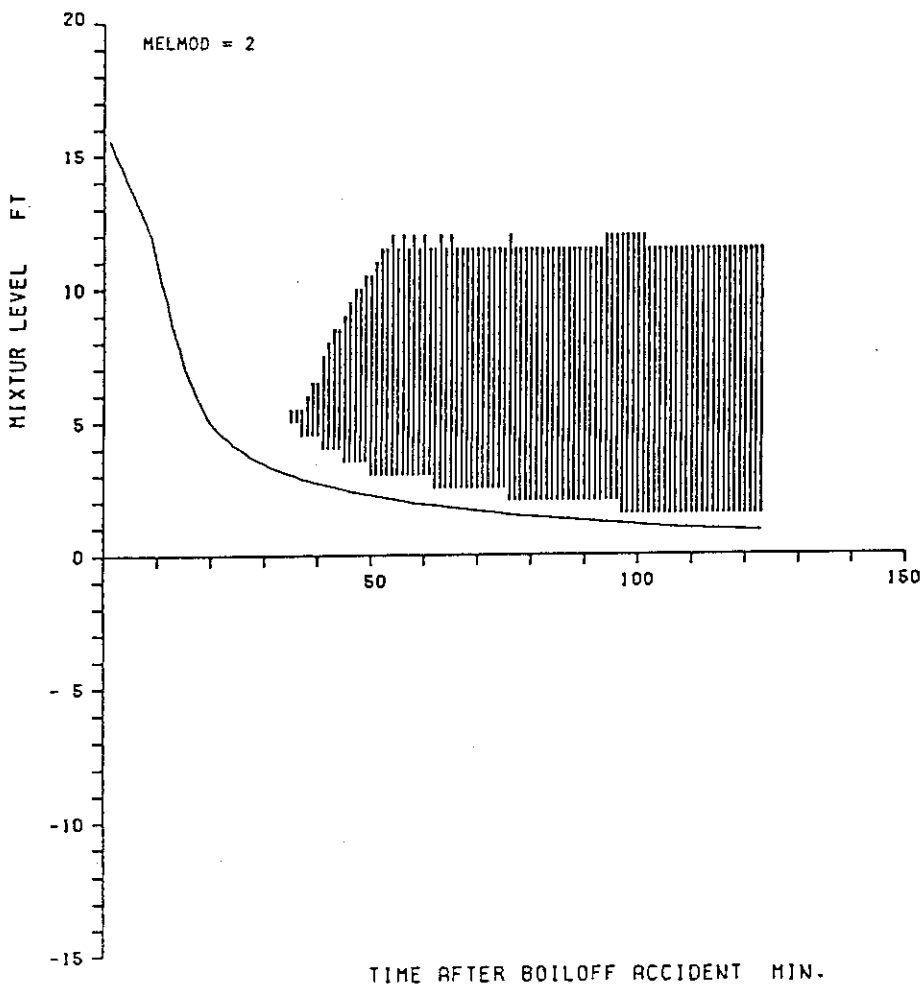


Fig. 3.2.2 Mixture Level and Molten Fuel Region in the Central Core Zone (Meltdown Model B)

(0.0 FT = Bottom of the Core)
 (12.0 FT = Top of the Core)

MELMOD = 3

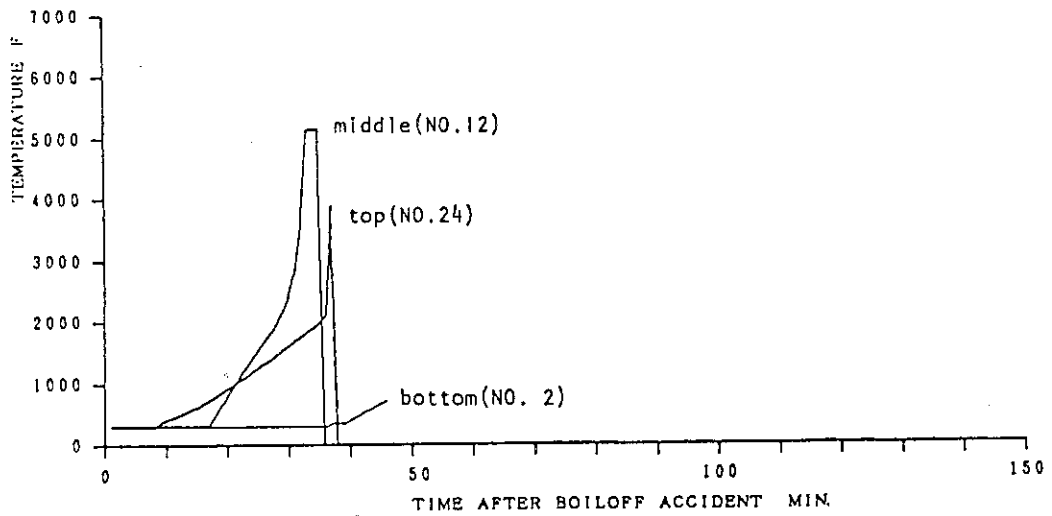


Fig. 3.2.3 Fuel Rod Temperature in the Central Core Zone (Meltdown Model C)

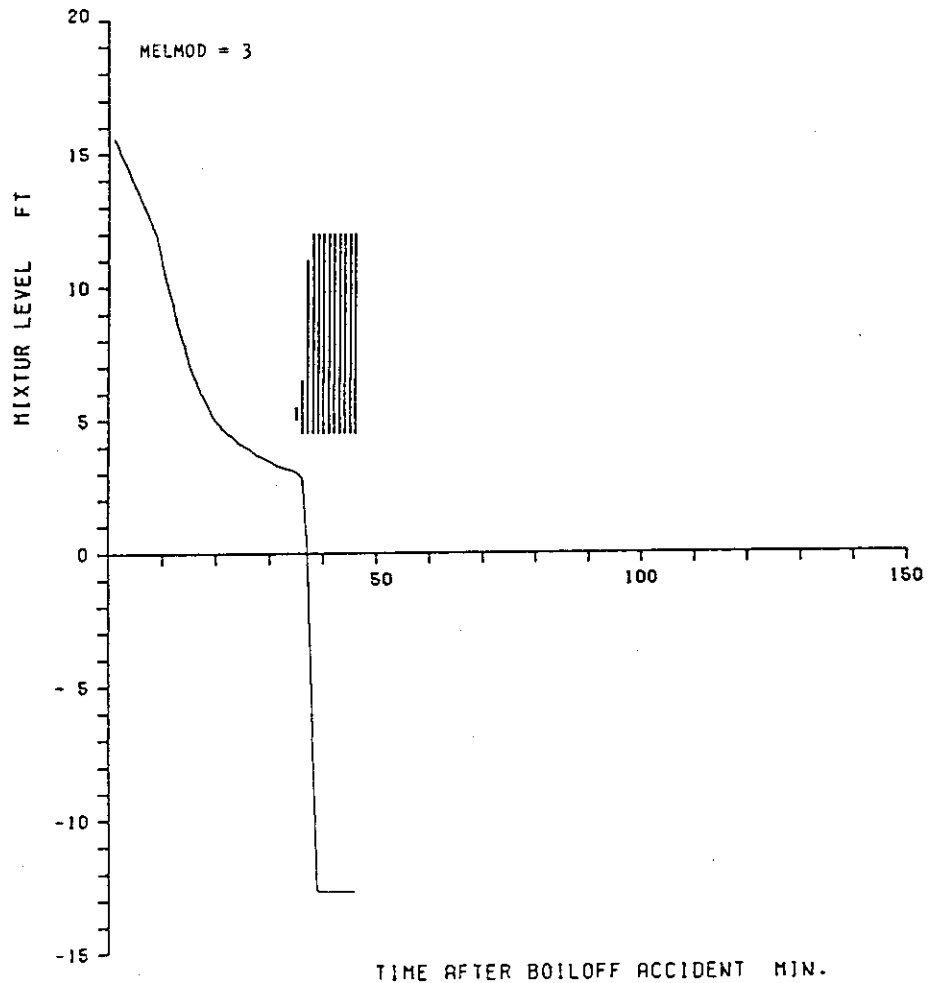


Fig. 3.2.4 Mixture Level and Molten Fuel Region in the Central Core Zone (Meltdown Model C)

(0.0 FT = Bottom of the Core,
 12.0 FT = Top of the Core)

Meltdown Model A : MELMOD = 1

Meltdown Model B : MELMOD = 2

Meltdown Model C : MELMOD = 3

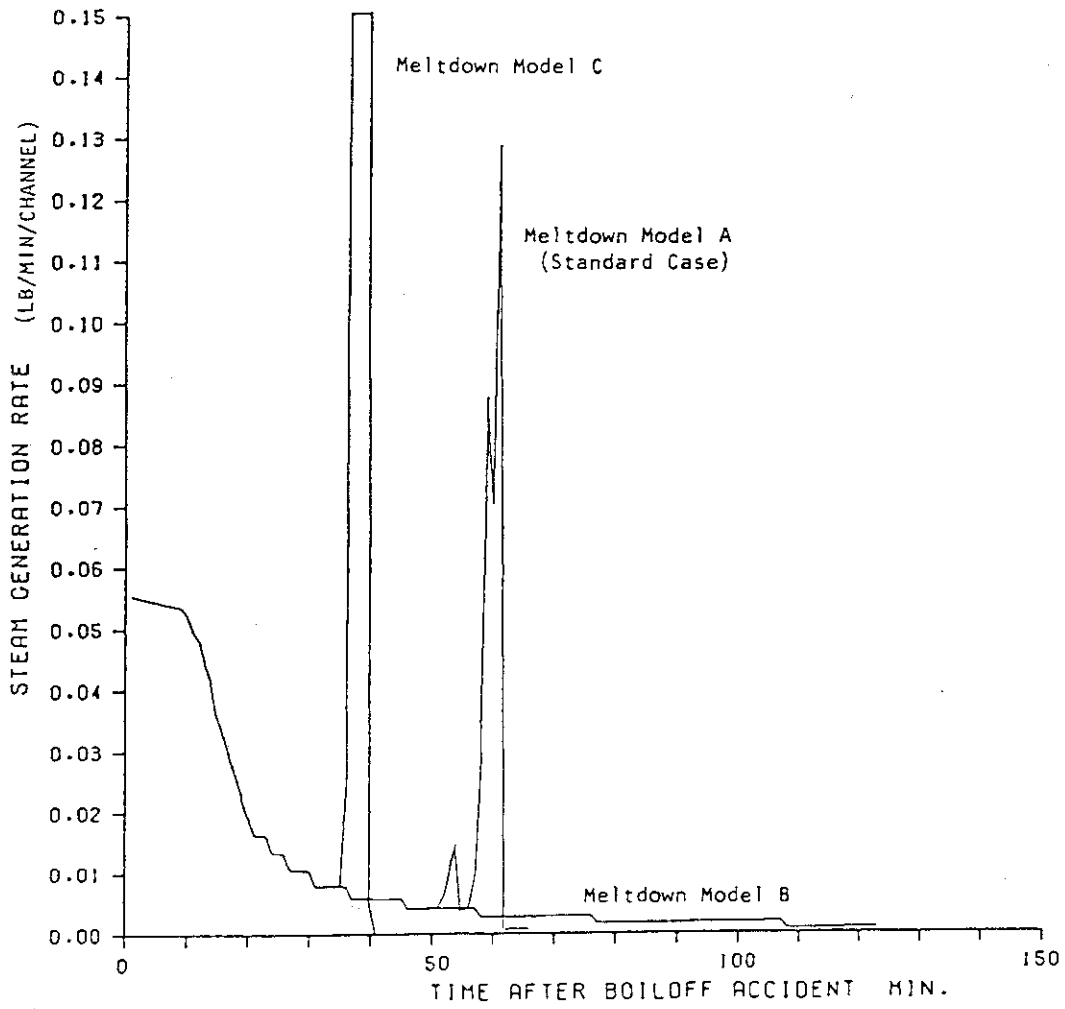


Fig. 3.2.5 Steam Generation Rate for Meltdown Model A (Standard Case), B and C

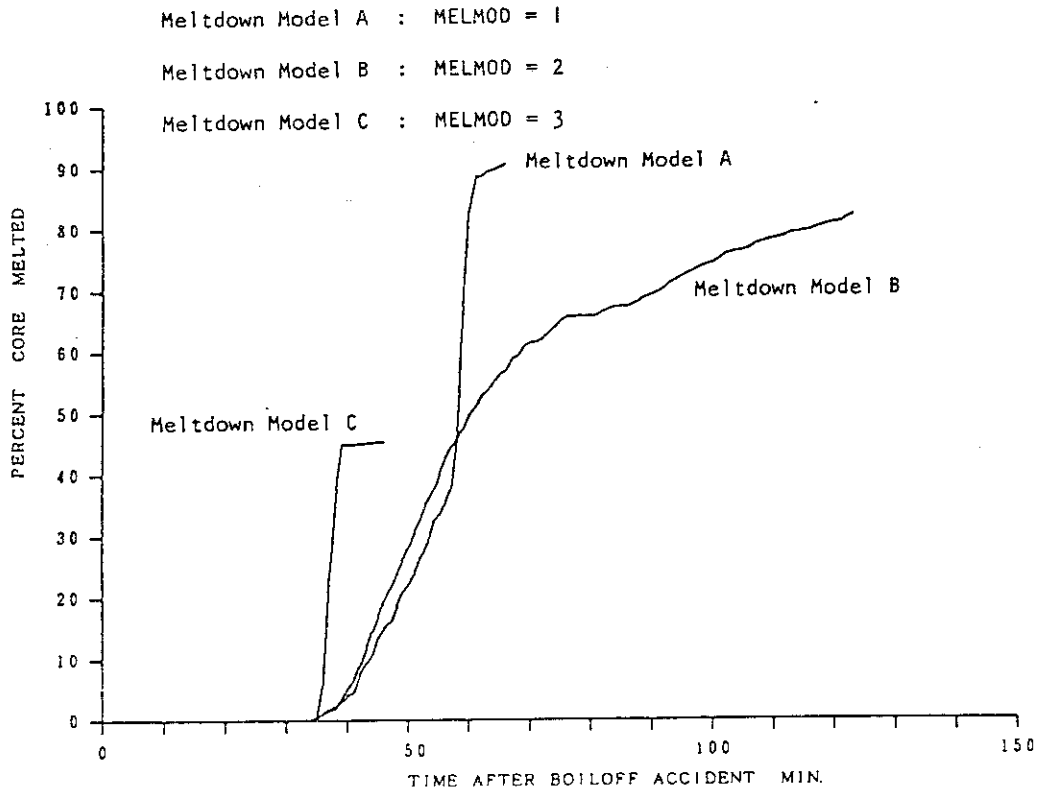


Fig. 3.2.6 Effect of Meltdown Model on the Percent of Core Melted

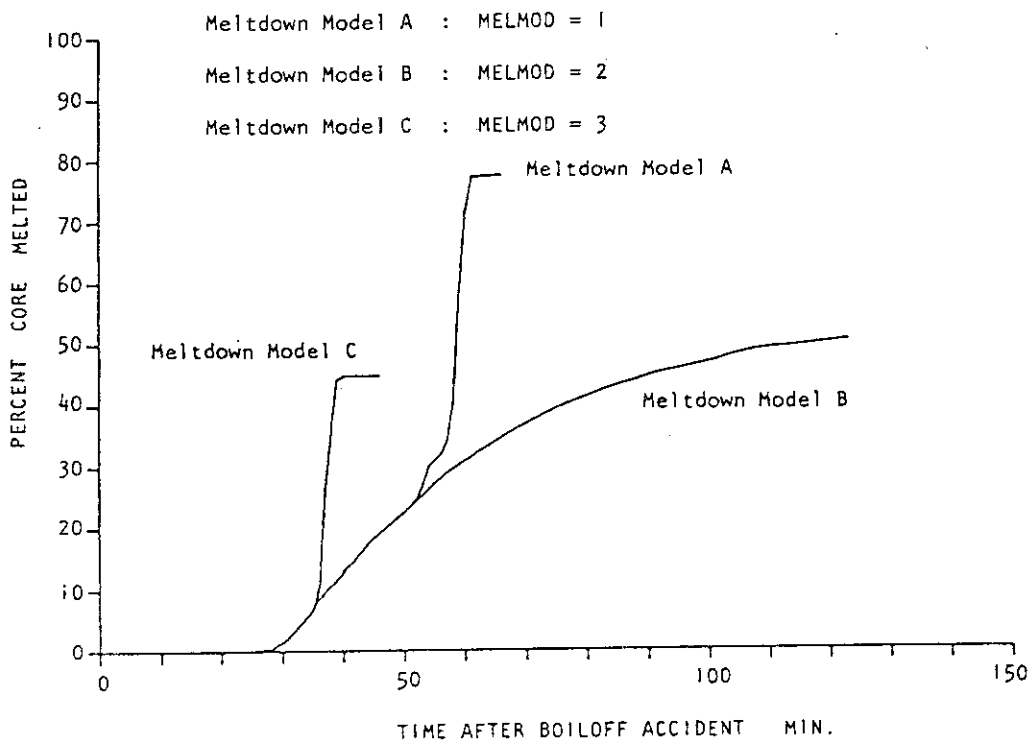


Fig. 3.2.7 Effect of Meltdown Model on the Percent of Cladding Reacted

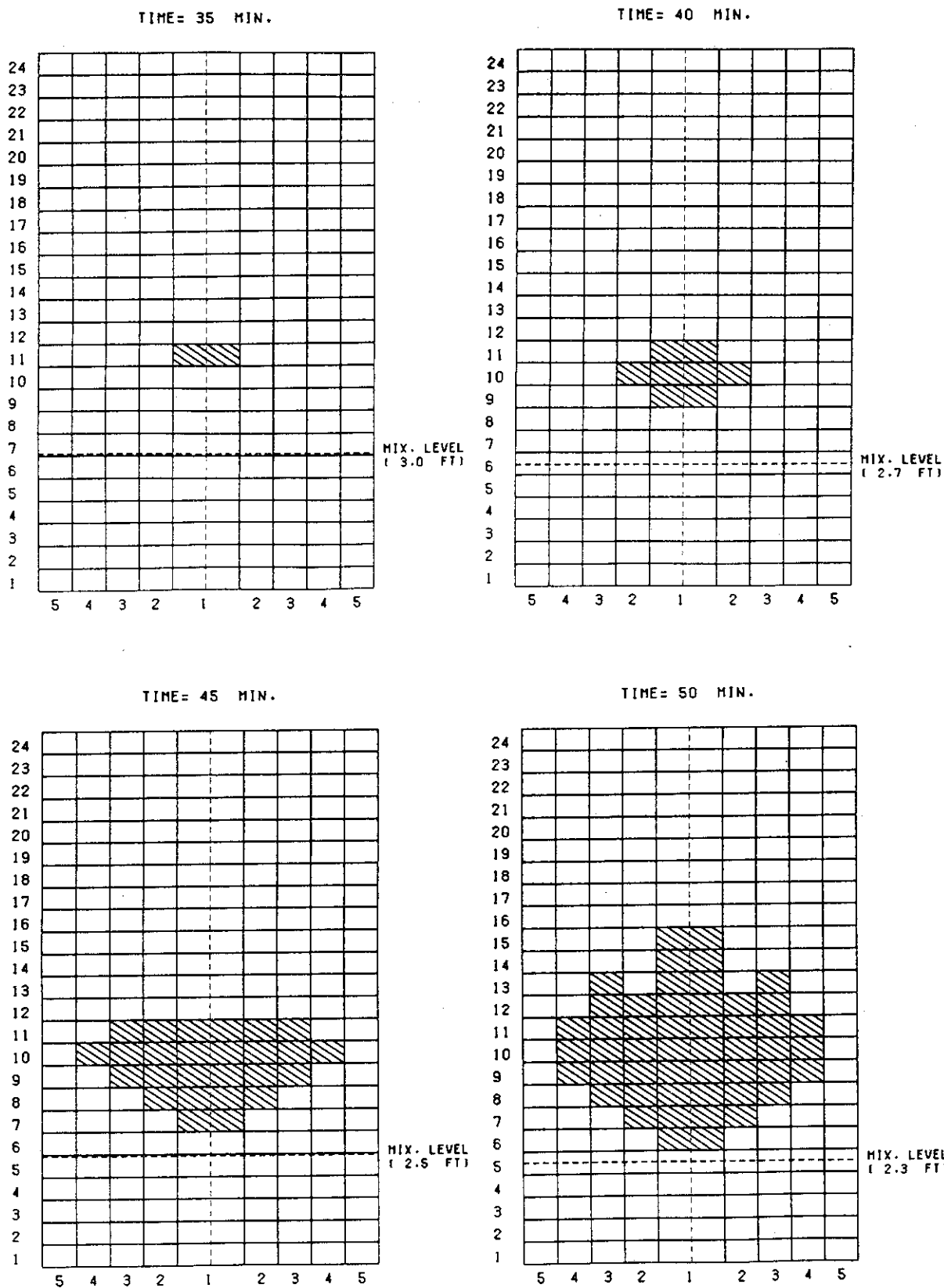


Fig. 3.2.8 Vertical Sections of the Core which Show the Location of Molten Fuel Region for Standard Case (Meltdown Model A)
(Sheet 1 of 2)

