

行政院原子能委員會  
委託研究計畫研究報告

反應器圍阻體分析方法論研究

**Studies of the Methodology of Containment Pressure and  
Temperature Analyses of the Nuclear Power Plant**

計畫編號：1002001INER018

受委託機關(構)：國立清華大學 工程與系統科學系

計畫主持人：白寶實 教授

聯絡電話：(03) 5715131#42673

E-mail address：[bspei@hotmail.com](mailto:bspei@hotmail.com)

核研所聯絡人員：陳彥旭

報告日期：2011年11月30日

## 目 錄

摘要.....	2
ABSTRACT.....	3
貳-壹、 計畫緣起與目的.....	4
貳-貳、 研究方法與過程.....	6
貳-壹、 MARK-III 圍阻體系統.....	7
貳-貳、 MARK-III 圍阻體內部 ECCS 系統簡介.....	12
貳-參、 GOTHIC 程式介紹.....	17
貳-肆、 GOTHIC 失水事故短程分析.....	26
貳-肆-壹、 主蒸汽管路斷管事故.....	27
貳-肆-貳、 再循環管路斷管事故.....	31
貳-伍、 分析模式架構.....	36
貳-伍-壹、 短程分析模式架構.....	37
貳-伍-貳、 長程分析模式架構.....	45
貳-參、 主要發現與結論.....	53
參-壹、 主蒸氣管路斷管分析結果.....	54
參-貳、 再循環管路斷管分析結果.....	61
參-參、 長程分析結果.....	67
參-肆、 結論.....	72
肆、 參考文獻.....	74

## 摘要

冷卻水流失事故(Loss of Coolant Accident, LOCA)為設計基準事故(Design Basis Accidents, DBA)之一，其可能會造成圍阻體系統失效。故本研究之主要工作為針對 Mark-III 圍阻體進行 BWR/6 機型主蒸汽管路斷管事故與再循環管路斷管事故之分析，確保圍阻體能承受事故發生時所造成之壓力與溫度尖值之衝擊。

本研究採用 GOTHIC 程式建立短程分析模式與長程分析模式建立：在短程分析模式中，我們採用核能二廠之終期安全分析報告(Final Safety Analysis Report, FSAR)<sup>[1]</sup>所提供的沖放質能數據作為邊界條件；在長程分析模式中，則是建立 RPV 模式與 ECCS 模式。並將 GOTHIC 程式計算結果與 FSAR 之數據進行比對分析並探討其合理性。

本研究分析結果與 FSAR 之數據在時變趨勢上相當吻合，並且事故所造成之溫度與壓力尖值與其設計值均有一段差距。根據本研究其分析結果可得知，在短程事故之假設下，圍阻體系統之完整性安全無虞。

關鍵字：GOTHIC、馬克三、圍阻體、冷卻水流失事故、設計基準事故





## **ABSTRACT**

The loss of coolant accident (LOCA) is an important issue of design basis accidents (DBA) because it will cause the failure of containment. This thesis has focused on the investigation of the BWR/6 type reactor main steam line break and recirculation line break (Double ended guillotine) for the Mark-III containment to ensure that the containment must withstand the peak values of pressure and temperature loadings as an accident impact occurs.

We have utilized GOTHIC program to establish the short-term and long-term analysis models respectively. For the short-term analysis model, we have adopted the blowdown mass and energy release data offered from final safety analysis report (FSAR) to build up the boundary condition. For the long-term analysis model, we have joined the RPV and ECCS models built.

As a result, the simulated data have been compared to the data of FSAR, and we will analysis and specify the reasonableness and corrections of the results.

In conclusions, the given results from this work are consistent with the data of FSAR dependent on time. More importantly, the peak value of the temperature and pressure for this accident is much lower than the designed safe value so the containment will be safe and sound when a single accident event occurs.