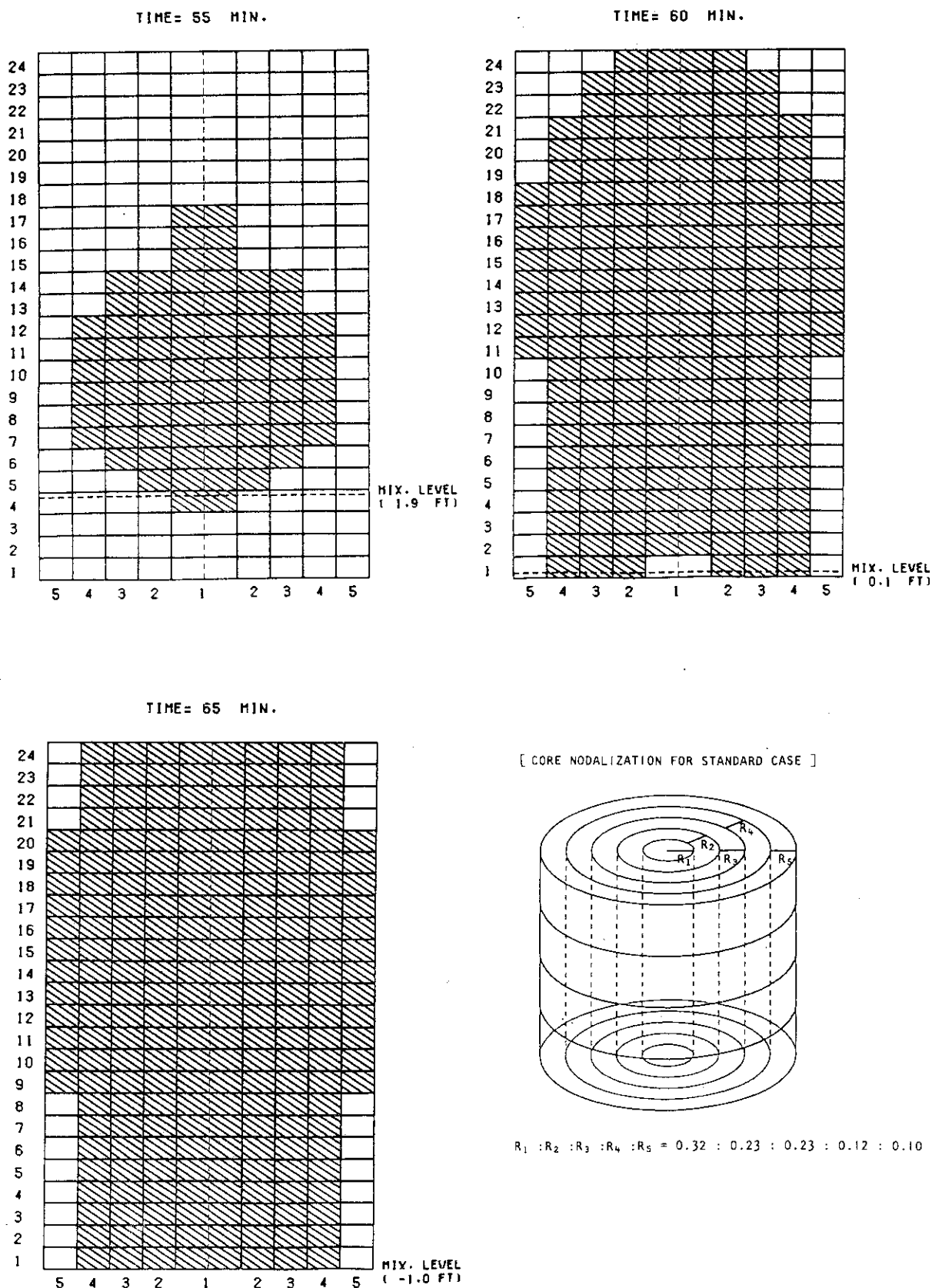


Fig. 3.2.8 Vertical Sections of the Core which Show the Location of Molten Fuel Region for Standard Case (Meltdown Model A)

(Sheet 2 of 2)

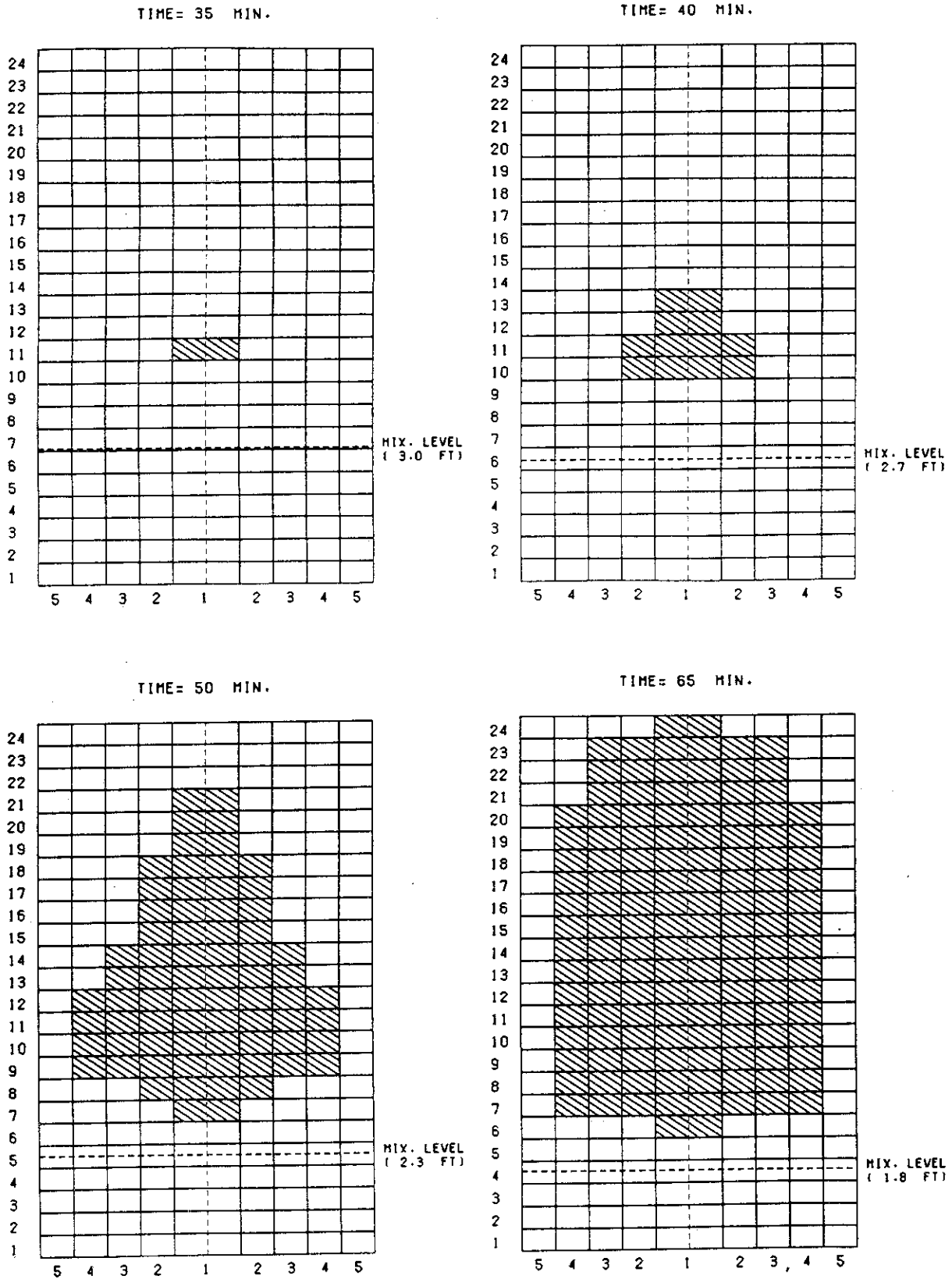


Fig. 3.2.9 Vertical Sections of the Core which Show the Location of Molten Fuel Region for Meltdown Model B

(Sheet 1 of 2)

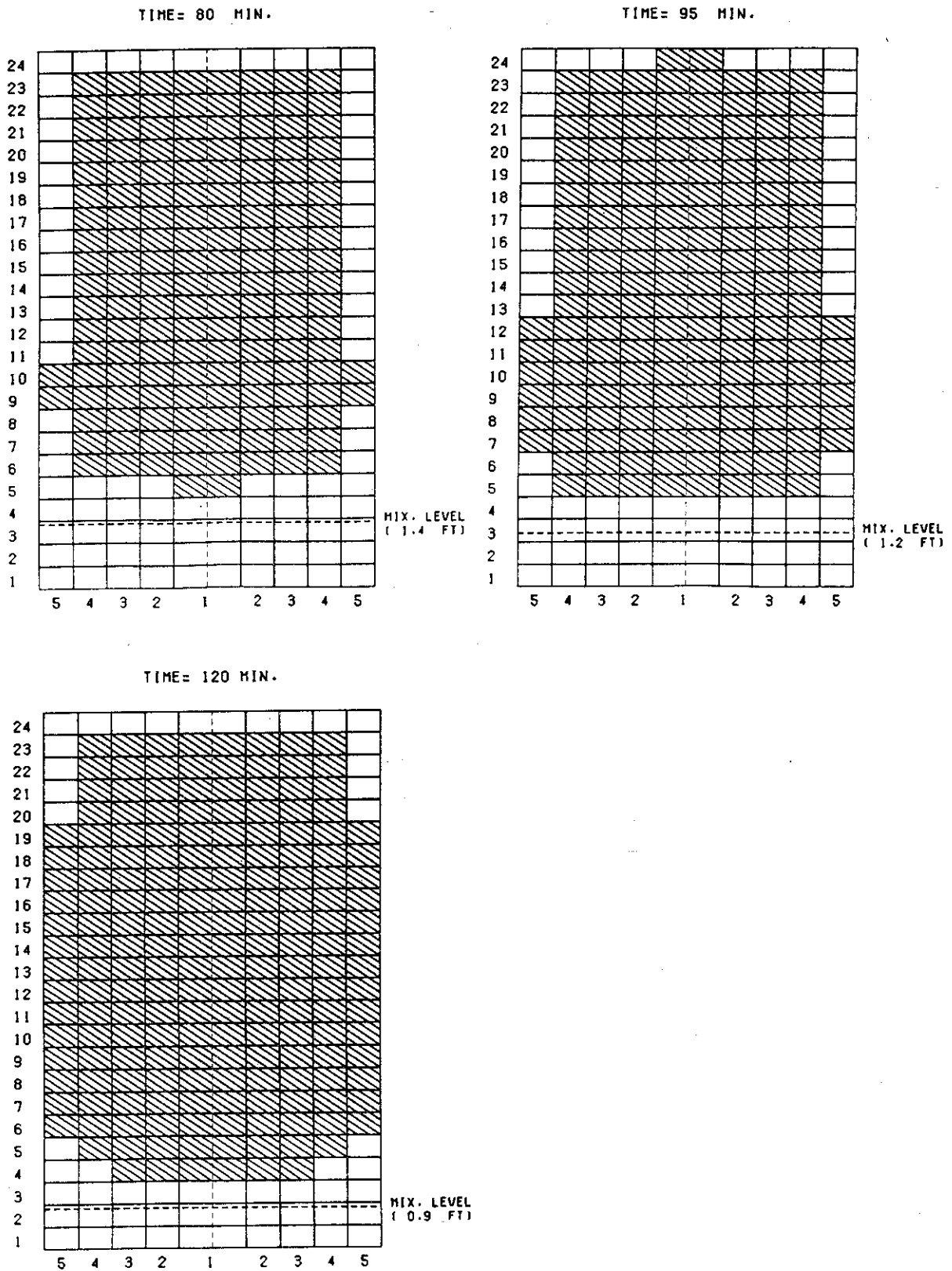


Fig. 3.2.9 Vertical Sections of the Core which Show the Location of Molten Fuel Region for Meltdown Model B

(Sheet 2 of 2)

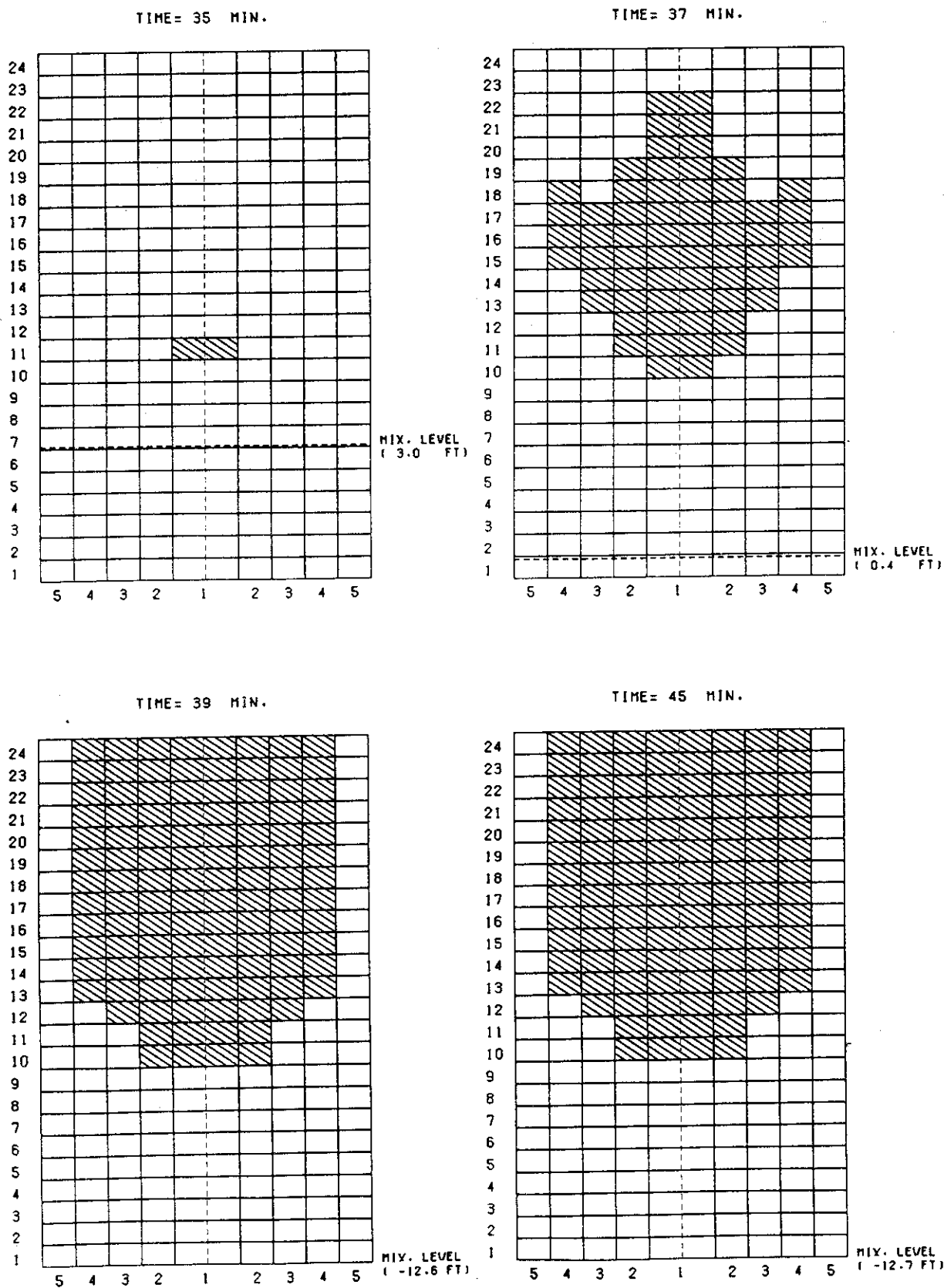


Fig. 3.2.10 Vertical Sections of the Core which Shows the Location of Molten Fuel Region for Meltdown Model C

3.3 ジルコニウム-水反応が与える影響

ジルコニウム-水反応による発熱が、炉心溶融過程に大きな影響を与えることは、今までにも述べてきた。ここではまず、このことをより明らかにするために、ジルコニウム-水反応は終始全くおこらない—すなわち、熱源としては炉心の崩壊熱だけである—とした場合の結果を示し、標準計算ケースとの比較をおこなう。

Fig. 3.3.1に、ジルコニウム-水反応は全くおこらないとした場合の、混合相水位の時間変化と、炉心半径方向中央領域における溶融ノード分布の時間推移を示す。ここでは、炉心溶融モデルAを採用しており、他の入力値も標準計算ケースと同じである。

炉心の溶融開始時刻は、ボイルオフ事故開始後66分であり、標準計算ケースに比べ（Fig. 3.1.3）、21分遅れる。これは、熱源としては炉心の崩壊熱だけであるため、各ノードのヒートアップは遅れることを示している。そして、最初に溶融するノードは、標準計算ケースでは第11ノードであったが、この場合は第15ノードである。これは、標準計算ケースでは、第11ノードはジルコニウム-水反応の発熱のため第15ノードより先に溶融するが、それより上方位置の第15ノードでは第11ノード以下でのジルコニウム-水反応により蒸気は消費され、供給される蒸気量が不足し、ヒートアップが遅れることを示している。

Fig. 3.3.1によると、第15ノードが溶融した後は溶融領域は下方に急激に進行してゆくが、上方への進行はゆるやかである。これは、標準計算の所で述べたように、炉心溶融モデルAの特徴である。

ボイルオフ事故開始後、89分に溶融領域は混合相水位にまで降下する。そして、溶融領域のクエンチにより蒸気生成量は増加し、混合相水位の低下は速くなる。標準計算ケースでは、溶融領域が混合相水位にまで降下すると、蒸気生成量が急増し、炉心上部ノードでもジルコニウム-水反応が進み、溶融領域の急速な上方への進行が見られたが、ここでは、ジルコニウム-水反応は考えていないため、溶融領域の急速な上方への進行は見られない。

Fig. 3.3.2には、ジルコニウム-水反応が全くおこらないとした場合の、炉心半径方向中央領域における第2、第12、第24ノードの温度推移を示す。この図によると、第12、第24ノードのヒートアップは共にゆるやかなものである。ここで、第12ノードが第24ノードに比べヒートアップが早いのは、第12ノードの崩壊熱が第24ノードの崩壊熱に比べ大きいためである。また、第12、第24ノードのヒートアップ率（時間に対する）は、時間の経過につれ低下している。これは、崩壊熱は時間の経過につれ減少しており、さらに炉心温度1500°F以上では核分裂生成物が炉心から失われ始め各炉心ノードでの熱源が減少してゆくためである。第2ノードが88分以後急激に段階的にヒートアップを始めるのは、炉心溶融モデルAの特徴の現れであり、上方の溶融ノードの余剰熱が伝達されるためである。

このFig. 3.3.2と標準計算ケース（Fig. 3.1.1）を比較すると、ジルコニウム-水反応による発熱が炉心のヒートアップを大きく早めていることがわかる。すなわち標準計算ケースで見られる第12ノードの1800°Fごろからの急激なヒートアップ、そして第24ノードの57分からの急激なヒートアップは、このジルコニウム-水反応が全くおこらないとしたケース（Fig. 3.3.2）では見られない。

また、3.1の標準計算ケースの所で、ジルコニウム-水反応は蒸気の供給量により大きく制限される（特に炉心上部での反応において）ことも述べてある。しかし、炉心上部ノードへの蒸気供給量を決める要因には、蒸気生成量と炉心下部でのジルコニウム-水反応による蒸気消費量だけでなく、溶融燃料により蒸气流路が閉塞し、上部ノードには蒸気が供給されないことも考えられる。ところが溶融燃料がどのような挙動を示すか、本当に蒸气流路を閉塞しうるのか、については未だ不明な所である。そこでここでは、燃料ノードが溶融するとその流路は完全に閉塞し、その溶融ノードより上方のノードではジルコニウム-水反応は全くおこらないとした場合に、炉心溶融過程に与える影響について調べる。

Fig. 3.3.3に、ノードが溶融するとその流路は完全に閉塞し、その溶融ノードより上方のノードではジルコニウム-水反応は全くおこらないとした場合の、混合相水位の変化と、炉心半径方向中央領域における溶融ノード分布の推移を示す。ここで炉心溶融モデルはAを採用し、他の入力値も標準計算ケースと同じである。Fig. 3.1.3の標準計算ケースと比較すると、溶融領域が下方に進行し、混合相水位につかる（ボイルオフ事故開始後51分）までは、両ケースは同様な推移を示している。これは、この間、標準計算ケースでは、溶融領域より上方では供給される蒸気量が不足し、ジルコニウム-水反応はほとんどおこなわれていないことを示している。

標準計算ケースでは、51分以後は、蒸気生成量は急増し、溶融領域は炉心の上方にも急速進行してゆく。一方このケース（Fig. 3.3.3）では、蒸气流路は溶融燃料により完全に閉塞されているので、溶融領域のクエンチにより蒸気生成量が急増しても、溶融領域が炉心上方に急速に進行することはない。すなわち、溶融燃料による蒸气流路の閉塞を考えた場合は、炉心上部での未溶融ノードのヒートアップは、単に崩壊熱によるものであるため、溶融領域の上方への進行はゆるやかである。

Fig. 3.3.4, Fig. 3.3.5には次の3ケースにおける、炉心全体で被覆管の酸化した割合と、溶融領域の割合の時間推移を示す。

- (1) 標準計算 = 溶融ノードではジルコニウム-水反応はおこらない。
- (2) ジルコニウム-水反応は全くおこらない。
- (3) ノードが完全に溶融すると、その蒸气流路は完全に閉塞し、その溶融ノードより上方ではジルコニウム-水反応は全くおきない。

ケース(1)とケース(3)を比較すると、被覆管の酸化量及び、炉心の溶融領域の割合は、溶融領域が混合相水位に達する51分までは、ほぼ同じである。しかし、以後ケース(1)では、蒸気生成量は急増し、流路の閉塞はないため未溶融ノードでジルコニウム-水反応が急速に進み（Fig. 3.3.3）、急激に炉心の溶融が進む（Fig. 3.3.4）。一方、ケース(3)では、蒸気生成量が増加しても、溶融ノードによる流路閉塞のため、蒸気が供給されるノードは限られてくる。このため熱源は炉心の崩壊熱が主となり、炉心溶融の進行はゆるやかであり、その傾向はケース(2)と似ている。

ところで、ケース(3)の場合は、溶融ノードに流れをとめられた蒸気が、その周りの流路にバイパス流として流れ込むことが考えられる。このとき、閉塞流路の周りの流路では蒸気供給量が増加し、ジルコニウム-水反応が増加し、炉心のヒートアップが早まると考えられる。BOIL1のバイパス流モデルは、閉塞流路での余剰の蒸気は同じ高さのすぐ隣接した流路に流れ込むものとしている。

Fig. 3.3.6, Fig. 3.3.7にケース(3) (溶融ノードによる流路閉塞あり)における閉塞流路のバイパス流の有無による影響を示す。

(3) 閉塞流路のバイパス流は無い (Fig. 3.3.4, Fig. 3.3.5のケース(3)の再掲)

(3') 閉塞流路のバイパス流有り

炉心半径方向中央領域では、35分に溶融ノードによる流路閉塞がおこっているのだが、Fig. 3.5.6の被覆管の酸化量の推移を見ると、43分までは閉塞流路のバイパス流による影響はみられない。これは、この間(35分から43分の間)炉心半径方向中央領域の蒸気は、その流路でのジルコニウム-水反応にすべて消費され、隣接流路に流れ込むバイパス流はゼロであるためと考えられる。その後ケース(3')では、被覆管の酸化量はケース(3)に比べしだいに大きくなる。これは閉塞流路では蒸気が余剰になり、隣接流路では常に蒸気量不足の状態になっているため、閉塞流路での余剰蒸気がバイパス流として隣接流路に流れ込むと、その分ジルコニウム-水反応が進むことを示している。そして、70分以後、両ケースの差はしだいに小さくなっていく。これはケース(3')の場合はケース(3)に比べ、炉心のあらゆる流路の閉塞が早くおこることになり、炉心全体で蒸気の供給されるノードの数が少なくなるのが早いためである。

Fig. 3.3.7にケース(3), (3')における炉心の溶融領域の割合の推移を示す。Fig. 3.3.6の被覆管の酸化量の推移と同様な傾向を示す。

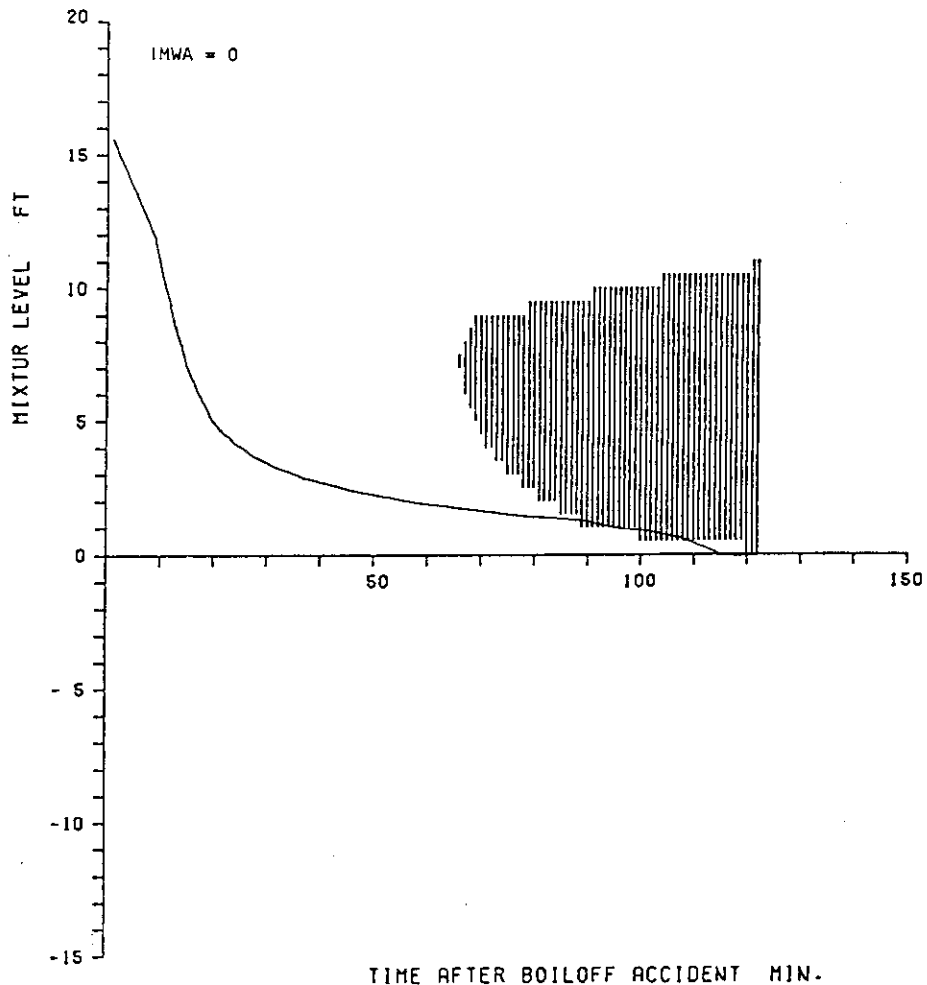


Fig. 3.3.1 Mixture Level and Molten Fuel Region in the Central Core Zone when No Metal-Water Reaction for Meltdown Model A is Assumed

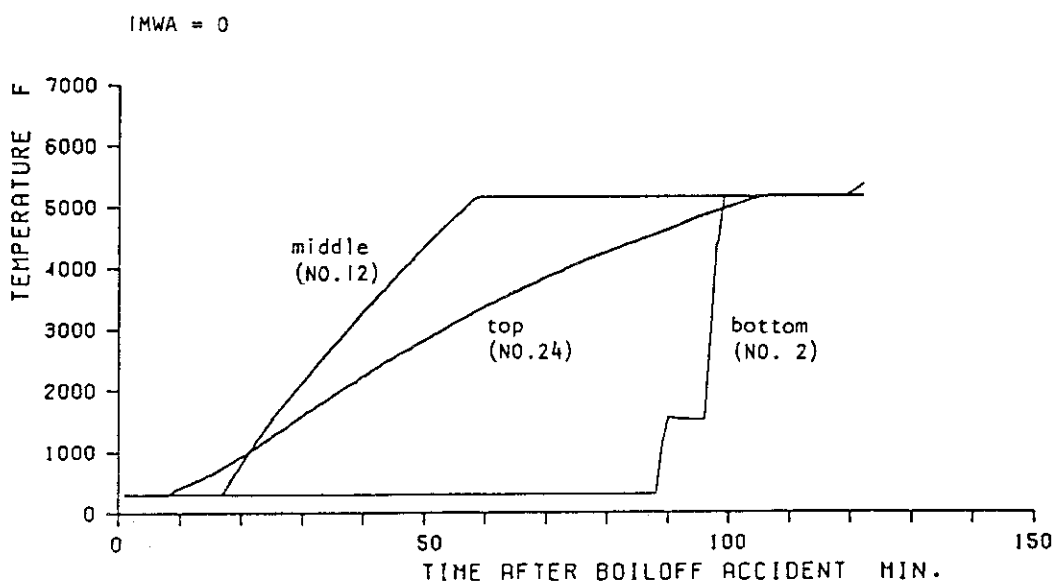


Fig. 3.3.2 Fuel Rod Temperature in the Central Core Zone when No Metal-Water Reaction for Meltdown Model A is Assumed

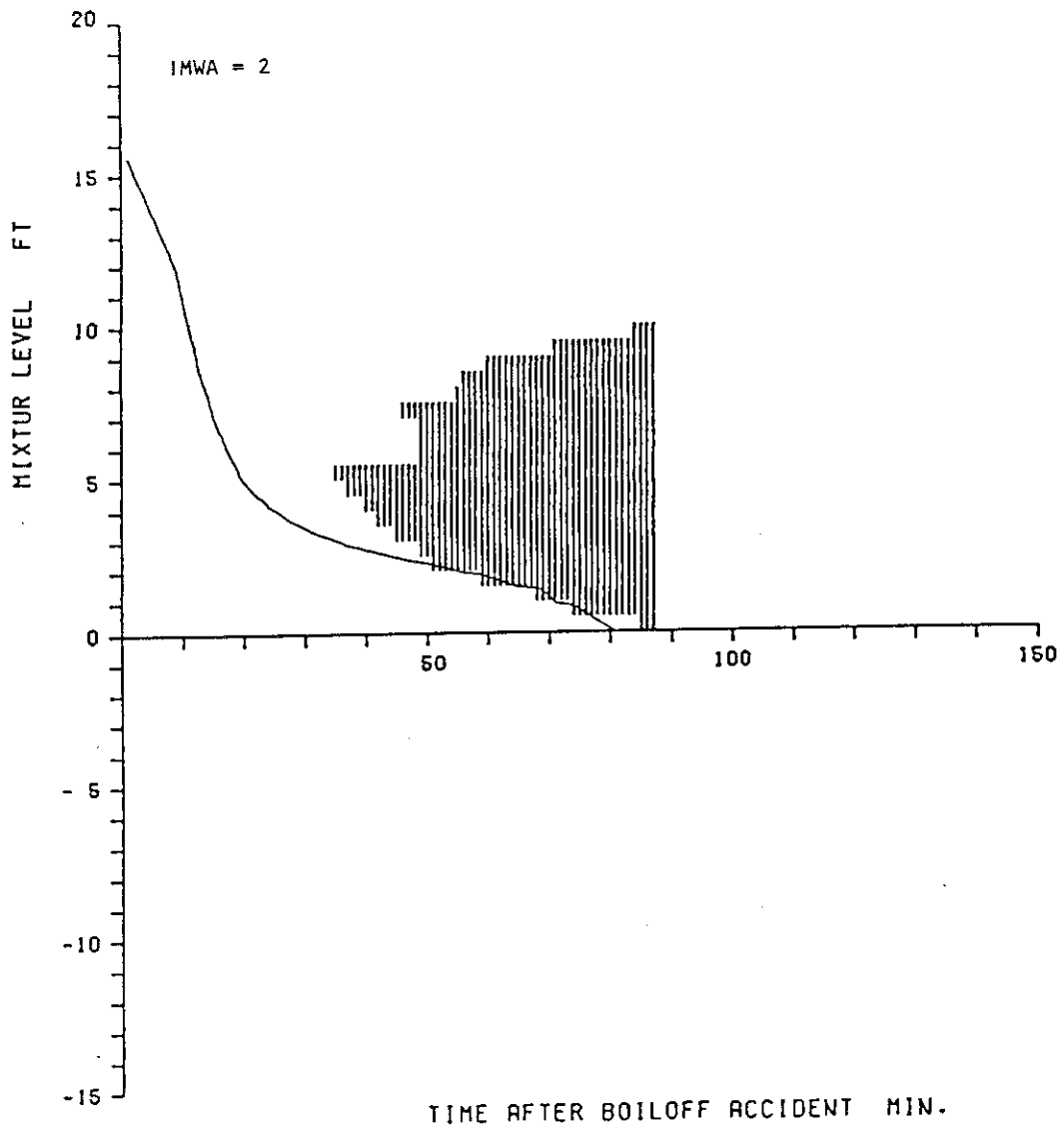


Fig. 3.3.3 Mixture Level and Molten Fuel Region in the Central Core Zone when No Metal-Water Reaction above the Lowest Melted Node in a Given Radial Region for Meltdown Model A is Assumed

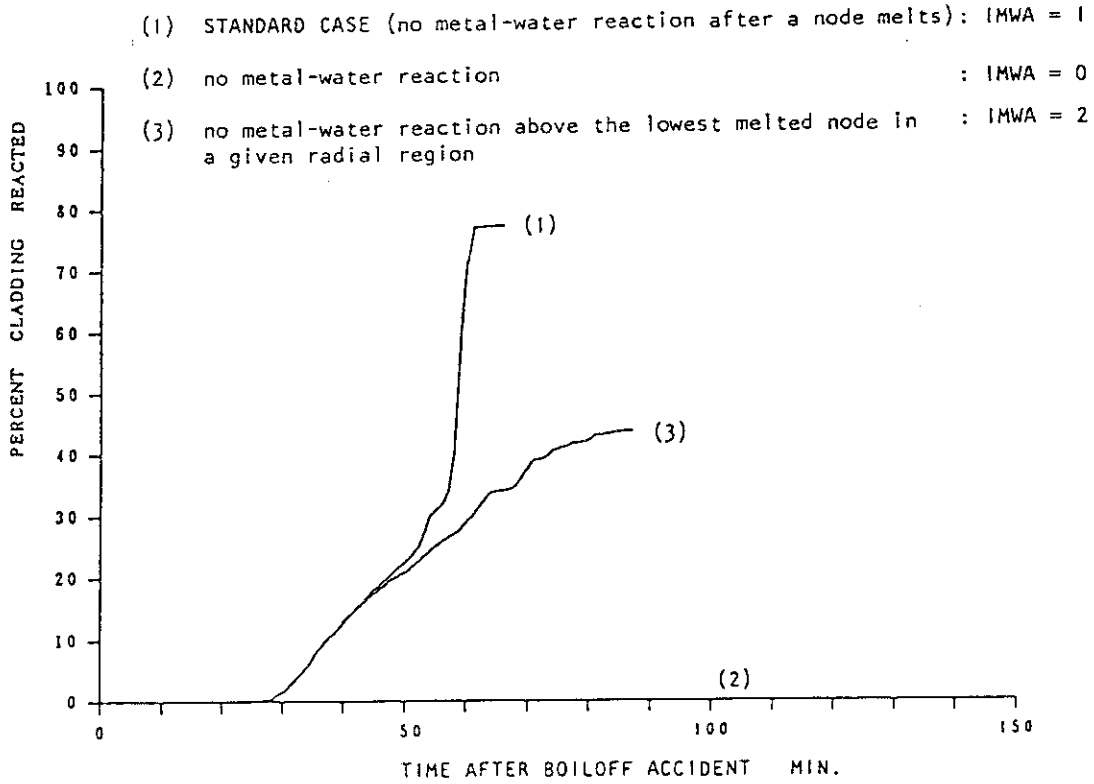


Fig. 3.3.4 Effect of Metal-Water Reaction on the Percent of Cladding Reacted for Meltdown Model A

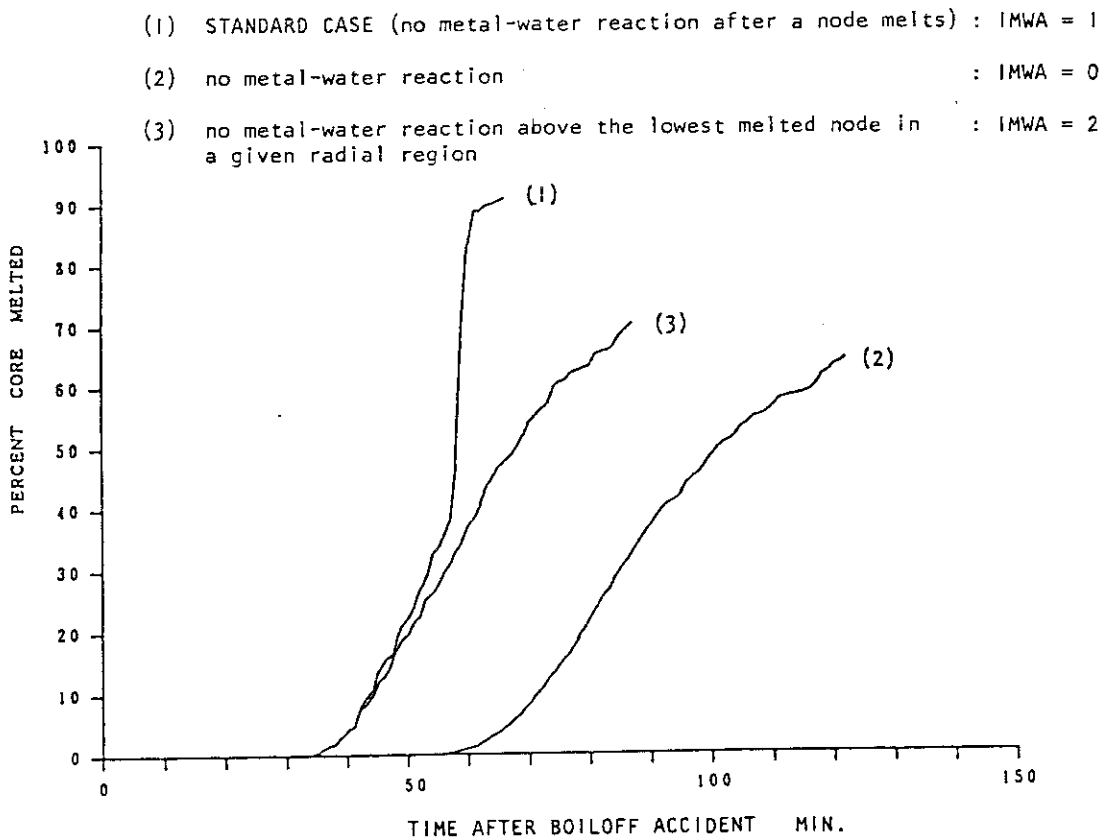


Fig. 3.3.5 Effect of Metal-Water Reaction on the Percent of a Core Melted for Meltdown Model A

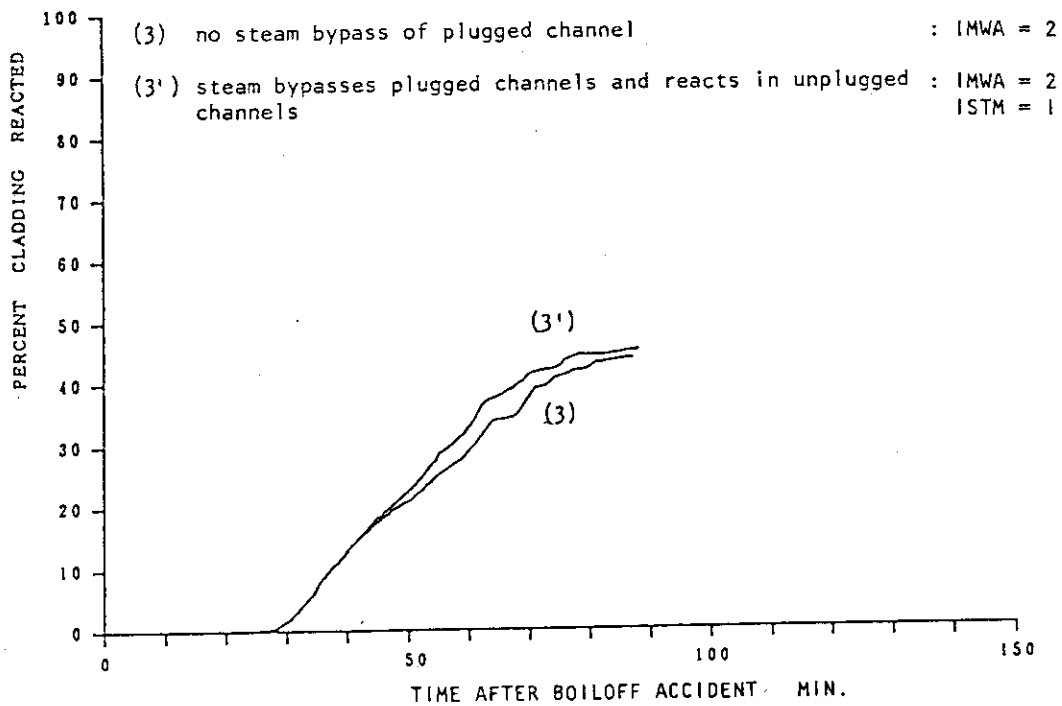


Fig. 3.3.6 Effect of Steam Bypass of Plugged Channel on the Percent of Cladding Reacted when Steam Bypasses Plugged Channels and Reacts in Unplugged Channels for Meltdown Model A

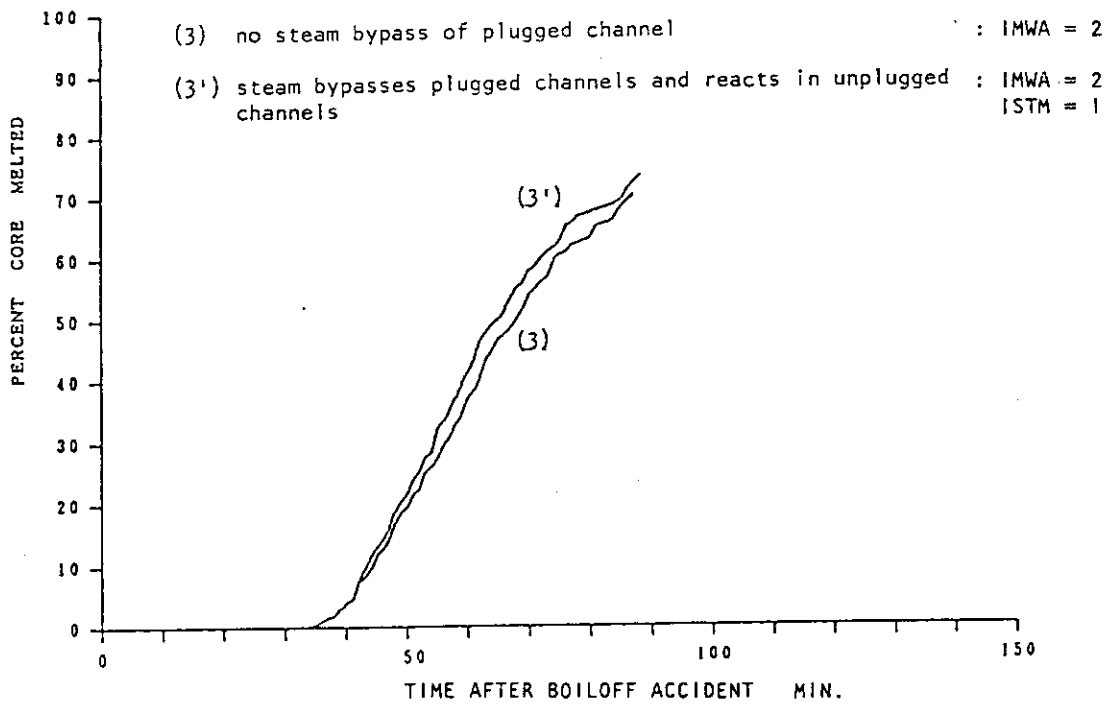


Fig. 3.3.7 Effect of Steam Bypass of Plugged Channel on the Percent of Core Melted when Steam Bypasses Plugged Channel and Reacts in Unplugged Channels for Meltdown Model A

3.4 原子炉停止後、ボイルオフ事故開始までの経過時間が与える影響（崩壊熱の与える影響）

ここでは、一次系大破断LOCAの後、原子炉が停止してから、ECCSの全機能が停止しボイルオフ事故が開始するまでの時間（TZERO）が、ボイルオフ事故シーケンスに与える影響について述べる。このTZEROは、ボイルオフ事故開始時における炉心の崩壊熱を定めるものである。すなわち、ここではTZEROを変化させることにより、炉心の崩壊熱の大きさが、ボイルオフ事故シーケンスに与える影響を調べるものである。

BOIL1コードでは、炉心の崩壊熱は次式で求めている。

$$P/P_0 = 0.130t^{-0.283} \quad (150 < t < 4 \times 10^6 \text{ sec})$$

P = 崩壊熱

P₀ = 運転出力

t = 崩壊時間

次に、解析をおこなったTZEROの値と、その時の上式によるP/P₀の値を次の表に示す。

TZERO (hr)	0.1	0.5	1.0	5.0	10.0	50.0	100.0
P/P ₀ (%)	2.46	1.56	1.28	0.81	0.67	0.42	0.35

この感度解析では、炉心溶融モデルはAを採用しており、その他の入力値も標準計算ケースと同じである。

Fig. 3.4.1に、各ケースに対して炉心全体における炉心溶融領域の割合の推移を示す。TZEROの値が大きくなると（すなわち崩壊熱が小さくなると）、炉心の溶融開始時刻は遅れ、その後の炉心溶融の進行もゆるやかになる。標準計算ケース（TZERO=1 hr）では、炉心の40%程度が溶融した時点で、炉心半径方向の大部分の領域で溶融領域が混合相水位に達しており、水でクエンチされる溶融ノードが多いため、蒸気生成量は急激に増加する。このため炉心のあらゆる未溶融ノードでジルコニウム-水反応が急速に進み、炉心の90%程度まで急激に（2タイムステップ間で）溶融してしまう。ところが、TZERO=50 hr, 100 hrの2ケースでは、このような炉心溶融の急激な進行は見られない。この2ケースでは、炉心の溶融は段階的に進むのが特徴である。

Fig. 3.4.2, Fig. 3.4.3に、TZERO=100 hrのケースにおける混合相水位と炉心半径方向中央領域における溶融領域の軸方向分布の時間推移と、チャンネル当りの蒸気生成量の時間推移を示す。Fig. 3.4.1のTZERO=100 hrのケースで炉心の溶融が段階的に進行しはじめる各時間はFig. 3.4.2で炉心の溶融領域が混合相水位に達する各時間と一致している。これは、Fig. 3.4.3の蒸気生成量の時間推移に示されているように、溶融領域が混合相水位に達する度に蒸気生成量は増加し、ジルコニウム-水反応の発熱により炉心のヒートアップが進むためである。しかし、このTZERO=100 hrのケースでは、炉心崩壊熱は小さいため露出ノードのヒートアップは遅れており、混合相水位に達する溶融領域は、炉心半径方向中央領域においてのみである。このため溶融領域のクエンチによる蒸気生成量の増加は標準計算ケースに比べ小さく、炉心溶融は段階的に進行することになる。