Key words : GOTHIC 、 Mark-III 、 Containment 、 LOCA 、 DBA



## 壹、計畫緣起與目的

過去數十年來，人類經濟活動耗用大量化石燃料，導致溫室氣體在大氣中的濃度大幅提高，進而改變大氣結構。隨著大氣層中增加了大量的溫室氣體，使地球表面如浸覆在溫室之中，造成全球氣溫逐漸升高，即所謂的「溫室效應」。除了日漸加遽的高溫效應外，氣候變遷等大自然反撲的問題也是我們所要面臨的。

在此背景下，「節能減碳」目前已是全球性的問題。因應國內節能減碳政策，國內運轉中之核能電廠皆在實施或進行功率提升之規劃。儘管功率提升幅度僅約 5%，但由於核能電廠之發電率相當高，因此每年可增加之發電量亦相當可觀。此舉作為可大幅度減少 CO<sub>2</sub> 的排放，並減少使用替代發電燃料，降低發電成本，抑止地球暖化，可有效達到減碳的目的，也是目前國際電業常採用的做法之一，但核能電廠首重安全，在電廠功率提升下，安全問題恆為首要。

本研究針對核能二廠 Mark-III 圍阻體進行完整性之安全分析。圍阻體為核能電廠阻擋放射性物質外釋重要屏障之一，圍阻體須能承受事故發生時所造成之壓力與溫度變化尖值之衝擊，以確保其完整性。所以當電廠功率提升時，必需重新進行圍阻體壓力與溫度時變分析，確認圍阻體在功率提升後其安全無虞。由於大型的冷卻水流失事故 (Loss Of Coolant Accident, LOCA) 會對圍阻體系統造成較大的溫壓負



載，因此本研究選定冷卻水流失事故中的大破口失水事故進行模擬分析，包含主蒸氣管路斷管事故(Main Steam Line Break, MSLB)與再循環管路斷管事故(Recirculation Line Break, RLB)。

本研究使用 GOTHIC 程式建立核能二廠圍阻體之分析模式，GOTHIC 程式是一具有通用性的核能電廠圍阻體熱水流分析程式，不易因為反應器或圍阻體型式不同而對其實用性產生限制，並且國際間已有許多核能電廠採用 GOTHIC 程式進行圍阻體完整性相關之分析評估工作。有鑑於乾井(Dry Well)和抑壓池(Suppression Pool)的壓力與溫度尖值的時間點相差甚遠，為了得到較保守的結果，採用不同的假設條件，建立短程(short-term)與長程(long-term)圍阻體熱水流分析模式。最後將 GOTHIC 程式運算結果與核能二廠終期安全分析報告(Final Safety Analysis Report, FSAR)<sup>[1]</sup>之相應事故時變結果進行比對分析，以驗證程式之正確性並探討其合理性。



## 貳、 研究方法與過程

為了建立 Mark-III 圍阻體系統的分析模式，必須清楚了解各個系統的幾何構造、功能及其設計參數。由於本研究為了得到較為保守的分析結果，採用了不同的假設條件，因此有短程與長程分析模式之區別，在此先以圍阻體系統介紹為主。

### 貳-壹、 Mark-III 圍阻體系統

核能二廠採用奇異公司所設計發展的沸水式反應爐(Boiling Water Reactor, BWR/6)，其所採用的 Mark-III 圍阻體同樣為奇異公司所設計。圍阻體為 BWR 的特殊安全設施((Engineered Safety Features, ESF)之一，其內部結構主要由鋼筋混凝土組成，其結構如圖 壹-1 所示。主要設備包括乾井(Dry Well)、通洩環溝(Vent Annulus)、水平通洩管(Horizontal Vents)、抑壓池(Suppression Pool)、圍阻體(Containment)與乾井真空釋放系統(Drywell Vacuum Relief System)。

圍阻體主要設計目的為多重防禦理念，防止發生事故時分裂產物的洩漏，確保廠外輻射劑量在法規限值之內，因此圍阻體必須有足夠的強度能夠承受事故所造成的暫態壓力與溫度尖值，以維持系統的完整性，並能將洩漏至乾井內的蒸氣與爐水混和物排入抑壓池進行冷凝，以便抑低尖值暫態壓力與溫度，使其不超過圍阻體系統的設計值。