Fig. 3.4.4にTZERO=0.1 hrのケースにおける混合相水位と炉心半径方向中央領域での溶融

領域の軸方向分布の時間推移を示す。このケースは、標準計算ケース (TZERO = 1.0 hr, Fig. 3.1.3) と同様な傾向を示している。すなわち、炉心半径方向中央領域での溶融領域が混合相水位まで達すると (ボイルオフ事故開始後 38 分), 炉心溶融は急激に進行する。

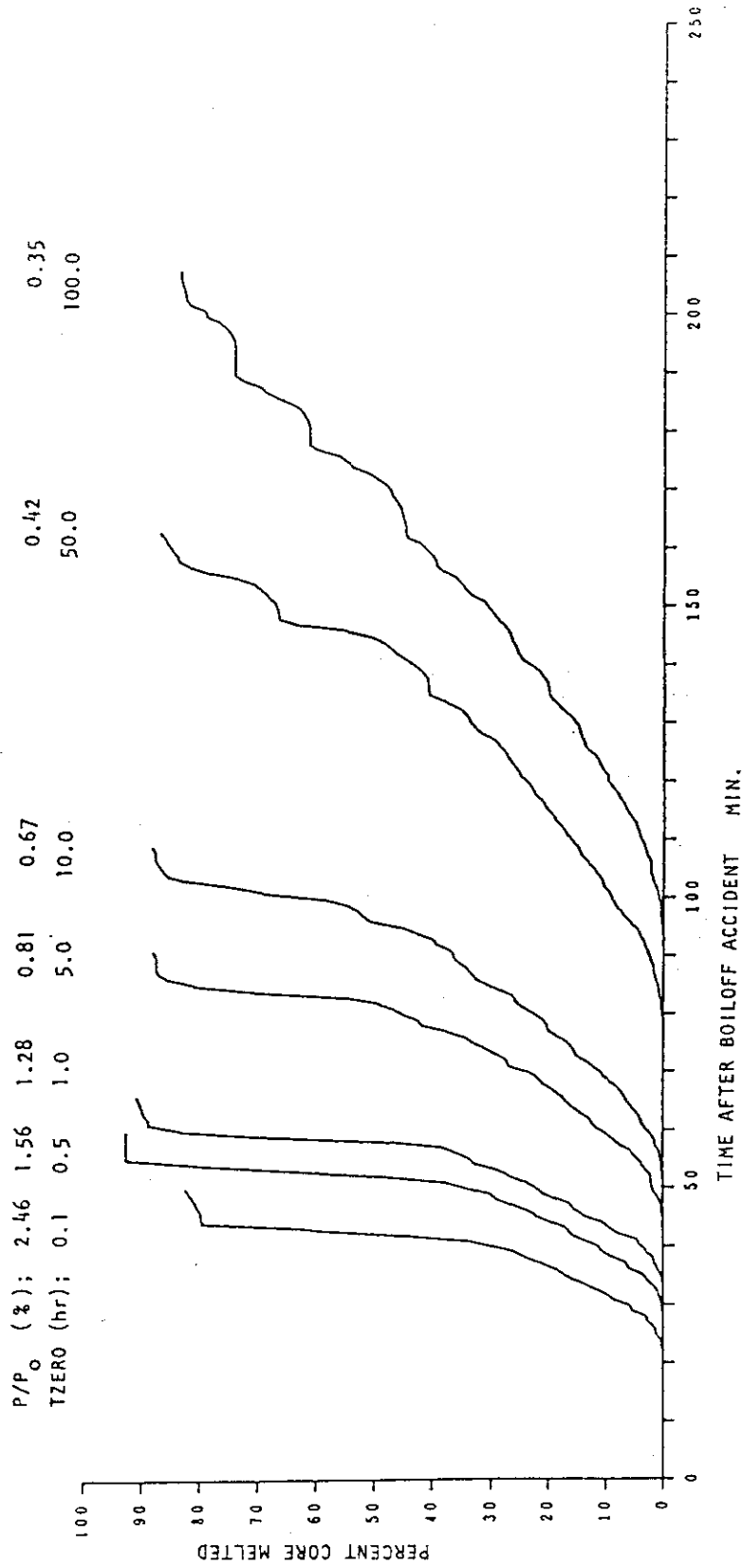


Fig. 3.4.1.1 Effect of the Elapsing Time when a Boiloff Accident Starts (Decay Time) on the Core Meltdown Sequences for Meltdown Model A

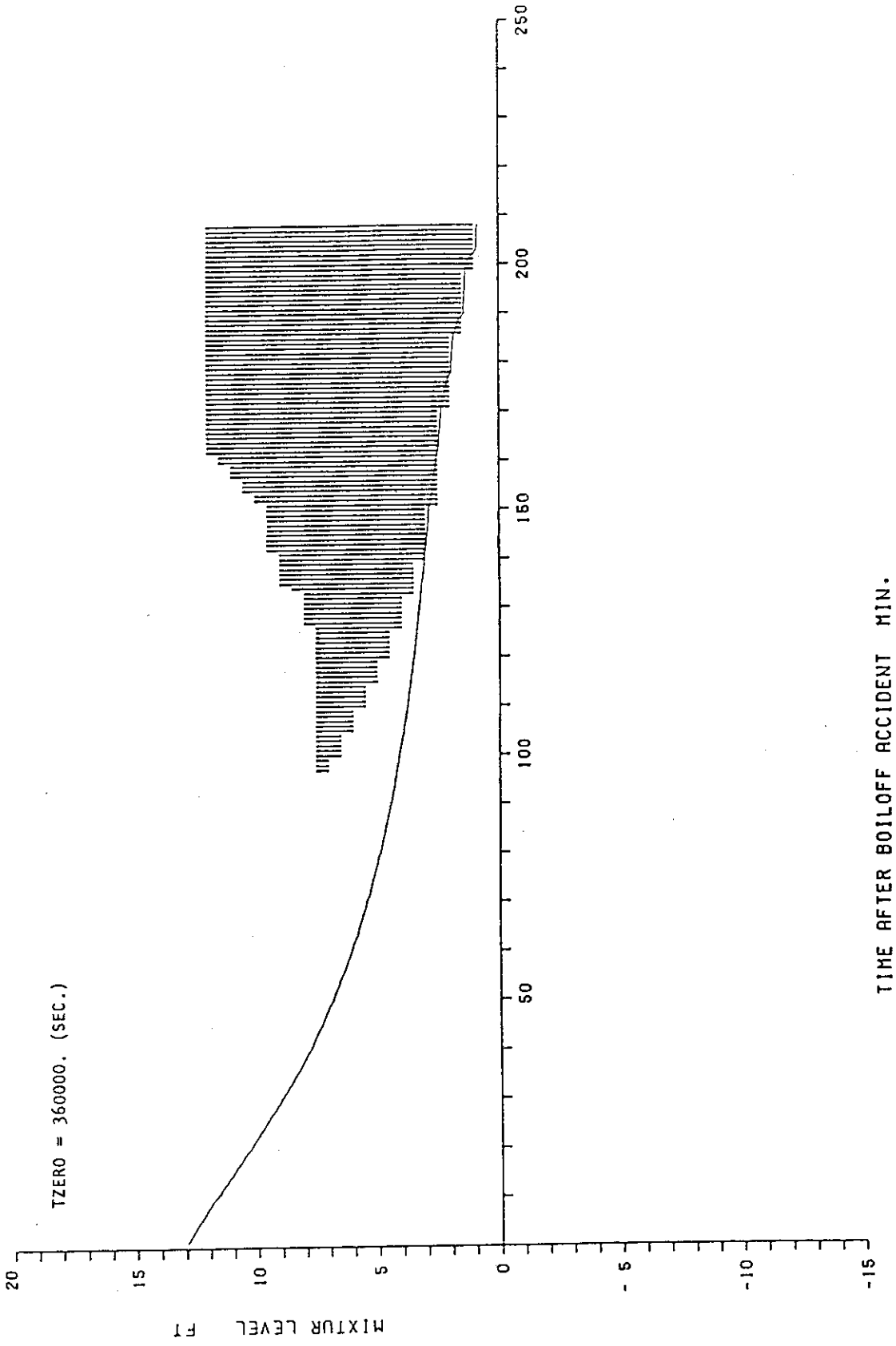


Fig. 3.4.2 Mixture Level and Molten Fuel Region in the Central Core Region for Meltdown Model A and A Boiloff Accident Starting at 100 hr

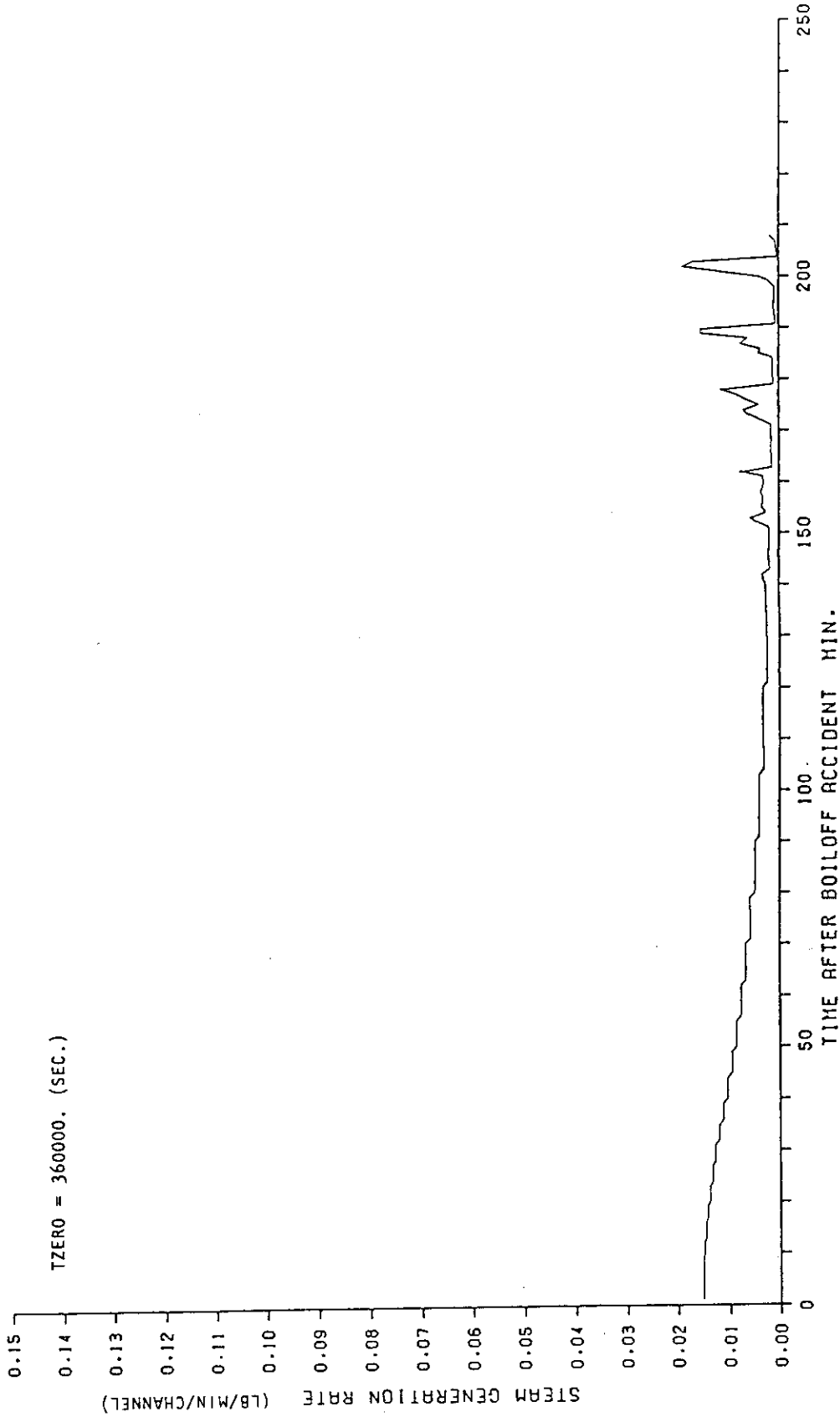


Fig. 3.4.3 Steam Generation Rate for Meltdown Model A and A Boiloff Accident Starting at 100 hr

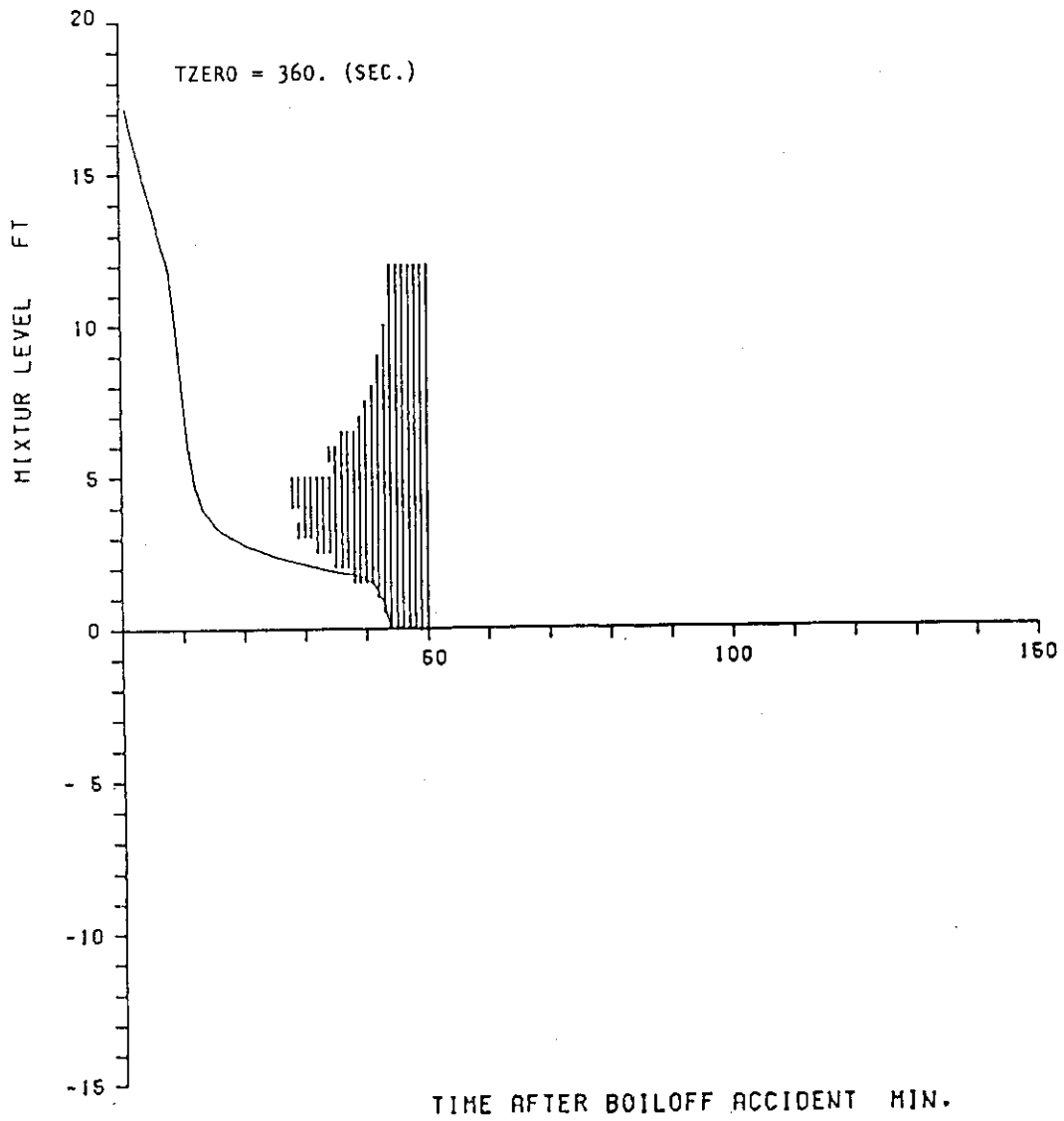


Fig. 3.4.4 Mixture Level and Molten Fuel Region in the Central Core Zone for Mletdown Model A and A Boiloff Accident Starting at 0.1 hr

3.5 輻射熱伝達が与える影響

BOIL1 コードでは、蒸気中に露出した炉心部分からは輻射により、炉心の上部構造物と炉心の下方の水に熱伝達されると考えている。そして炉心の上部構造物へは、炉心の最上部ノード（標準計算ケースでは第24ノード）からのみ輻射熱伝達されると仮定している。また下方の水へは混合相水位のすぐ上のノードからのみ輻射熱伝達されるとしている。

ここでは、上部構造物への輻射熱伝達、下方の水への輻射熱伝達の各々が、炉心のヒートアップ過程に与える影響について述べる。

(i) 上部構造物への輻射熱伝達の影響

ここでは、炉心溶融モデルA, B, Cの各々に対して、上部構造物への輻射熱伝達が炉心のヒートアップ過程に与える影響について述べる。Fig. 3.5.1 ~ Fig. 3.5.3に、炉心溶融モデルA, B, Cの各々に対して次の2ケースにおける炉心全体での溶融領域の割合の推移を示す。

(1) 上部構造物への輻射熱伝達が有る場合 ($F12 = 0.445$)

(2) 上部構造物への輻射熱伝達は無い場合 ($F12 = 0.0$)

ここで、 $F12$ は輻射交換係数と呼ばれているものであり、輻射熱伝達量を決定する係数である。 $F12 = 0.445$ は、標準入力値である。詳細は付録2:BOIL1コードのモデル説明、の熱輻射の項を参照されたい。

Fig. 3.5.1 ~ Fig. 3.5.3によると、炉心溶融モデルAとCの場合には、上部構造物への輻射熱伝達による炉心の除熱は、炉心のヒートアップ過程にほとんど影響をおよぼしていない。ところが、炉心溶融モデルBの場合には（Fig. 3.5.2）、炉心半径方向中央領域の第24ノード（最上部ノード）が完全に溶融する55分以降（Fig. 3.2.2）、上部構造物への輻射熱伝達が無いとした場合の方が炉心溶融の進行が著しく早くなる。

BOIL1では、上部構造物への輻射は、炉心の最上部ノードからのみおこなわれると仮定している。そして、最上部ノードが溶融していない時の最大伝熱量は、最上部ノードの崩壊熱までと仮定している。ところが、最上部ノードが溶融してからは、上部構造物への輻射の取扱いは、炉心溶融モデルにより異なる。炉心溶融モデルAでは、未溶融時と同じであり、最大伝熱量は最上部ノードの崩壊熱までとする。炉心溶融モデルCでは、ノードは溶融すると即落下するため、上部構造物への輻射はゼロとなる。一方、炉心溶融モデルBでは、最大、溶融プール全体で過剰な熱（溶融状態を維持するのに必要以上な）まで、輻射熱伝達しようと仮定している。また、炉心溶融モデルBでは、半径方向の平均温度が $TFUS$ （燃料棒の融点 + $\frac{\text{燃料棒の融解熱}}{\text{燃料棒の比熱}}$ ）を越えた場

合のみ、半径方向への熱伝達があると仮定している。これら炉心溶融モデルBの仮定は、このモデルが溶融プール内の自然対流による伝達熱流束は、下方向に比べ上方、水平方向が3倍近い値をもつという現象を強張したモデルであるためである。これゆえ、炉心溶融モデルBにおいては上部構造物への輻射がゼロであるとすると、最上部ノードが溶融した場合、溶融ノードでの過剰な熱は半径方向にのみ伝達されるため、炉心溶融の進行が早まる（Fig. 3.5.2）のである。

(ii) 下方の水への輻射熱伝達の影響

下方の水への輻射熱伝達の取扱いは、どの炉心溶融モデルに対しても同じである。そこで、こ

ここでは炉心溶融モデルA（標準計算ケース）において、下方の水への輻射熱伝達が炉心のヒートアップに与える影響について述べる。

下方の水への輻射熱伝達をゼロ（輻射交換係数=0.0）とした場合の、炉心全体での溶融領域の割合の推移をFig. 3. 5. 4に、チャンネル当りの蒸気生成量の変化をFig. 3. 5. 5に示す。

標準計算ケース（輻射交換係数=0.5）の炉心全体での溶融領域の割合の推移（Fig. 3. 1. 4）と比較すると、下方の水への輻射熱伝達をゼロとしたケースでは炉心溶融の進行が1分程度遅れるだけであり、全く同様な傾向を示している。

チャンネル当りの蒸気生成量の変化（Fig. 3. 5. 5）を標準計算ケース（Fig. 3. 1. 2）と比較すると、下方の水への輻射熱伝達をゼロとしたケースでは、50分ごろまでは標準計算ケースと同じ推移を示すが、以後の蒸気生成量が急増する時刻が1分程度遅れている。これは、標準計算ケースでは、炉心溶融領域が混合相水位にまで達すると、輻射熱伝達に寄与する混合相水位のすぐ上のノードが高温になるため、水への輻射伝熱量が増加し蒸気生成量が増加する。この蒸気生成量が増加しただけジルコニウム-水反応が進み、炉心のヒートアップは、下方の水への輻射熱伝達をゼロとした場合に比べ、早くなる。しかし、下方の水への輻射熱伝達が炉心のヒートアップ過程に与える影響は小さい。

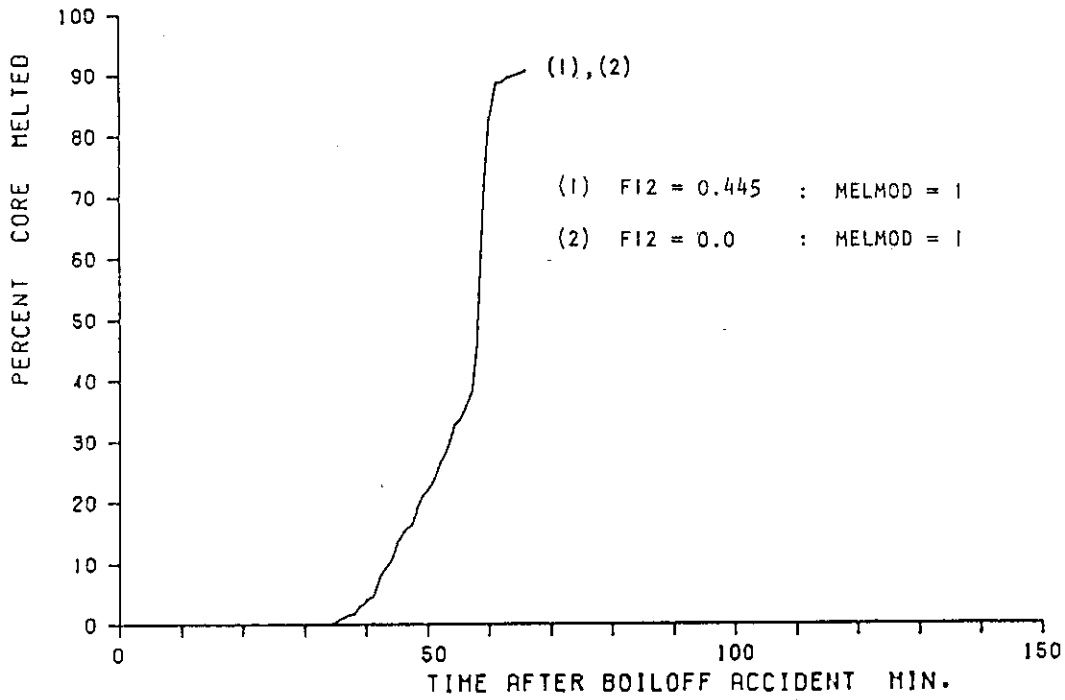


Fig. 3.5.1 Effect of Radiation Heat Transfer from the Uncovered Part of the Core to the Structure above the Core for Meltdown Model A

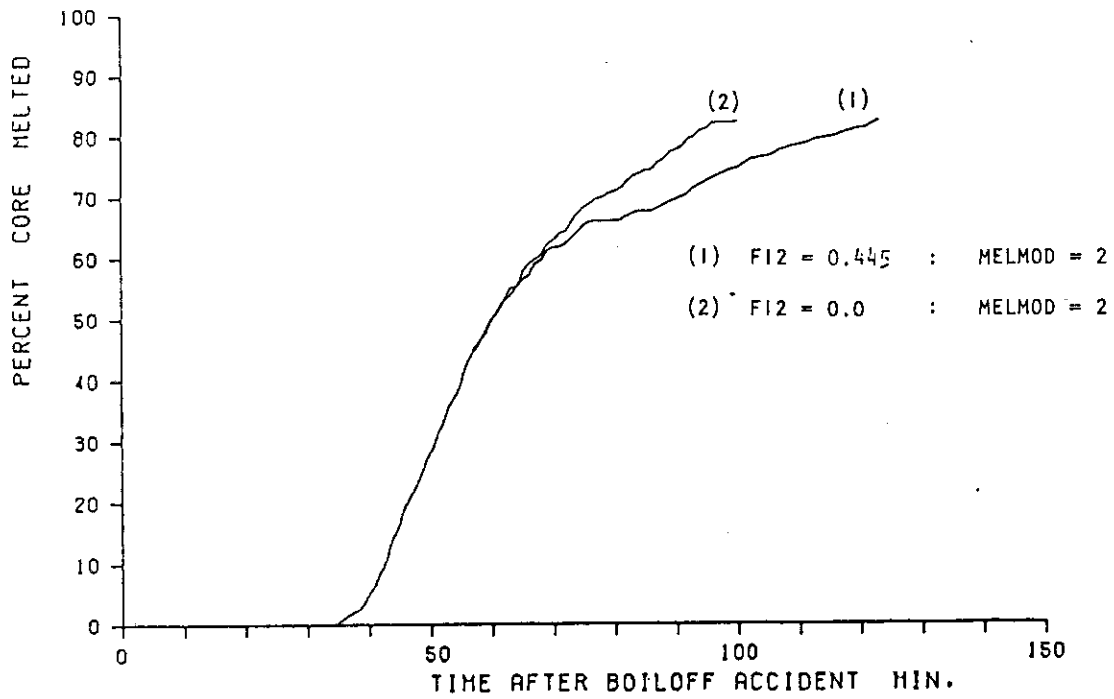


Fig. 3.5.2 Effect of Radiation Heat Transfer from the Uncovered Part of the Core to the Structure above the Core for Meltdown Model B

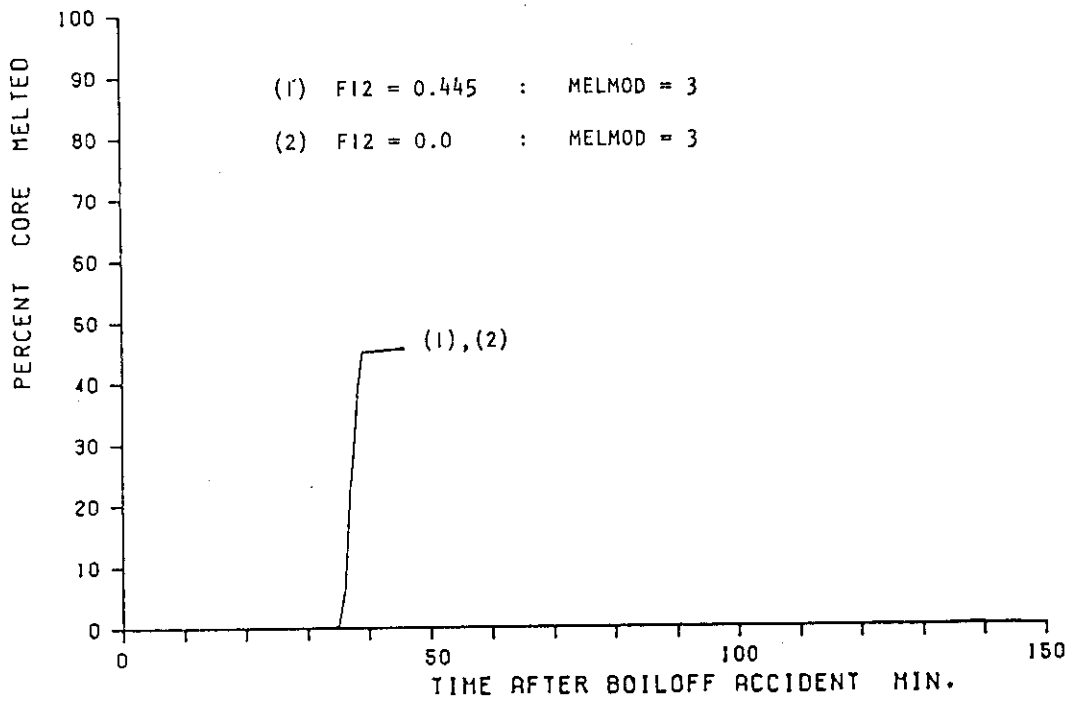


Fig. 3.5.3 Effect of Radiation Heat Transfer from the Uncovered Part of the Core to the Structure above the Core for Meltdown Model C

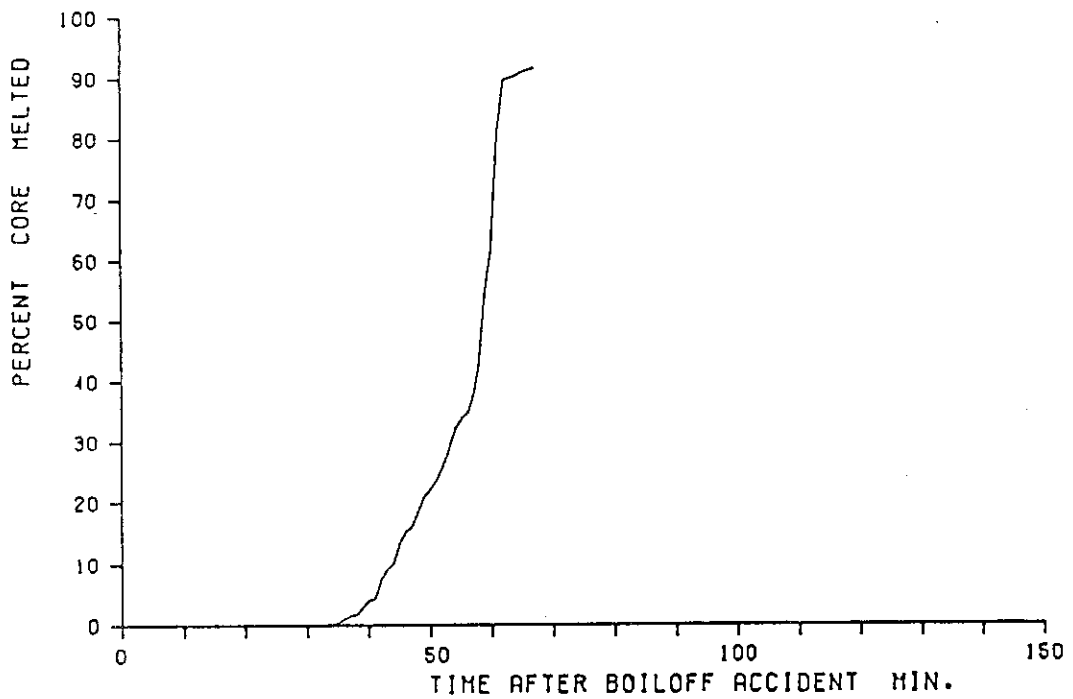


Fig. 3.5.4 The Percent of Core Melted when Radiation Heat Transfer from the Uncovered Part of the Core to the Water Inside or Below the Core is not Evaluated for Meltdown Model A

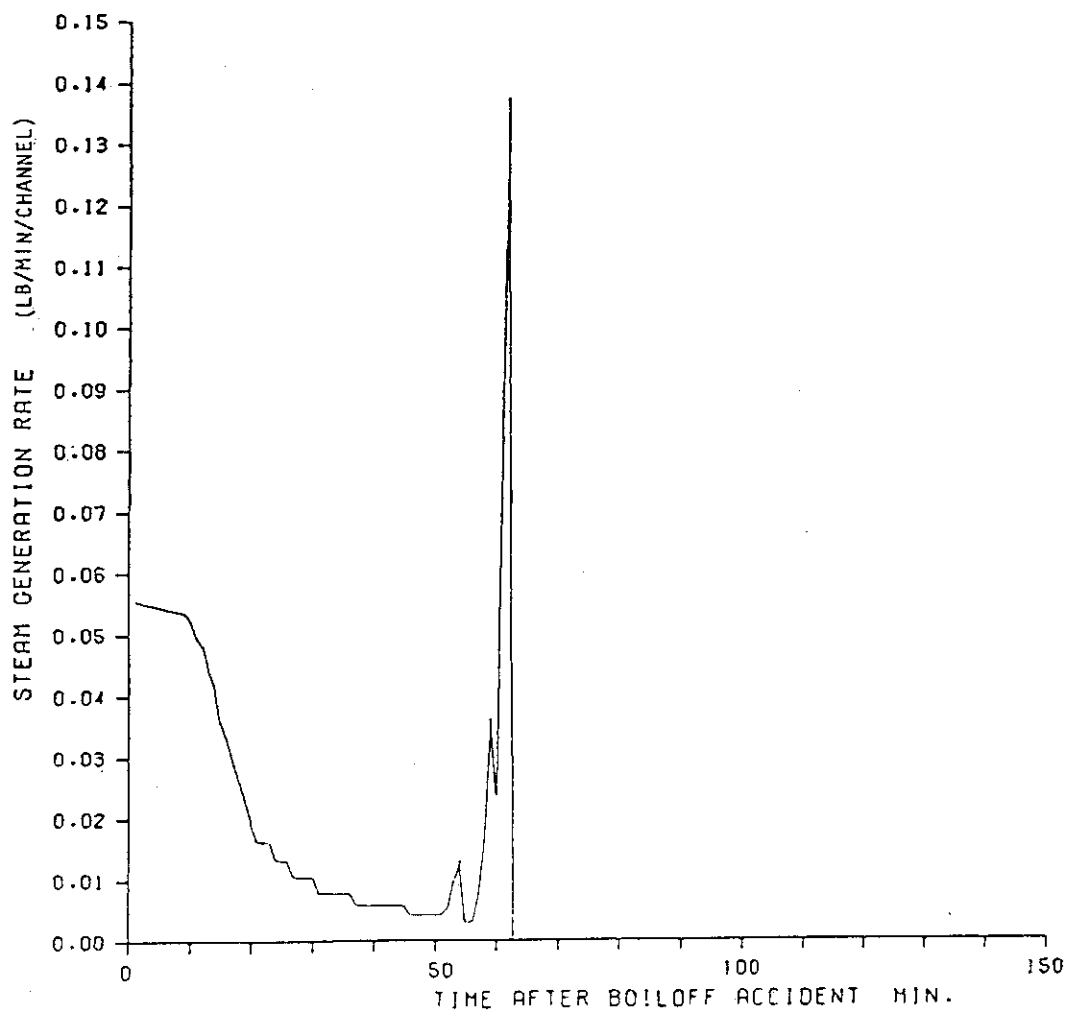


Fig. 3.5.5 Steam Generation Rate when Radiation Heat Transfer from the Uncovered Part of the Core to the Water Inside or Below the Core is not Evaluated for Meltdown Model A

3.6 軸方向ノード分割が与える影響

BOIL1では、炉心を半径方向と軸方向にノード分割して計算をおこなう。すなわち、Fig. 2.1に示すように、炉心のノード分割は同心円ドーナツの階層構造をなしている。BOIL1では、炉心半径方向の熱伝達は炉心溶融モデルBの溶融部分のモデルの場合を除いて考えていない。このため、半径方向のノード分割が炉心のヒートアップ過程に与える影響は小さい。一方、軸方向のノード分割は、混合相水位の計算、炉心溶融開始後の熱伝達の計算等に影響をおよぼす。

ここでは、軸方向ノード数；48, 24, 12, 6, 3の5ケースについて、解析をおこなった。軸方向の炉心の発熱分布は、標準計算ケース（軸方向24分割）をもとにTable 3.3のように定めた。

Fig. 3.6.1, Fig. 3.6.2に各ケースに対する、炉心全体での溶融領域の割合の推移と被覆管の酸化量の割合を示す。Fig. 3.6.1によると、軸方向ノード数が少ないほど、炉心溶融開始時刻は早くなり、炉心溶融の進行も早くなる。そして、Fig. 3.6.2を見ると、ノード数が少ないほどジルコニウム-水反応は急激に進行している。

BOIL1では、混合相水位のあるノードは、蒸気中に露出しているものと取扱い、そのノードから上ではジルコニウム-水反応がおこるとしている（Fig. 3.6.3）。したがって、軸方向の1ノード長が長い場合には、ジルコニウム-水反応を過大評価することになり、軸方向ノード数が少ないほど炉心は早くヒートアップすることになる。今回の5ケースの解析においては、軸方向ノード数が12以下では、ジルコニウム-水反応を過大評価することになると言える。

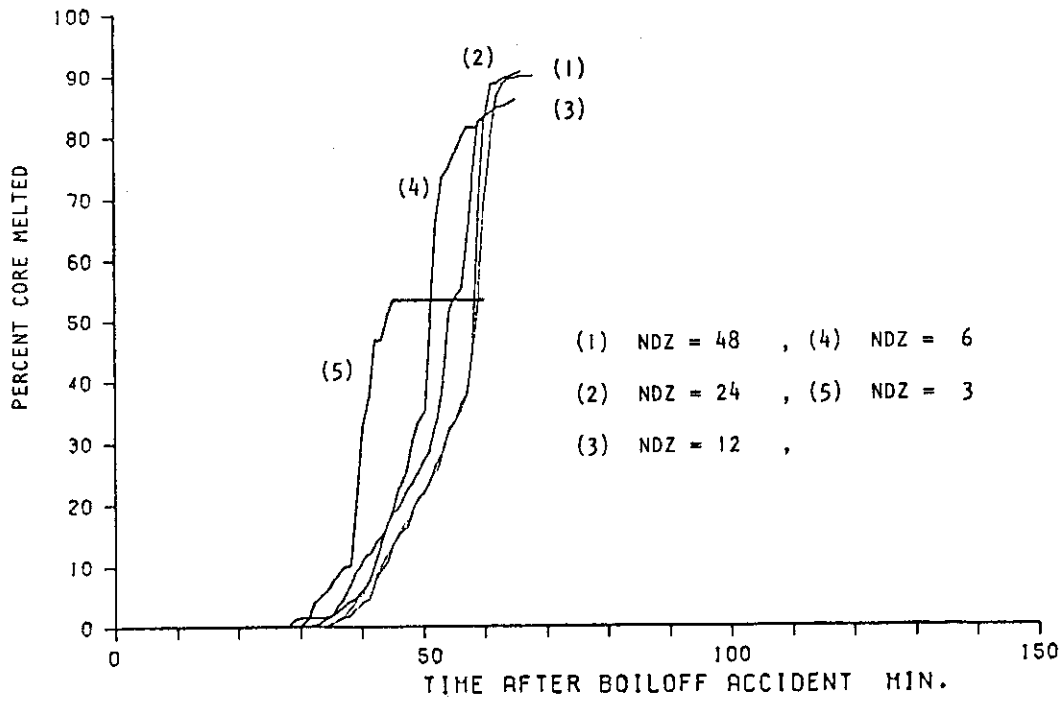


Fig. 3.6.1 Effect of the Number of Axial Nodes on the Percent of Core Melted for Meltdown Model A

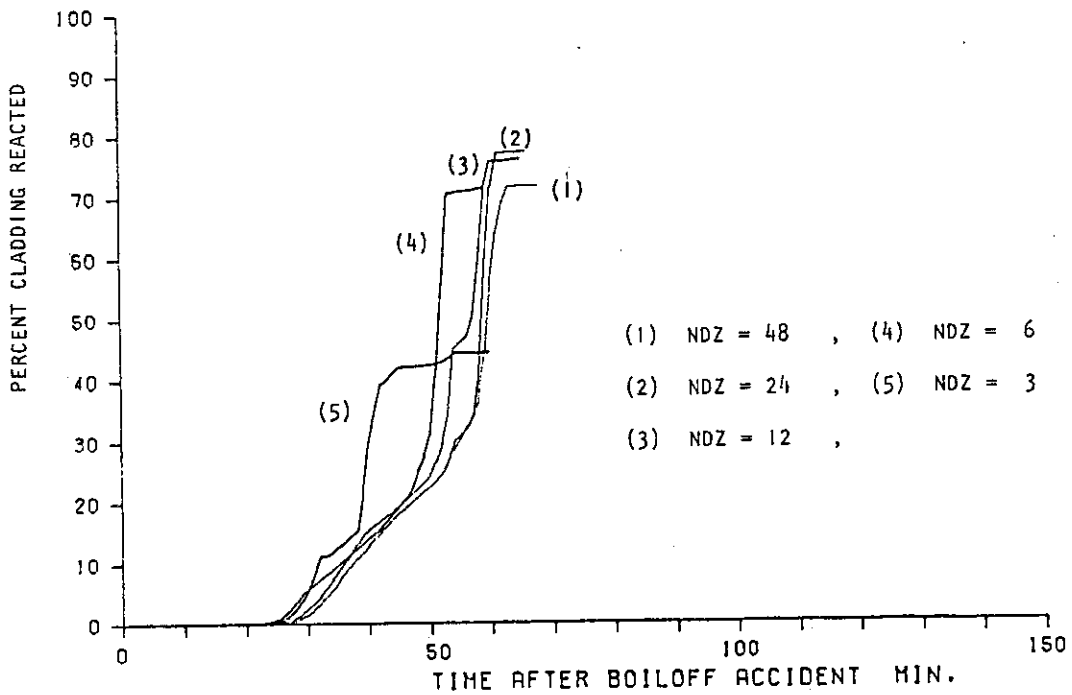


Fig. 3.6.2 Effect of the Number of Axial Nodes on the Percent of Cladding Reacted for Meltdown Model A

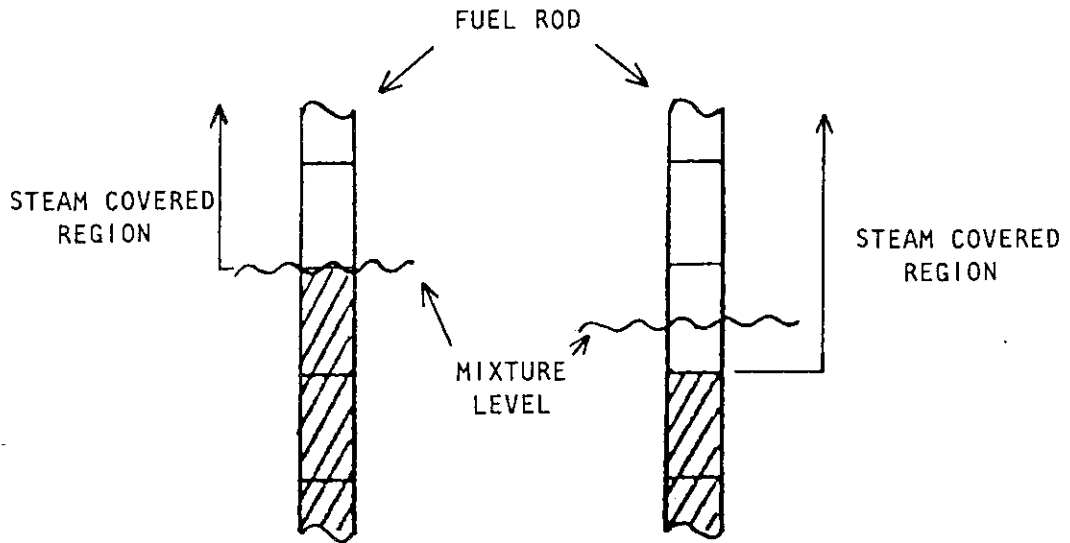


Fig. 3.6.3 Definition of the Uncovered Part of the Core in the BOIL 1 Calculations

3.7 タイムステップサイズが与える影響

BOIL1 コードでは、タイムステップサイズをボイロフ事故開始から炉心溶融が始まるまでと、炉心溶融開始後の各々に対して、独立にユーザーが定めることができる。即ち、次の2つのタイムステップサイズを入力値で与えることができる。

DTM (min) = ボイロフ事故開始から炉心溶融開始まで

DTM 2 (min) = 炉心溶融開始以後

Fig. 3.7.1 に、次の3 ケースにおける炉心全体での溶融領域の割合の推移を示す。

(1) DTM = 1.0 (min), DTM 2 = 1.0 (min) (標準計算)

(2) DTM = 1.0, DTM 2 = 0.5

(3) DTM = 1.0, DTM 2 = 2.0

Fig. 3.7.2 に、次の3 ケースにおける炉心全体での溶融領域の割合の推移を示す。

(1) DTM = 1.0 (min), DTM 2 = 1.0 (min) (標準計算)

(2) DTM = 0.5, DTM 2 = 0.5

(3) DTM = 2.0, DTM 2 = 2.0

いずれの場合も、タイムステップサイズが多少変化しても、計算結果が著しく異なることはない。

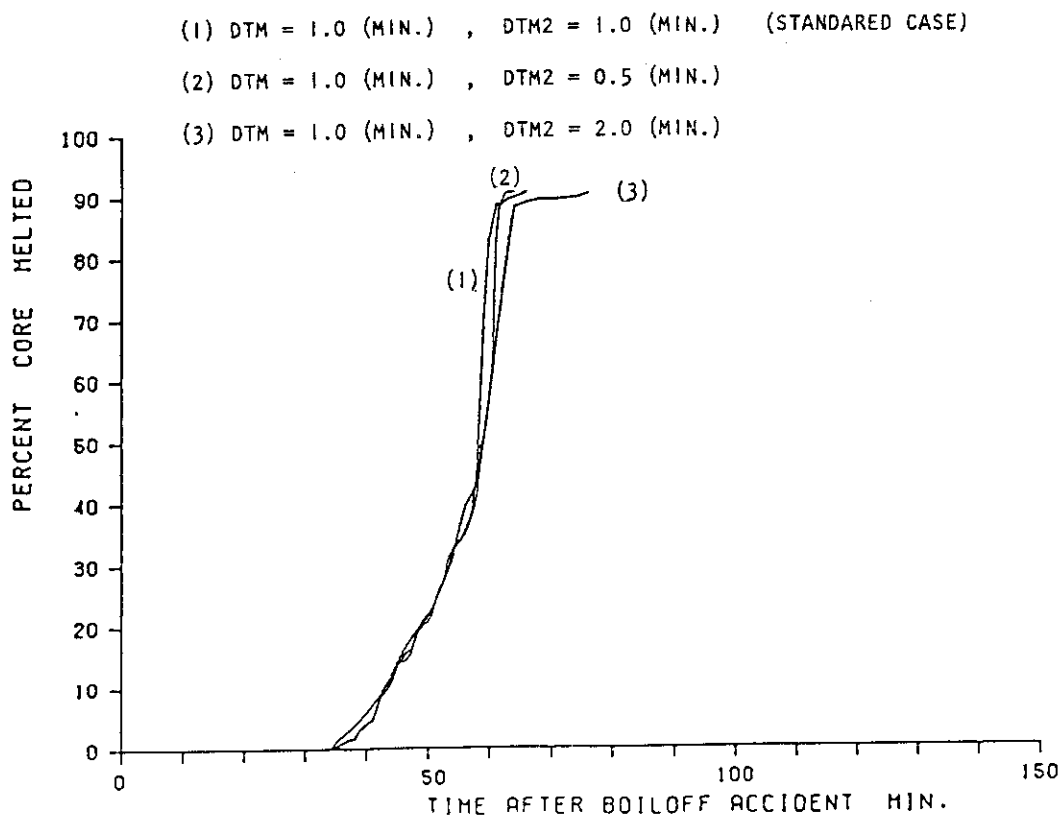


Fig. 3.7.1 Effect of Time Step Size after Core Melting on the Percent of Core Melted for Meltdown Model A

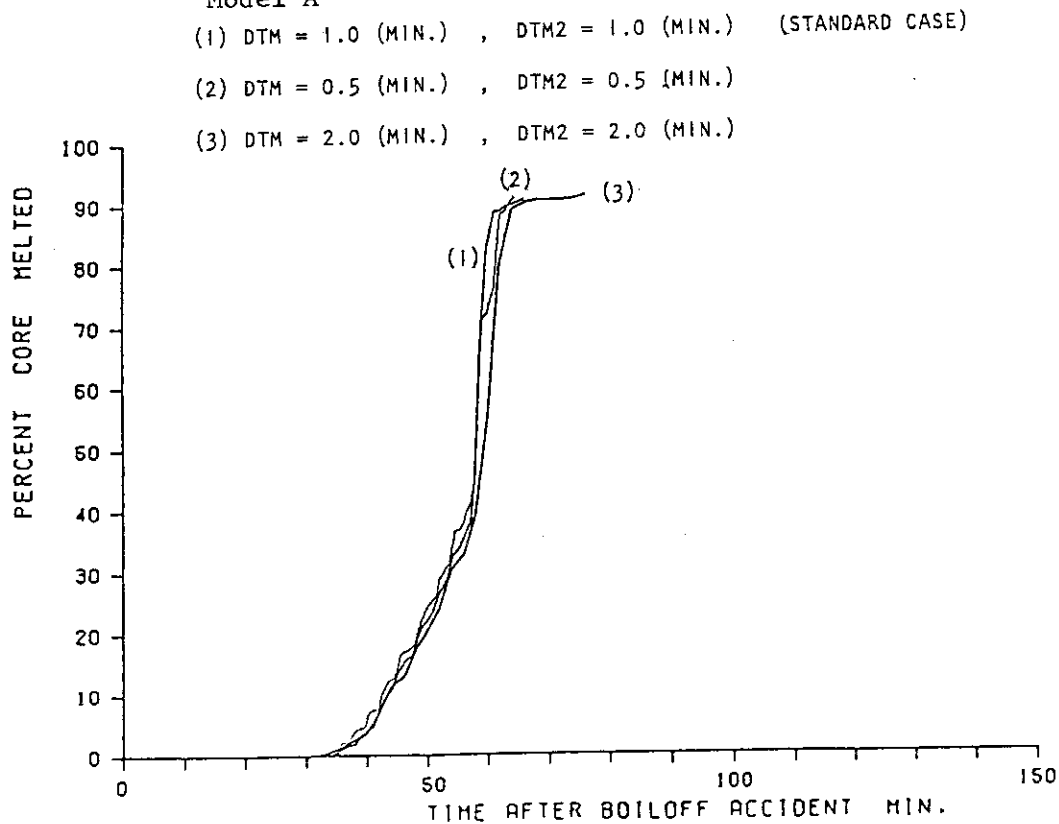


Fig. 3.7.2 Effect of Time Step Size on the Percent of Core Melted for Meltdown Model A

4. BOIL1 コードの問題点

今回、BOIL1 コードの標準計算と感度解析を行ってきたなかで、BOIL1 コードのモデル上、及びプログラミング上の問題点がいくつか明らかになった。この章では、今回明らかとなった問題点を5項目列挙しておく。

(1) 混合相水位の計算モデル

炉心内でのボイド率は、高さに対して線型であると仮定し、混合相水位を計算する。この計算により、もし混合相水位が炉心上端より高くなると、炉心上端より上でのボイド率はゼロとして混合相水位を計算する。このため、Fig. 3.1.3 等の「混合相水位の変化」に示されているように、混合相水位の低下率は、混合相水位が炉心上端（12 ft：約9分後）に達した時点で大きく変化する。炉心上端より上でのボイド率をゼロとしても、単位時間に生成する蒸気量等、炉心のヒートアップ計算には影響を与えることはない。しかし、炉心上端より上でのボイド率は、炉心上端におけるボイド率と同じとする方が、現象的には妥当なモデルであろう。

(2) 閉塞流路における蒸気冷却

3.3節で述べたように、BOIL1 コードでは、炉心ノードが溶融すると蒸气流路が閉塞するモデルを組み込んでいる。溶融ノードより上のノードでは蒸気は供給されず、ジルコニウム-水反応は停止する。溶融ノードより下の流路での余剰の蒸気は、そのままその流路に留るか、すぐ隣りの流路に流れ込む（この選択は、ユーザオプション）としている。したがって、溶融ノードより上のノードでの蒸気冷却はなくなり、該当炉心ノードは崩壊熱により断熱的にヒートアップするはずである。しかし BOIL1 のこのモデルでは、この炉心ノードの断熱的なヒートアップは考慮してなく、流路閉塞はない場合と同様に蒸気による炉心冷却の継続をモデルとした計算をおこなっている。

(3) 炉心溶融モデル A

炉心溶融モデル A のルーチンでは、炉心の最上部ノードから順次下方に温度を調べ、TFUS（炉心の融点+融解熱に相当する温度）に達しているノード=すなわち完全に溶融しているノード=を探し出す。そして完全に溶融している最も上方のノードから、過剰の熱は順次下方のノードに伝達するようにプログラムされている。ところで、標準計算ケースの Fig. 3.1.3 の 46 分から 48 分の間のように、第7～第11ノードと第15ノードが、完全溶融している状態（溶融領域が不連続）になると、炉心溶融モデル A の下方への伝熱計算は第15ノードに対してしかおこなわれない。すなわち、第7～第11ノードには、炉心溶融モデル A が適用されないようにプログラムされている。計算結果によると、46分から48分の間では、第7～第11ノードは炉心の融点以上の温度を示している。第7～第11ノードに対しても炉心溶融モデル A の下方への伝熱計算をおこなうと、炉心溶融領域の進行はもっと早くなるであろう。

(4) 炉心溶融モデル B (その1)

炉心溶融モデル B では、炉心の最下部ノードから順次上方に温度を調べ、完全に溶融しているノードを探し出す。そして、完全に溶融している最も下方のノードから順次上方に余剰熱が伝達さ

れるようにプログラムされている。このモデルでも(3)に述べた炉心溶融モデルAの場合と同様に、同一半径方向に不連続に複数個発生した場合は、最も下方の溶融ノードに対してしか、炉心溶融モデルBの熱伝達計算は適用されない。ただし、今回の各種感度解析計算ケースではこのような状態は発生しなかった。

(5) 炉心溶融モデルB (その2)

炉心溶融モデルBにおける、炉心半径方向中央領域における完全溶融領域の分布の時間推移 (Fig. 3.2.2) を見ると、炉心最上部ノードは完全溶融状態と未完全溶融状態間を振動している。Fig. 3.2.2の完全溶融領域は各時刻において、FNM (炉心ノードの溶融している割合) = 1.0 となっているノードを描いているものであり、FNMは次式で定義されている。

$$FNM(I, R) = \frac{(\text{燃料棒ノードの温度}) - (\text{燃料棒ノードの融点})}{\left(\frac{\text{燃料棒の融解熱}}{\text{燃料棒の比熱}} \right)}$$

上式で $FNM(I, R) > 1.0$ ならば $FNM(I, R) = 1.0$

この振動の原因は、炉心最上部ノードでの上部構造物への輻射、あるいは半径方向の熱伝達の計算にあると思われるが、詳細は現在検討中である。

5. 感度解析の結論と今後の課題

今回の解析の目的は、BOIL1コードを用いて、主要なパラメータがボイロフ事故シーケンスにどのような影響を与えるかを明らかにすることであった。BOIL1コードの性能評価が主要目的であったため、このコードには、4.で述べたようにいくつかの問題点があるにもかかわらず、今回の解析では原モデルに何ら手を加えていない。モデルで想定した現象が計算結果に十分反映されていない所や、原コードのまま使用したため計算プログラムに問題があり想定したモデルどおりに解析を進めていない個所があったり、あるいはタイムステップの最後では現象的にみて不適切な結果が示されている所もある。このように、BOIL1コードはいくつかの不備な点もっているが、炉心溶融過程の概要を掴むこと、ボイロフ事故シーケンスに支配的な影響を与える因子を知ることには十分なコードであると考ええる。

今回の解析で得られた結論は次の通りである。

- (1) ボイロフ事故シーケンスには、ジルコニウム-水反応と炉心崩壊熱が支配的な影響を与える。ただし、炉心崩壊熱は運転出力と、原子炉停止後ボイロフ事故開始までの時間で定まるものであり、これは、その間の事故シーケンスの進展状況で決定される。
- (2) ジルコニウム-水反応は、この反応を制限する要因が無い場合は非常に強い正のフィードバックとなって、急激に炉心のヒートアップを進める。
- (3) ジルコニウム-水反応を制限する要因は、供給される蒸気量である。炉心溶融領域が水位より上に留まっている間は、炉心全体では蒸気量は不足している。すなわち、ジルコニウム-水反応が十分おこなわれるには、水位下の炉心崩壊熱による蒸気生成量では不足しており、溶融領域が水でクエンチされはじめると(炉心溶融モデルAとC)蒸気生成量は急増し、炉心のヒートアップは急速に進む。
- (4) 炉心溶融モデルAでは、炉心溶融領域は比較的早い時期に水位まで降下し、蒸気生成量は急増する。このためジルコニウム-水反応は急速に進み、炉心のヒートアップは以後急速に進行する。
- (5) 炉心溶融モデルBでは、炉心溶融領域が水にクエンチされることはないので蒸気生成量は少ない。このためジルコニウム-水反応は十分おこなわれないので炉心のヒートアップは最も遅い。
- (6) 炉心溶融モデルCでは、溶融燃料はただちに圧力容器の底部に落下するため、蒸気生成量は非常に大きくなる。このため、炉心のジルコニウム-水反応は十分に進み、炉心溶融は急速に進行する。
- (7) 溶融した炉心ノードによる蒸气流路の閉塞を考えると、溶融ノードにより上方のノードでは蒸気供給がなくなるため、ジルコニウム-水反応は停止するので、流路閉塞を考えない場合に比べ、炉心溶融の進行は大きく遅れる。
- (8) 上部構造物への輻射熱伝達は、炉心溶融モデルBの場合のみ炉心溶融過程に与える寄与が大きい。
- (9) 露出ノードから水への輻射熱伝達は、蒸気生成量に寄与するが、炉心のヒートアップ過程に

与える影響は小さい。

(10) 軸方向ノード分割は、炉心のヒートアップ過程に大きな影響を与える。軸方向1ノード長をあまり大きく定めると、ジルコニウム-水反応を過大評価することになる。今回の解析では、軸方向12分割(1ノード長=1ft)では、1ノード長は長すぎるといえる。

(11) 4章で述べてあるように、このBOIL1コードには、モデル及びプログラミングにいくつかの問題点が見い出せる。時に、炉心上端および下端等の境界領域における熱伝達計算の処理に不十分な点があり、タイムステップの最後で現象的にみて不適切な結果が見られる。

BOIL1コードは、ボイルオフ事故開始後の炉心の挙動のみを扱ったコードであるが、その後の熔融燃料による圧力容器破損、そして格納容器破損まで扱ったコードにMARCHコード〔3〕が1980年に同じ米国バッチレ・コロンバス研究所で作られている。このMARCHコードのサブルーチンBOILは、今回解析したBOIL1コードを改良したものである。今後の課題として、まずMARCHコードのサブルーチンBOILとBOIL1コードとのモデル上の相違点を明確にすることであり、時に今回の解析で明らかになったBOIL1コードの問題点はどのように処置されているか明確にすることである。

また、ボイルオフ事故シーケンスをさらに定量的に解析するには、熔融ジルコニウム及び熔融 UO_2 、あるいはそれらの共晶体の挙動を実験により明らかにすることが必要である。これは、今回の解析により、炉心のヒートアップにはジルコニウム-水反応が支配的な影響を与えることが明らかになっており、炉心全体でのこの反応量は、炉心の形状及び熔融燃料の挙動に大きく支配されると考えるためである。

6. おわりに

BOIL1コードは、ラスムッセン研究〔2〕において、ボイルオフ事故シーケンスを定量的に解析するために用いられたコードである。この報告の目的は、まずBOIL1コードにより、ボイルオフ事故シーケンスを明らかにし、次に各種パラメータがボイルオフ事故シーケンスに与える影響を明らかにすることであった。なお、本報告書作成に当っては、安全解析部安全性コード開発室の飛岡利明主任研究員及び阿部清治研究員から多大なる御意見、御指導をいただいた。また、BOIL1コードのコンバージョン作業においては、同じく安全性コード開発室の金木弘氏及び渡邊憲夫氏に御協力していただいた。以上、四氏に心からの謝意を表したい。

与える影響は小さい。

(10) 軸方向ノード分割は、炉心のヒートアップ過程に大きな影響を与える。軸方向1ノード長をあまり大きく定めると、ジルコニウム-水反応を過大評価することになる。今回の解析では、軸方向12分割(1ノード長=1ft)では、1ノード長は長すぎるといえる。

(11) 4章で述べてあるように、このBOIL1コードには、モデル及びプログラミングにいくつかの問題点が見い出せる。時に、炉心上端および下端等の境界領域における熱伝達計算の処理に不十分な点があり、タイムステップの最後で現象的にみて不適切な結果が見られる。

BOIL1コードは、ボイルオフ事故開始後の炉心の挙動のみをみつかったコードであるが、その後の熔融燃料による圧力容器破損、そして格納容器破損までみつかったコードにMARCHコード〔3〕が1980年に同じ米国バッチレ・コロンバス研究所で作られている。このMARCHコードのサブルーチンBOILは、今回解析したBOIL1コードを改良したものである。今後の課題として、まずMARCHコードのサブルーチンBOILとBOIL1コードとのモデル上の相違点を明確にすることであり、時に今回の解析で明らかになったBOIL1コードの問題点はどのように処置されているか明確にすることである。

また、ボイルオフ事故シーケンスをさらに定量的に解析するには、熔融ジルコニウム及び熔融 UO_2 、あるいはそれらの共晶体の挙動を実験により明らかにすることが必要である。これは、今回の解析により、炉心のヒートアップにはジルコニウム-水反応が支配的な影響を与えることが明らかになっており、炉心全体でのこの反応量は、炉心の形状及び熔融燃料の挙動に大きく支配されると考えるためである。

6. お わ り に

BOIL1コードは、ラスムッセン研究〔2〕において、ボイルオフ事故シーケンスを定量的に解析するために用いられたコードである。この報告の目的は、まずBOIL1コードにより、ボイルオフ事故シーケンスを明らかにし、次に各種パラメータがボイルオフ事故シーケンスに与える影響を明らかにすることであった。なお、本報告書作成に当っては、安全解析部安全性コード開発室の飛岡利明主任研究員及び阿部清治研究員から多大なる御意見、御指導をいただいた。また、BOIL1コードのコンバージョン作業においては、同じく安全性コード開発室の金木弘氏及び渡邊憲夫氏に御協力していただいた。以上、四氏に心からの謝意を表したい。

参考文献

- [1] Wooton, R.O., "BOIL 1, A Computer Program to Calculate Core Heatup and Meltdown in a Coolant Boiloff Accident", (March, 1975)
- [2] "Reactor Safety Study, An Assessment of Accident Risk in U.S. Commercial Nuclear Power Plants", Appendix VIII ; "Physical Processes in Reactor Meltdown Accidents", WASH-1400, (August, 1974)
- [3] Wooton, R.O. and Avci, H.I., "MARCH, Meltdown Accident Response Characteristics", NUREG/CR-1711 BMi-2066, (October, 1980)

付録1 BOIL 1コードの入出力説明

BOIL 1コードは、CDC 6400 コンピュータ用にフォートランで書かれている。今回の解析のため、日本原子力研究所 FACOM M-200 用にコンバージョンをおこなった。コンバージョン作業における問題点としては、FORTHE コンパイラを使用すると、入力データ MELMOD = 3 (炉心溶融モデルC) とした場合にゼロ割りが発生する。ところが、FORTGE コンパイラを使用した場合は、問題ない。このため、プログラムを以下のように変更し、FORTHE コンパイラで使用できるようにした。計算結果は、一致していることを確認した。

(オリジナル)

DO 260 i = 1, NDZ	BoL 1970
↓	
BB = 0	BoL 2450
iF (W. GT. O.) BB = HC * P * DZ / W / CP / 60	BoL 2460
↓	
Continue	BoL 2550

(変更後)

BB = 0	
iF (W. GT. O.) BB = HC * P * DZ / W / CP / 60	
DO 260 i = 1, NDZ	BoL 1970
↓	
Continue	BoL 2550

ソースプログラムはカードで551枚であり、実行時には、原研 FACOM M-200 コンピュータで320 K Byte 必要とする。CPU タイムは、標準入力データ (Table 3-1) に対して、4.16 sec である。

入力データのフォーマットは次の通りである。

カード1 ; FORMAT (8 A 10)

カード2, カード3 ; FORMAT (8 I 10)

他のすべてのカード ; FORMAT (8 E 10.0)

各カードに書かれる入力変数名とその定義を Table A. 1. 1 に示す。

標準入力値のリストを Table A. 1. 2 に示す。

出力変数名とその定義を Table A. 1. 3 に示す。

標準入力値による出力例を Table A. 1. 4 に示す。

Table A.1.1 VARIABLE DEFINITIONS FOR THE INPUT DATA

Card 1 (TITLE)

TITLE = Any descriptive title up to 80 columns long

Card 2 (NDTM, R1, R2, NT, NR, NDZ, MELMOD, IMTA)

NDTM = Number of time steps in problem
 R1 = Zone number of innermost radial region, $R1 \geq 1$
 R2 = Zone number of outermost radial region, $R2 < 10$
 NT = Total number of lattice positions in core
 NR = Total number of fueled rods in core
 NDZ = Number of axial nodes, $NDZ \leq 50$
 MELMOD = 1, for meltdown model A
 2, for meltdown model B
 3, for meltdown model C
 IMWA = 0, no metal-water reaction
 1, no metal-water reaction after a node melts
 2, no metal-water reaction above the lowest melted nodes in
 a given radial region

Card 3 (ISTM)

ISTM = 0, no steam bypass of plugged channels
 1, steam bypasses plugged channels and reacts in unplugged
 channels

(Notes : ISTM \neq 0 only for IMWA = 2)

Card 4 (F12, WFEO, WFEI, TFEOO, DTM, TZERO, HO)

F12 = radiation interchange factor between top of core and heat
 sink above the core
 WFEO = mass times specific heat of iron above the core
 heat sink for radiation heat transfer, Btu/F
 WFEI = mass times specific heat of radiation heat sink if first
 iron mass (WFEO) melts, Btu/F
 TFEOO = initial temperature of iron heat sink above core, F
 DTM = time step size, min.
 TZERO = time from shutdown to initiation of the boiloff accident, sec.
 QZERO = initial core power, Btu/hr
 HO = unswollen initial liquid level above bottom of core, ft

Card 5 (TFUS, ACOR, ATOT, H, WATBH, D, DF, DC)

TFUS = melting temperature of fuel plus the temperature equivalent
 of the heat of fusion ($T_{melt} + \lambda/C$), F
 ACOR = flow area in the core, ft^2
 ATOT = total flow area in the pressure vessel, ft^2
 H = active fuel height, ft^2
 WATBH = weight of water in the bottom head below the core, lb
 D = fuel rod diameter, ft
 DF = fuel pellet diameter, ft
 DC = diameter of the core, ft

Card 6 (RHOCU, CLAD, HW, CP, HFG, RHOL, RHOS, CK)

RHOCU = volumetric heat capacity of the core, $Btu/ft^3 \cdot F$
 CLAD = thickness of Zircalloy Cladding, ft
 HW = boiling heat transfer coefficient for water-covered fuel rod
 nodes, $Btu/hr \cdot ft^2 \cdot F$

CP = specific heat of steam, Btu/lb
 HFG = heat of vaporization, Btu/lb
 RHOL = density of water, lb/ft³
 RHOS = density of steam, lb/ft³
 CK = 8.77 ft/min, mass transfer coefficient of steam through hydrogen

Card 7 (U, XOO, TGOO, DH, TMELT, DTM2)

U = steam separation velocity used in level swell model, ft/sec.
 XOO = initial zirconium oxide thickness, ft
 TFOO = initial water and steam temperature, F
 DH = core hydraulic diameter, ft
 TMELT = core melting temperature, F
 DTM2 = time step to be used after core melting starts, min.

Card-type 8 (F(I), I=1,NDZ)

F(I) = axial power peaking factors with I=1 at the bottom of the core

Card-type 9 (PF(I), I=1,R2)

PF(I) = radial region power peaking factors with I=1 at the innermost region

Card-type 10 (VF(I), I=1,R2)

VF(I) = fraction of core volume in each radial region

Table A.1.2 Standard Case Input Data List

GEM-FSO (V01/L06) --- J3525.BOIL1#IN.DATA(SAMPLE) LEVEL=34
 ==>

ROW	SCROLL ==>	PAGE	COLUMN	SCROLL ==>	40	NONULLS	50		
-----1-----2-----3-----4-----5-----6-----7-----8-----9-----									
0100		BOIL	SAMPLE	PROBLEM	MELTDOWN	MODEL	A		
0200	150	2	6	35325	32028	24	1	1	
0300	0								
0400	.445	457.	8920.	500.	1.	3600.	8.331	+9	12.
0500	6343.	43.6	71.6	12.	52000.	.03517	.03054		9.975
0600	54.2	2.02	-3 350.	0.5	911.6	57.37	0.1503		8.77
0700	4.5	3.28	-6 300.	.04928	5150.	1.			
0800	.47	.49	.53	.64	.77	.95	1.21		1.27
0900	1.35	1.44	1.47	1.50	1.50	1.47	1.44		1.35
1000	1.27	1.21	.95	.77	.64	.53	.49		.47
1100	1.	1.485	1.262	1.09	.95	.473			
1200	1.	.1	.2	.3	.2	.2			

*** END OF DATA SET ***

Table A.1.3 Variable Definitions for the Output Data

 * OUTPUT VARIABLES *

- TIME = ACCIDENT TIME AFTER TZERO , MIN
- Y = MIXTURE LEVEL , FT
- YDOT = RATE OF DECREASE OF MIXTURE LEVEL , FT/MIN
- WMASS = MASS OF WATER IN CORE , LB
- ALF = VOID FRACTION IN BUBBLE RISE MODEL AT TOP OF CORE
- W = TOTAL STEAM GENERATION , LB/MIN PER CHANNEL
- SDW = STEAM CONSUMED IN ZR-WATER REACTION , LB/MIN PER CHANNEL
- WW = STEAM FLOW DUE TO MOLTEN UO2 AND RADIATION HEAT , LB/MIN PER CHANNEL
- TFGR = ACCUMULATIVE FRACTION OF CLAD REACTED
- QMW = POWER PRODUCED IN ZR-WATER REACTION , BTU/HR
- TFALL = TEMPERATURE OF CORE MATERIAL IN BOTTOM HEAD , F
- TFE = TEMPERATURE OF STRUCTURE ABOVE CORE , F
- RADT = HEAT RADIATED TO STRUCTURE ABOVE CORE , BTU/HR
- TFPL = FRACTION OF FISSION PRODUCTS NOT LOST
- TGEX = AVERAGE STEAM TEMPERATURE AT TOP OF CORE , F
- FCM = FRACTION OF CORE MELTED
- JDK = CORE DECAY HEAT , BTU/HR
- Z = DISTANCE FROM BOTTOM OF CORE , FT
- FNM(R) = FRACTION NODE MELTED IN RADIAL ZONE R
- XD(R) = THICKNESS OF CLAD REACTED IN RADIAL ZONE R , CM
- TG(R) = STEAM TEMPERATURE IN RADIAL ZONE R , F
- TRC(R) = FUEL ROD TEMPERATURE IN RADIAL ZONE R , F

Table A.1.4 Output Data for Standard Case (Sheet 1 of 3)

BOIL SAMPLE PROBLEM , MELTDOWN MODEL A

TIME = 1.000E+00 Y = 1.558E+01 YDOT = -4.461E-01 WMASS = 4.734E+04 ALF = 6.765E-01 W = 5.538E-02
 SDW = 0.0 WH = 1.863E-07 TFCR = 0.0 QMW = 0.0 YFALL = 3.000E+02 TFE = 5.000E+02
 RADT = 0.0 TFPL = 1.000E+00 TGEX = 3.000E+02 FCM = 0.0 QDK = 1.062E+08

Z	FNM(1)	XO(1)	TG(1)	TRD(1)	TRD(2)	TRD(3)	TRD(4)	TRD(5)
5.000E-01	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.050E+02	3.042E+02	3.037E+02	3.032E+02	3.016E+02
1.000E+00	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.052E+02	3.044E+02	3.038E+02	3.033E+02	3.017E+02
1.500E+00	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.056E+02	3.048E+02	3.041E+02	3.036E+02	3.018E+02
2.000E+00	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.068E+02	3.058E+02	3.050E+02	3.043E+02	3.022E+02
2.500E+00	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.082E+02	3.069E+02	3.060E+02	3.052E+02	3.026E+02
3.000E+00	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.101E+02	3.086E+02	3.074E+02	3.064E+02	3.032E+02
3.500E+00	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.128E+02	3.109E+02	3.094E+02	3.082E+02	3.041E+02
4.000E+00	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.135E+02	3.115E+02	3.099E+02	3.086E+02	3.043E+02
4.500E+00	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.143E+02	3.122E+02	3.105E+02	3.092E+02	3.046E+02
5.000E+00	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.153E+02	3.130E+02	3.112E+02	3.098E+02	3.049E+02
5.500E+00	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.156E+02	3.133E+02	3.114E+02	3.100E+02	3.050E+02
6.000E+00	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.159E+02	3.135E+02	3.117E+02	3.102E+02	3.051E+02
6.500E+00	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.159E+02	3.135E+02	3.117E+02	3.102E+02	3.051E+02
7.000E+00	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.156E+02	3.133E+02	3.114E+02	3.100E+02	3.050E+02
7.500E+00	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.153E+02	3.130E+02	3.112E+02	3.098E+02	3.049E+02
8.000E+00	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.143E+02	3.122E+02	3.105E+02	3.092E+02	3.046E+02
8.500E+00	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.135E+02	3.115E+02	3.099E+02	3.086E+02	3.043E+02
9.000E+00	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.128E+02	3.109E+02	3.094E+02	3.082E+02	3.041E+02
9.500E+00	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.101E+02	3.086E+02	3.074E+02	3.064E+02	3.032E+02
1.000E+01	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.082E+02	3.069E+02	3.060E+02	3.052E+02	3.026E+02
1.050E+01	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.068E+02	3.058E+02	3.050E+02	3.043E+02	3.022E+02
1.100E+01	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.056E+02	3.048E+02	3.041E+02	3.036E+02	3.018E+02
1.150E+01	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.052E+02	3.044E+02	3.038E+02	3.033E+02	3.017E+02
1.200E+01	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.050E+02	3.042E+02	3.037E+02	3.032E+02	3.016E+02

Table A.1.4 (Sheet 2 of 3)

BOIL SAMPLE PROBLEM , MELTDOWN MODEL A

TIME = 3.500E+01 Y = 3.048E+00 YDOT = -7.132E-02 WMASS= 1.185E+04 ALF = 1.077E-01 W = 7.846E-03
 SDW = 6.046E-03 HW = 6.697E-05 YFCR = 7.084E-02 QMW = 8.971E+07 TFALL= 3.000E+02 TFE = 6.803E+02
 RADT = 7.175E+05 TFPL..= 9.505E-01 TGEX = 1.759E+03 FCM = 4.731E-03 QDK = 9.370E+07

Z	FNM(1)	XO(1)	TG(1)	TRO(1)	TRO(2)	TRO(3)	TRO(4)	TRO(5)
5.000E-01	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.044E+02	3.037E+02	3.032E+02	3.028E+02	3.014E+02
1.000E+00	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.046E+02	3.039E+02	3.034E+02	3.029E+02	3.015E+02
1.500E+00	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.050E+02	3.042E+02	3.036E+02	3.032E+02	3.016E+02
2.000E+00	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.060E+02	3.051E+02	3.044E+02	3.038E+02	3.019E+02
2.500E+00	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.072E+02	3.061E+02	3.053E+02	3.046E+02	3.023E+02
3.000E+00	0.0	9.997E-05	3.000E+02	3.089E+02	3.076E+02	3.065E+02	3.057E+02	3.028E+02
3.500E+00	0.0	1.000E-04	5.284E+02	1.058E+03	9.457E+02	8.586E+02	7.874E+02	5.436E+02
4.000E+00	0.0	2.112E-04	8.422E+02	1.570E+03	1.374E+03	1.227E+03	1.108E+03	7.024E+02
4.500E+00	0.0	1.571E-03	1.205E+03	2.046E+03	1.757E+03	1.548E+03	1.382E+03	8.377E+02
5.000E+00	0.0	1.500E-02	1.875E+03	3.556E+03	2.323E+03	1.937E+03	1.695E+03	9.811E+02
5.500E+00	1.000E+00	5.335E-02	2.862E+03	5.150E+03	2.985E+03	2.228E+03	1.891E+03	1.059E+03
6.000E+00	1.013E-02	3.554E-02	3.551E+03	5.150E+03	5.150E+03	2.665E+03	2.117E+03	1.133E+03
6.500E+00	0.0	3.317E-02	4.014E+03	5.088E+03	4.995E+03	3.521E+03	2.357E+03	1.190E+03
7.000E+00	0.0	2.642E-02	4.233E+03	4.742E+03	4.520E+03	4.469E+03	2.599E+03	1.229E+03
7.500E+00	8.872E-02	3.368E-02	4.510E+03	5.150E+03	4.394E+03	4.284E+03	2.933E+03	1.263E+03
8.000E+00	0.0	1.730E-02	4.455E+03	4.327E+03	3.877E+03	3.432E+03	2.966E+03	1.261E+03
8.500E+00	0.0	1.616E-02	4.391E+03	4.245E+03	3.603E+03	3.311E+03	2.826E+03	1.246E+03
9.000E+00	0.0	1.037E-02	4.246E+03	3.909E+03	3.320E+03	3.078E+02	2.811E+03	1.241E+03
9.500E+00	0.0	3.033E-03	3.943E+03	3.240E+03	2.773E+03	2.409E+03	2.162E+03	1.128E+03
1.000E+01	0.0	1.216E-03	3.608E+03	2.832E+03	2.419E+03	2.103E+03	1.859E+03	1.033E+03
1.050E+01	0.0	5.912E-04	3.284E+03	2.530E+03	2.164E+03	1.884E+03	1.664E+03	9.577E+02
1.100E+01	0.0	2.898E-04	2.976E+03	2.262E+03	1.939E+03	1.696E+03	1.501E+03	8.870E+02
1.150E+01	0.0	2.040E-04	2.715E+03	2.109E+03	1.814E+03	1.593E+03	1.415E+03	8.482E+02
1.200E+01	0.0	1.689E-04	2.496E+03	1.987E+03	1.708E+03	1.501E+03	1.347E+03	8.216E+02

Table A.1.4 (Sheet 3 of 3)

BOIL SAMPLE PROBLEM , MELTDOWN MODEL A

TIME = 6.600E+01 Y = -1.021E+00 YDOT = -6.433E-03 WMASS = -4.194E+03 ALF = 0.0 W = 7.481E-04
 SDW = 1.496E-04 MW = 7.481E-04 TFCR = 7.742E-01 QMW = 2.220E+06 IFALL = 3.000E+02 YFE = 2.138E+03
 RADT = 1.229E+06 IFPL = 7.203E-01 TGEX = 4.813E+03 FCM = 9.074E-01 QDK = 8.650E+07

Z	FNM(1)	XO(1)	TG(1)	TRD(1)	TRD(2)	TRD(3)	TRD(4)	TRD(5)
5.000E-01	1.000E+00	8.028E-03	2.417E+03	5.292E+03	5.335E+03	5.499E+03	5.655E+03	3.869E+02
1.000E+00	1.000E+00	9.997E-05	3.610E+03	5.292E+03	5.335E+03	5.499E+03	5.655E+03	4.177E+02
1.500E+00	1.000E+00	6.157E-02	4.282E+03	5.292E+03	5.335E+03	5.499E+03	5.655E+03	4.304E+02
2.000E+00	1.000E+00	6.157E-02	4.661E+03	5.292E+03	5.335E+03	5.499E+03	5.655E+03	5.036E+02
2.500E+00	1.000E+00	3.026E-02	4.874E+03	5.292E+03	5.335E+03	5.499E+03	5.655E+03	7.114E+02
3.000E+00	1.000E+00	5.746E-02	4.995E+03	5.292E+03	5.335E+03	5.499E+03	5.655E+03	1.007E+03
3.500E+00	1.000E+00	6.067E-02	5.062E+03	5.292E+03	5.335E+03	5.499E+03	5.655E+03	1.372E+03
4.000E+00	1.000E+00	4.249E-02	5.101E+03	5.292E+03	5.335E+03	5.499E+03	5.655E+03	5.150E+03
4.500E+00	1.000E+00	6.157E-02	5.122E+03	5.292E+03	5.335E+03	5.499E+03	5.655E+03	5.150E+03
5.000E+00	1.000E+00	5.859E-02	5.134E+03	5.292E+03	5.335E+03	5.499E+03	5.655E+03	5.150E+03
5.500E+00	1.000E+00	5.335E-02	5.141E+03	5.292E+03	5.335E+03	5.499E+03	5.655E+03	5.150E+03
6.000E+00	1.000E+00	3.591E-02	5.145E+03	5.292E+03	5.335E+03	5.499E+03	5.655E+03	5.150E+03
6.500E+00	1.000E+00	3.317E-02	5.147E+03	5.292E+03	5.335E+03	5.499E+03	5.655E+03	5.150E+03
7.000E+00	1.000E+00	2.642E-02	5.148E+03	5.292E+03	5.335E+03	5.499E+03	5.655E+03	5.150E+03
7.500E+00	1.000E+00	3.368E-02	5.149E+03	5.292E+03	5.335E+03	5.499E+03	5.655E+03	5.150E+03
8.000E+00	1.000E+00	3.894E-02	5.149E+03	5.292E+03	5.335E+03	5.499E+03	5.655E+03	5.150E+03
8.500E+00	1.000E+00	5.439E-02	5.150E+03	5.292E+03	5.335E+03	5.499E+03	5.655E+03	5.150E+03
9.000E+00	1.000E+00	2.660E-02	5.150E+03	5.292E+03	5.335E+03	5.499E+03	5.655E+03	5.150E+03
9.500E+00	1.000E+00	3.542E-02	5.150E+03	5.292E+03	5.335E+03	5.499E+03	5.655E+03	5.150E+03
1.000E+01	1.000E+00	6.157E-02	5.150E+03	5.292E+03	5.335E+03	5.499E+03	5.655E+03	5.150E+03
1.050E+01	1.000E+00	3.979E-02	5.150E+03	5.292E+03	5.335E+03	5.499E+03	5.655E+03	5.080E+03
1.100E+01	1.000E+00	6.157E-02	5.150E+03	5.292E+03	5.335E+03	5.499E+03	5.655E+03	3.795E+03
1.150E+01	1.000E+00	6.157E-02	5.150E+03	5.292E+03	5.335E+03	5.499E+03	5.655E+03	3.209E+03
1.200E+01	1.000E+00	6.157E-02	5.150E+03	5.292E+03	5.335E+03	5.499E+03	5.655E+03	2.831E+03

付録 2. BOIL1 コードのモデル説明 (翻訳)

ここでは、BOIL1 コードのモデル説明として“BOIL1, A Computer Program To Calculate Core Heatup And Meltdown In A Coolant Boiloff Accident”の本文の翻訳をのせておく。なお、原文で説明がやや不足していると思われる点は適宜補っており、また、必要ないと思われる点は一部削除している。

A. 2. 1 序論

軽水炉でおこりうる事故状況の1つに、炉心を循環する冷却材が停止する事故がある。ここでは、このような事故の起因事象(事故)が何であるか、また起因事象(事故)からこのような炉心まわりの冷却材の循環が停止するまでの故障の伝播はどうなっているかについては、とりあつかわれない。ここで取り扱う事故の初期条件は、炉心まわりの水は循環は停止しており、沸騰した蒸気は容易に原子炉格納容器に放出されるとする。

核分裂生成物の崩壊熱により、冷却材は沸騰し、格納容器に放出されるにつれ、炉心内の水位は次第に減少してゆくであろう。炉心の露出した部分からヒートアップしてゆき、遂には溶融にいたるであろう。このような事故シナリオは通常“ボイルオフ事故”と呼ばれている。計算プログラム BOIL1 は、“ボイルオフ事故”における事故シーケンスを可能な限り定量的に計算するためにつくられたものである。この作業は Reactor Safety Study [1]におけるバツレ・コロンス研究所の仕事の1つとしておこなわれたものである。

A. 2. 2 熱伝達モデル

BOIL1 のこの部分では、次の6項目の計算をおこなう。

- (1) 時間の関数として核分裂生成物の崩壊熱を計算する。
- (2) 核分裂生成物が揮発することにより、熱源の減少を計算する。
- (3) 被覆管でのジルコニウム-蒸気反応による発熱を計算する。
- (4) 燃料棒と水または蒸気との間の対流熱伝達を計算する。
- (5) 露出している炉心の両端から輻射熱伝達で失われる熱を計算する。
- (6) 燃料と冷却材との間の熱バランスをとる。

a. 炉心のノード分割

BOIL1 の計算では、炉心を半径方向に燃料棒とそれに関する流路チャンネルを含めて最大10コのゾーンに分割する。その半径方向のゾーンは軸方向に最大50コに分割する。半径方向のゾーンの大きさは任意であり、通常は炉心の半径方向の出力分布を容易に表現できるように分割してよい。炉心溶融が始まるまでは、半径方向のゾーン間では、伝導熱伝達、対流熱伝達、輻射熱伝達などは考えていない。炉心溶融が始まると、溶融し閉塞したチャンネルを蒸気がバイパスするモデルを考えており(これはプログラムオプション)、また溶融燃料はプールとなり混り合う。軸方向の熱伝達は、そのチャンネルの蒸気による伝達だけであり、燃料棒ノード間の熱伝達は考えていない。しかし、炉心溶融が始まると溶融プールの対流により軸方向ノード間の熱伝達があると考えている。

b. 崩壊熱

核分裂生成物の崩壊熱は、ANS Standard [2]に提晶されている無限の照射時間に対する式から計算する。

$$P/P_0 = 0.130 t^{-0.283} \quad (150 < t < 4 \times 10^6 \text{ sec}) \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここで、P/P₀は運転出力と崩壊熱との比であり、tは崩壊時間である。この式による崩壊熱は数パーセントの誤差内の信頼性がある。ある炉心ノードの崩壊熱は、体積比と、平均出力密度に対する軸方向、半径方向の出力ピーキング係数を用いて、時間の関数として得られる。

c. 核分裂生成物の放出

燃料棒温度が1500 °F以下のときは、核分裂生成物は全く失われなくとする。燃料棒温度が1500 °Fから2000 °Fの間では、主にバフ放出(Puff Release: RP)により失われ、その量は単に燃料棒ノードの運転出力履歴にのみ依存する。2000 °F以上では、失われる核分裂生成物の総量は燃料棒の運転出力履歴と、燃料棒ノードの現在の温度に依存する。

核分裂生成物喪失の割合は次式で求める。

- 燃料棒ノードの温度が1500 °Fから2000 °Fのとき

$$RP = 0.13 (F - 1.35) \quad \dots\dots\dots (2)$$

ここで、Fは局所出力ピーキング係数であり、Fが1.35より小さいときは、RPはゼロとする。

- 燃料棒ノードの温度が2000 °F以上のとき

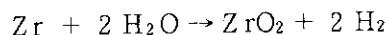
$$RT = 0.471 (1 - F/3.65) (TR/3000 - 0.67) \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここで、TRは燃料棒ノードの温度(°F)である。

燃料棒ノードの核分裂生成物の崩壊熱は、このRPやRTの割合で減少する。そして、BOIL1では核分裂生成物放出による崩壊熱減少の割合は、最大0.30までとしている。これは、放出された核分裂生成物は、また炉心のどこかに再付着すると考えられるからである。以上の核分裂生成物放出の基礎は、参考文献[3]に述べられている。

d. 被覆管-水反応

ジルコニウム被覆管は、蒸気中で1800 °F以上に過熱されると次のような酸化反応が始まり、これは発熱反応である。



酸化層の増加速度は、Baker - Just 固体拡散の式により次のように与えられる。

$$\dot{X} = \frac{0.394}{XO} \cdot \exp \left(- \frac{41220.0}{ROD + 460.0} \right) \quad \dots\dots\dots (4)$$

\dot{X} = 酸化層の増加速度 ft/sec

XO = 酸化層の厚さ ft

ROD = 燃料棒の温度 F

燃料棒単位体積当り、ジルコニウム-水反応による発熱量は次のようになる。

$$QM WV = 8.843 \times 10^6 \times \frac{\dot{X}}{D} \quad (\text{Btu}/\text{min} \cdot \text{ft}^3) \quad \dots\dots\dots (5)$$

\dot{X} = 酸化層の増加速度 ft/sec

D = 燃料棒の直径 ft

しかし、炉心の水位が低下し発生する蒸気量が少なくなり、このジルコニウム-水反応が制限される場合がある。このような場合には、1 lb の蒸気が反応に消費されて放出する発熱量が 7000 Btu であることから、燃料棒単位体積当りの発熱量は次のようになる。

$$QM_{WV} = \frac{7000 \cdot DWS}{AR \cdot DZ} \quad (\text{Btu}/\text{min} \cdot \text{ft}^3) \quad \dots\dots\dots (6)$$

AR = 燃料棒の断面積 (ft²)

DZ = 軸方向ノードの長さ (ft)

DWS = 供給される蒸気量 (lb/min)

BOIL1 のモデルでは、発熱量(5). (6)を比較し、小さい値を採用するようプログラムしてある。

このジルコニウム-水反応は、流路チャンネル内の蒸気がすべて消費されてしまうか、被覆管がすべて酸化してしまうと停止する。またノードが完全溶融してしまうとそのノードでの反応は停止すると考えている。炉心溶融が始まるとその流路チャンネルが閉塞することが考えられ、未溶融領域でのジルコニウム-水反応に影響を与える。この影響を見るために、BOIL1 では以下の3つのモデルをオプションで選択できる。

- (1) ノードが溶融してもチャンネルは閉塞しない。
- (2) 溶融ノードの最も下のノードでチャンネルは閉塞し、そのチャンネルでのジルコニウム-水反応は停止する。
- (3) (2)の溶融ノードによる流路閉塞を考えた場合には、蒸気流は閉塞したチャンネルをバイパスし、すぐ外側の閉塞していないチャンネルでの蒸気流が増加する。

オプション(2)と(3)は、反応する被覆管の割合は著しく減少する。オプション(1)では、反応する被覆管の量を過大評価すると考えられる。特に燃料棒がチャンネルボックスにおさめられているBWRではこの傾向が強いであろう。しかしオプション(2), (3)では、PWR, BWR にかかわらず、ジルコニウム-水反応を過小評価すると考えられる。

e. 熱輻射

BOIL1 では、露出した炉心から輻射による上部構造物と下部の水への熱伝達を評価している。輻射による熱伝達は次式で与えられる。

$$Q_{Rad} = 0.173 \cdot F \cdot A_R \cdot \{ (T_R / 100)^4 - (T_o / 100)^4 \} \quad \dots\dots\dots (7)$$

Q_{Rad} = 輻射熱伝達 Btu/hr

A_R = 輻射面積 ft²

T_R = 輻射ノードの温度 R

T_o = 受熱ノードの温度 R

F = 輻射交換係数

輻射面積 A_R は、上部構造物と下部の水のどちらの場合も炉心の断面積(炉心の当価直径から求める断面積)であるとしている。 T_R は、上部構造物への輻射の場合は最上部ノードの温度であり、下部の水への輻射の場合は水位のすぐ上のノードの温度である。他のノードからの輻射は考

えない。輻射交換係数 F は、上部構造物に対しては入力値であり、下部の水に対しては 0.5 とプログラムしている。未溶融ノードからの輻射熱は、最大そのノードの崩壊熱量までであると仮定する。これは、伝導や輻射による軸方向の熱伝達には限界があるためである。たとえば、炉心の軸方向を 24 ノードに分割すると輻射により失われる最大熱量は、崩壊熱の $2/24$ となる。炉心の最上部ノードが溶融した場合、溶融モデル B の場合だけ、輻射熱は最大、溶融プールでの生成熱であるとする。このとき溶融プール内では内部自然対流で伝熱していると考えられる。

下部の水への輻射熱は、水のボイルオフに寄与し、これは水の質量平衡の式にくみ込まれる。しかし、炉心がほとんど露出するまでは、輻射熱伝達によるボイルオフ率は他の熱伝達によるボイルオフ率に比べ小さい。

f. 対流熱伝達

炉心は 2 つの対流熱伝達領域 - 蒸気の領域と硬合相の領域 - に分ける。蒸気の領域での燃料棒 - 蒸気熱伝達係数 h は、Dittus - Boelter の関係式 [4] から求める。

$$h = 0.0144 \cdot C_p \cdot G^{0.8} / D^{0.2} \quad \dots\dots\dots (8)$$

- C_p = 蒸気の比熱 Btu/lb · F
- G = 蒸気流速 lb/hr · ft²
- D = 炉心水力的当価直径 ft

計算では、蒸気の物性値は入力で与えており、この物性値は金属 - 水反応により蒸気 - 水素の混合比が変化しても、そのまま用いている。蒸気流速は、炉心全体での蒸気生成量から計算する。ここで、各チャンネルでの単位面積当りからの蒸気生成量はすべて等しいとしている。対流による燃料棒から蒸気への熱除去量は、崩壊熱に比べ非常に小さい。すなわち、ジルコニウム - 水反応の割合がまだ小さい 2200 °F までの温度では、燃料棒ノードのヒートアップはほぼ断熱的であると考えてよい。

混合相領域では、水は沸騰しており、燃料棒の温度は定常状態にあると仮定している。混合相領域での燃料棒温度は次式で表わす。

$$T_R = T_W + Q_{DR} / A \cdot h_B \quad \dots\dots\dots (9)$$

- T_W = 水の飽和温度 300 °F
- Q_{DR} = 燃料棒ノードの崩壊熱 Btu/hr
- A = 燃料棒ノードの伝熱面積 ft²
- h_B = 沸騰熱伝達係数 350 Btu/hr · ft² · F

ここで、系の圧力は一定と仮定していたため、水の飽和温度は常に一定であり、ここでは 300 °F としている。また沸騰熱伝達係数も常に一定とし、350 Btu/hr · ft² · F とする。これらの値はすべて入力で与える。

この領域での燃料棒ノードの崩壊熱はすべて水の沸騰に使われ、燃料棒温度 T_R は水の温度 T_W より 20 ° ~ 30 °F 高い程度となる。BOIL1 の計算でタイムステップの最後の方では、溶融燃料が混合相領域に落下する場合がある。このとき燃料棒温度は上式で得られる値より大きくなりうるが、BOIL1 ではタイムステップ (通常 1 分) でクエンチし上式の値に下がると仮定する。この仮定は、燃料棒ノードが燃料ペレット程度の大きさであれば十分合理的であると考えられるが、もっと大きいノードや溶融液体ノードに対しては、その合理性は不明である。

g. ノード間の熱収支

BOIL1 では、以上述べてきたノード化や熱源、熱損失の機構から熱収支を計算し燃料棒ノードの温度を求める。BOIL1 では、燃料棒内部を半径方向に1ノードで表わしている。したがって燃料棒内での熱伝導の問題は解いていない。この処理は温度が低い間-ボイルオフ状況では、ほぼ断熱的なヒートアップ(2~300°F/min)であり、崩壊熱の出力レベルでは燃料棒の中心と表面との温度差は100°F程度-では十分な処理であると考ええる。

混合相領域では燃料棒-水間の熱収支の式は次のようになる。

$$Q_{DR} = h_B \cdot A \cdot (T_R - T_W) = \dot{m}_R h_{fg} \quad \dots\dots\dots (10)$$

\dot{m}_R = 1ノードからのボイルオフ率 lb/min
 h_{fg} = 水の気化熱 Btu/lb

混合相領域での燃料棒ノードの温度 T_R は、崩壊熱の変化に従い、その変化はゆるやかである。

タイムステップの後半では、溶融領域からの熱伝達のため、混合相領域の燃料棒ノードの温度が式(9)で得られる温度より大きくなることがある。このときノードは以下の式に従って、クエンチする。

$$Q_{melt} = \rho C V_R (T'_R - T_R) = \dot{m}_{R,Q} \cdot \Delta t \cdot h_{fg} \quad \dots\dots\dots (11)$$

ρ = 燃料棒の密度 lb/ft³
 C = 燃料棒の熱容量 Btu/lb·F
 V_R = ノードの体積 ft³
 Δt = タイムステップ hr
 $\dot{m}_{R,Q}$ = クエンチ後のボイルオフ率 lb/hr
 T_R = 式(7)による燃料棒温度 F
 T'_R = クエンチ前の燃料棒温度 F

蒸気領域の燃料棒ノードでは、蒸気による崩壊熱除去能力は不十分なため、ノードの温度は上昇する。燃料棒ノードの熱収支の一般式は次のようになる。

$$\rho C V_R \frac{\partial T_R}{\partial t} + F_{melt} \cdot \lambda \cdot \rho \cdot V_R = Q_{D,R} + Q_{MW} + Q_{Melt} - Q_{Rad} - hA(T_R - T_G) \quad \dots\dots\dots (12)$$

Q_{MW} = ジルコニウム-水反応による発熱 Btu/hr
 Q_{melt} = 溶融落下によりノードに与えられた熱 Btu/hr
 Q_{Rad} = 放射熱伝達により失われた熱 Btu/hr
 F_{melt} = 溶融したノードの割合
 λ = ノードの融解熱 Btu/hr
 h = 燃料-蒸気熱伝達係数 Btu/hr·ft²·F
 T_G = 蒸気ノードの温度 F

蒸気流路チャンネルの軸方向にそっての蒸気温度の上昇は次の式で与えられる。

$$\dot{m} \cdot C_p \cdot \frac{\partial T_G}{\partial Z} = h \cdot P \cdot (T_R - T_G) \quad \dots\dots\dots (13)$$

\dot{m} = 蒸気生成率 lb/hr

Z = チャンネルの下から側った距離 ft
 P = 燃料棒の円周 ft

式(12)における Q_{melt} は、熔融プールは十分混り合い様な温度分布になっているとして計算する。ノードが熔融始めると ($0 < F_{melt} < 1$)、ノードの温度は一定 ($\frac{\partial T_R}{\partial t} = 0$) である。 Q_{Rad} は炉心最上部ノードと、水位のすぐ上のノード以外ではゼロとする。 Q_{MW} は $F_{melt} = 1$ のとき常にゼロであり、またオプションで熔融ノードより上の領域においてもゼロにすることができる。

BOIL1 では(12), (13)式を有限差分法で解く。この2式の有限差分式は次のようになる。

$$T_R(t + \Delta t) = T_R(t) + q \cdot \Delta t / \rho \cdot C \cdot V_R \quad \dots\dots\dots (12a)$$

$$T_G(Z + \Delta Z) = T_R(t + \Delta t) - \{T_R(t + \Delta t) - T_G(Z)\} \cdot \exp \left\{ -\frac{h \cdot P \cdot \Delta Z}{\dot{m} \cdot C_P} \right\} \quad \dots\dots\dots (13a)$$

ここで、 q は式(10)における右辺の熱収支をすべて加算したものである。通常、タイムステップは1分、軸方向ノードの長さは6.0 inchを用いる。この計算は、どのようなメッシュサイズに対しても数値的に安定である。しかし、タイムステップを大きくすると、主にジルコニウム-水反応を過大評価することになり炉心のヒートアップの速度を過大評価することになる。

A. 2.3 冷却水のボイルオフ

BOIL1 のこの部分では圧力容器内の水のボイルオフの計算を行なう。すなわち次の4項目の計算をおこなう。

- (1) 混合相領域に伝わる熱の計算
- (2) 蒸気生成率の計算
- (3) 水の質量計算
- (4) 混合相水位の計算

a. 水に与えられる熱

水に与えられる熱には次の3項を考える。

- (1) 混合相領域内の燃料棒ノードからの崩壊熱
- (2) 混合相の上部にある蒸気領域の最初のノードからの輻射熱
- (3) 熔融し落下した燃料のクエンチングによる熱

(3)の場合、金属-水反応は無視し、また蒸気爆発は発生しないものと仮定している。また周囲の金属構造物(たとえば圧力容器)からの熱伝達は無視する。

b. 蒸気流速

圧力容器内の水は飽和温度であるとするから、水の気化熱を h_{fg} とすると蒸気生成率は次式で与えられる。

$$\dot{m} = Q_{total} / h_{fg} \quad \dots\dots\dots (14)$$

ここで、 Q_{total} は今までに述べた水に与えられる熱の総和である。この生成された蒸気はすべて炉心の蒸気領域に流れ込むとし、バイパス流は考えない。炉心の熔融が始まるとチャンネル閉塞を考えた場合、オプションで他の周辺チャンネルへのバイパス流を考えることもできる。

c. 水の質量

水の質量は、先のタイムステップでの値に変化量を加えて求めることができる。質量平衡の式は次のように与えられる。

$$M(t + \Delta t) = M(t) - \dot{m} \Delta t \quad \dots\dots\dots (15)$$

- M = 水の質量 lb
- \dot{m} = 蒸気生成率 (12式より) lb/min

d. 混合相水位

圧力容器内の水は、蒸気と水が混在している状態にあり、その体積は質量の水より大きくなり、混合相水位は高くなる。BOIL1の計算では、混合相領域にある炉心ノードは十分冷却されると考える。したがって、水位の上昇を考えると、炉心のより多くの部分を冷却できることになる。しかし、これは蒸気の生成率を高めることにもなり、冷却水の喪失を速めることになる。この水位との上昇による実質的な影響は、炉心のヒートアップが数分間遅れることである。BOIL1では、ボイド率は炉心内では高さに対して線型に上昇すると仮定したモデルを用いている。混合相水位を Y とすると、水の質量は次式のように表わすことができる。

$$M = \int_0^Y (1 - \alpha) \cdot \rho_L \cdot A_{tot} \cdot dz$$

$$= A_{tot} \cdot Y \cdot \rho_L \cdot \left(1 - \frac{\alpha_T}{2}\right) \quad \dots\dots\dots (16)$$

- A_{tot} = 圧力容器の流路面積 ft²
- Y = 混合相水位 ft
- α_T = 混合相最上部でのボイド率
- $\alpha = \alpha_T \cdot \frac{Z}{Y}$

混合相最上部でのボイド率 α_T は、蒸気生成率と次の関係式が成立する。

$$Q_{DK} = \dot{m} h_{fg} = \rho_S \cdot U_T \cdot \alpha_T \cdot A_{tot} \cdot h_{fg} \quad \dots\dots\dots (17)$$

- Q_{DK} = 混合相領域内燃料ノードの崩壊熱の総量 Btu/hr
- ρ_S = 飽和蒸気密度 lb/ft³
- U_T = 混合相最上部での蒸気分離速度 ft/hr
- (この値は入力で与える)

混合相でのボイド率計算には、輻射熱伝達や落下溶融燃料のクエンチングの効果は無視する。混合相水位の計算は、まず17式からボイド率 α_T を求める。そして16式から混合相水位 Y を求める。また、ここでは炉心より下部でのボイド率はゼロとする。そして、水位が炉心より荒い場合には、炉心より上ではボイド率はゼロであると仮定する。このとき混合相水位は次式で与えられる。

$$Y = H_0 \cdot \left(\frac{M}{\rho_L \cdot A_{tot} \cdot H_0} + \frac{\alpha_T}{2} \right) \quad \dots\dots\dots (18)$$

- H_0 = 有効燃料棒長 ft

混合相水位が炉心より高くなって、圧力容器の外に流出するようなことは考えていない。混合相水位が炉心より低い場合は、(16)式で $\alpha_T = 0$ とし、その値に負の符号を与える。

BOIL1 のサンプル計算では、(17)式の蒸気分離速度 U_T は 4.5 ft/sec の入力値を与えている。このときのボイド率は、炉心が完全に水につかっているとし、崩壊時間を 1 時間とすると $\alpha_T = 0.75$ である。そして崩壊時間が 25 分以内のとき、ボイド率は 1.0 を越えているが、このときは $\alpha_T = 1.0$ とおく。

BOIL1 では、エントレイメントの現象は考慮していない。このエントレイメントとは、非常に急速に蒸気が生成されると、水滴が蒸気に搬送され流路チャンネルの上方にまで運ばれていく現象である。この現象は、FLECHT bottom-flooding 実験などで観測されているが、ボイルオフ事故での蒸気速度ではエントレイメントをおこすには不十分であろう。

A. 2.4 炉心溶融モデル

炉心のヒートアップに炉心の溶融がどのような影響を与えるかを調べるために、BOIL1 では 3 つの溶融モデルを考えている。しかし、これらのモデルのスランピングの計算には、応力、クリーブ速度、溶融燃料の流速などは考慮せず、単に燃料棒ノードが融点に達し、溶融潜熱に等しい熱を吸収するとスランピングが始まると仮定している。サンプル計算では、炉心の融点は 5150 °F (2843 °C) を採用している。

炉心溶融モデル、A と B では、燃料は溶融するとプールを形成し、炉心内にとどまると想定している。溶融モデル C では、燃料棒ノードは溶融するとただちに圧力容器底部に落下すると想定している。溶融モデルが異なると炉心のヒートアップに大きな影響が表われる。これは、特に蒸気生成率やジルコニウム-水反応が大きな影響を受けるためである。

この節では、炉心溶融に関する議論と BOIL1 で用いた溶融モデルの説明をおこなう。

a. 溶融炉心の挙動

炉心溶融事故時の炉心の挙動はまだ明らかになっていない。今までに炉心溶融事故の経験はなく*、また計量カップ一杯程度の溶融 UO_2 を用いての実験はまだ計画段階である*。 UO_2 の物性値は、融点、沸点、融解熱などいくつかは知られているが、まだその粘性、内部熱対流、表面張力、色々な希釈液による冶金学的影響などについてはほとんど知られていない。

炉心は、中心部の出力は平均出力の約 2.5 倍もあるため、そこでの崩壊熱は大きく、またジルコニウム-水反応により温度の高い所ほどヒートアップは加速されるため、溶融は中心部から始まるであろう。しかし中心部から離れた所では崩壊熱も小さく、また水も残っているため燃料棒の温度は融点より 1000 °F 以上低いであろう。この領域では被覆管は溶けているが、燃料ペレットは固体のままである。燃料棒はかなり接近して配置されているため、固体の燃料ペレットが炉心からねけ落ちるとか、燃料棒が大きく歪むことはない。このとき溶融部の下方では、固体のかたまりのような部分が形成され溶融部は炉心にとどまると考えられる。しかし、このかたまりも熱を出し続けるので、これも次第に溶融し溶融領域はどんどん拡大し下方に移動していくであろう。溶融プールの降下がかなり速いと、炉心底部の水と接触することが考えられる。この時、蒸

(* 訳注) これは 1975 年現在の話である。

気爆発が発生するかも知れないし、蒸気生成率が増加し、ジルコニウム-水反応が急進するかも知れない。炉心の50%~80%が溶融すると、溶融プールが炉心内でとどまることはまず考えられない。1000 MWeの原子炉では、この時の溶融プールの厚さは、3~4 ft になり、層状のかたまりで支持されている状態であろう。炉心の大部分が溶融すると、炉心を支持している平板やシェラウドも大きな熱負荷を受ける。このような構造物が破壊されると、溶融プールは压力容器の底に落下し、残っていた水も沸騰して失われ、あるいは蒸気爆発が発生するかもしれない。

溶融モデルAとBでは、溶融プールは炉心内にとどまると仮定している。この仮定では、溶融プールは最終的に一度に压力容器底部に落下することになり、蒸気爆発の可能性が高くなることを考えておかなければならない。溶融プールが炉心内にとどまるためには、少なくとも次の2つの条件が必要となる。

- (1) 溶融プール内部の崩壊熱は外に十分伝達される。
- (2) 溶融プール底部には、殻すなわち固体のかたまり状の層が形成される。

溶融 UO_2 が落下しないように殻が形成されるか否かは、溶融 UO_2 の物性値（粘性、表面張力等）が、まだ不明なため十分な根拠は得られていない。この仮定は、他の試料による実験をもとに、直観的に与えたものである。

溶融プール内部の崩壊熱は、内部自然対流で十分伝達されることが Hesson の研究〔5〕により示されている。この実験は、内部から加熱される塩水を用いておこなわれ、結果は無次元の熱伝達パラメータを用いて示されている。そして、溶融 UO_2 の物性値を用いて、溶融プールの表面からの最大熱流束を評価することができる。このとき、プール内での沸騰は考えるが、それが蒸発してプール外へ放出されることはないとしている。プールから下方、水平方向への最大熱流束は次のようになる。

$$q_D = 133,000 \quad \text{Btu/hr} \cdot \text{ft}^2 \quad \dots\dots\dots (19a)$$

$$q_H = 382,000 \quad \text{Btu/hr} \cdot \text{ft}^2 \quad \dots\dots\dots (19b)$$

Hesson は上方向への熱流束は与えていないが、自然対流熱伝達係数は水平面、垂直面に対してほぼ等しいので、上方向への熱流束は水平方向の熱流束と等しいとしてよい。溶融プールは円柱形であるとして、溶融プールから対流により失われる熱を計算し、内部の崩壊熱と比較する。これによると、炉心溶融開始が BWR で6分後、PWR で17分後であれば自然対流で崩壊熱を外部表面に移動することができる。事故開始後、十数分で完全に炉心が溶融することはまずありえないため、溶融プールが炉心溶融過程で蒸発してしまうことはないであろう。

溶融プールからの UO_2 の蒸発は考えられ、この気化 UO_2 は濃い煙のようなもので放射熱伝達をさまたげ炉心のヒートアップ過程にある程度影響を与えうる。BOIL1のモデルでは、上部構造物のヒートアップは、炉心からの放射熱で定められる。このため、気化 UO_2 が存在すると上部構造物のヒートアップ率は低下するであろう。しかし、同時にこの UO_2 蒸気は上部構造物に凝結し熱を与えるため、上部構造物のヒートアップ率は大きくは変化しないであろう。すなわち、 UO_2 の蒸発は炉心の溶融過程に大きな影響を与えるものではない。

b. 炉心溶融モデルA

このモデルでは、溶融プールからの過剰の熱は下方にのみ伝達するとし、上方とか側面への伝

達はないと仮定している。Hesson の研究によると溶融プールからの下方、水平方向、上方への対流熱流束の比は、

$$q_D : q_H : q_T = 1 : 2.9 : 2.9$$

であり、モデル A では下方への熱流束をこの理論値より大きく評価している。

モデル A では、溶融プール全体が融点を保てる割合で、下方の固体ノードを溶融していく状況となる。溶融プールの下方への移動速度は、3つの溶融モデルの中でこのモデル A が最も早い。また、このモデルでは溶融プール上部の固体ノードが、溶融プールに落下するような状況は考慮していない。

c. 炉心溶融モデル B

このモデルでは、溶融プールからの過剰の熱は上方にのみ伝達し、下方には全く伝達しないと仮定している。そして、溶融領域内の半径方向の平均温度が融点を越えた場合は、熱は半径方向にも伝達し未溶融ノードが溶融すると想定する。溶融プールの上部にある固体炉心は、プールからの熱伝達により溶融すると落下し、より大きな溶融プールを形成することになる。炉心の最上部ノードが溶融したとき、上部構造物が受ける熱は溶融プールの崩壊熱による輻射熱である。

モデル B はモデル A に比べ、下方への熱流束は小さいという Hesson の結果により近いモデルである。モデル A は、溶融プールの下方への移動の影響をみるためにつくられたモデルである。しかし、どちらが実際の炉心溶融に近いモデルであるかを言及することはできない。この2つのモデルでは、炉心溶融の割合が50%までは非常によく似た結果を示すが、これ以降は A の方が進行が早い。これは、モデル A では溶融プールの下方への進行が早くなるとジルコニウム-水反応が増加し、溶融プールが水につかるためである。もしモデル B で、炉心溶融が始まると溶融プールの1%程度(1タイムステップに)が、常に水に落下すると考えると、この2つのモデルの結果は似かよったものになる。

d. 炉心溶融モデル C

このモデルでは、燃料棒ノードは溶融するとただちに圧力容器の底に落下すると仮定している。落下したノードは、1タイムステップで冷却し、崩壊熱も水に与えられる。このような想定のもとでは、蒸気生成率は非常に大きくなりジルコニウム-水反応は急速に進行し、炉心のヒートアップは非常に早くなる。このモデルは、モデル A, B に比べると現実的な炉心溶融過程を表わしているとは考えられない。これは、溶融燃料がプールを形成し炉心内にとどまっている場合に比べ、ただちに落下するときの効果を調べるために作られたものである。

参考文献

- [1] "Reactor Safety Study, An Assessment of Accident Risks in U.S. Commercial Nuclear Power Plants", Appendix VIII ; "Physical Processes in Reactor Meltdown Accidents", WASH-1400 (August, 1974)
- [2] "Proposed ANS Standard, Decay Energy Release Rates Following Shutdown of Uranium-Fueled Thermal Reactors", Subcommittee ANS-5, ANS Standards Committee (October, 1971)
- [3] op. cit., Appendix VII ; "Release of Radioactivity in Reactor Accidents", WASH-1400 (August, 1974)
- [4] McAdams, W.H., Heat Transmission, 3rd Ed., McGraw-Hill Book Co. (1954)
- [5] Baker, L., Jr. and Hesson, "Heat-Transfer Model for Internal Heat Generation in Pools", ANL-RDP-7, p.925 (July, 1972)
- [6] Walters, C.T. and Genco, J.M., "NURLOC-1.0, A Digital Computer Program for Thermal Analysis of a Nuclear-Reactor Loss-of-Coolant Accident", BMI-1807 (July 6, 1967)
- [7] Retting, W.H., et al., "RERAP-3, A Computer Program for Reactor Blowdown Analysis", IN-1332 (June, 1970)
- [8] Slifer, B.C. and Hench, J.E., "Loss-of-Coolant Accident and Emergency Core Cooling Models for General Electric Boiling Water Reactor", NEDO-10329 (April, 1971)
- [9] Wilson, J.F., et al., "The Velocity of Rising Steam in a Bubbling Two Phase Mixture", ANS Transaction, 5, (1), p.151 (June, 1962)
- [10] Wallis, G.B., One-Dimensional Two-Phase Flow, McGraw-Hill Book Co., p.287 (1969)