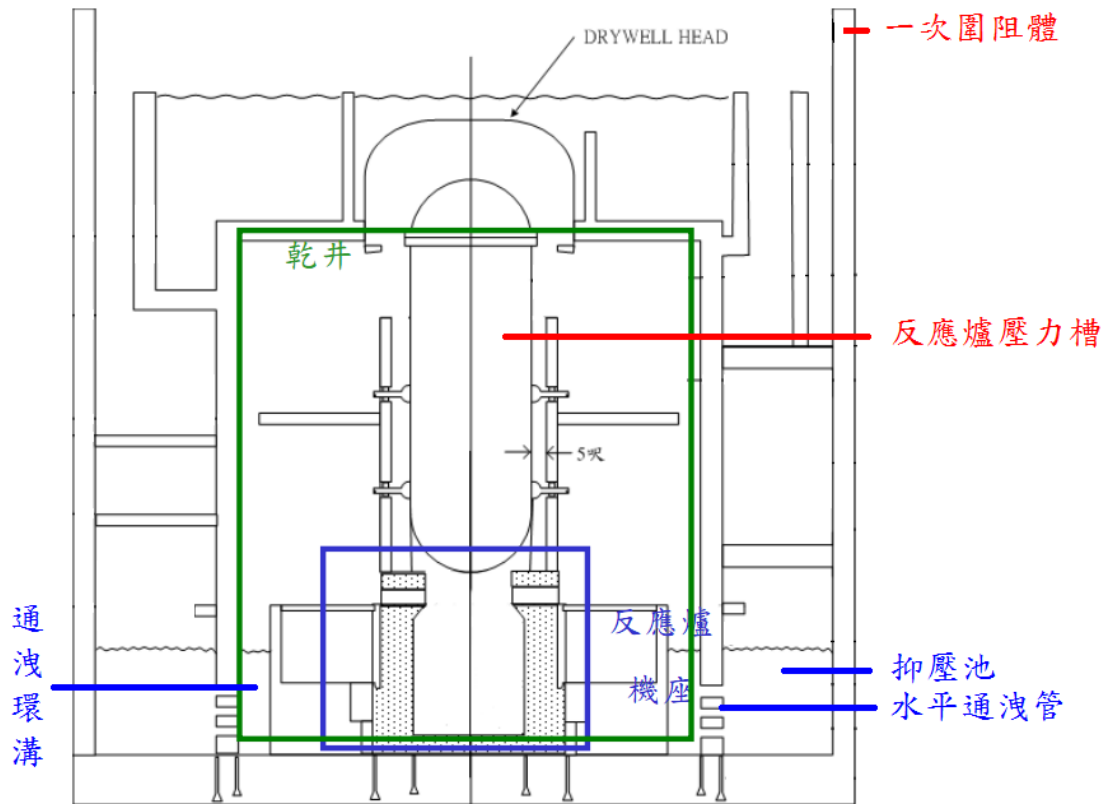


圖 壹-1 Mark-III 圍阻體示意圖<sup>[2]</sup>

圍阻體系統的設備簡介如下：

- 乾井 (Dry Well)：

乾井是由平頂直立圓筒式的鋼筋混凝土所建構而成，其為支持頂部水池及乾井與反應器廠房內各項設備裝置如工作平台、單軌吊車、管架等之結構體。除可屏蔽輻射，減少洩漏至反應器廠房的輻射劑量外，還可防止內部飛射物及管路斷管鞭擊等噴射力的作用所引起之衝突力傷害，以確保圍阻體的完整性，其本身亦是冷卻系統，可導引洩漏流體經水平通洩管至洩壓池進行冷凝。依據表 壹-1，乾井自由空氣體

積為 23800 ft<sup>3</sup>，與反應器廠房之壓力差設計值為 27.5 psig，溫度為 330 °F。

- 通洩環溝 (Vent Annulus)：

位於乾井底部與抑壓池內側表面的圓柱形鋼筋混凝土牆為堰牆間，通洩環溝則是堰牆與乾井牆間的環狀空間，其可將洩漏至乾井的流體導引至水平通洩管。依據表 壹-1，通洩環溝高度為 23 呎 8 吋，截面積為 455 ft<sup>2</sup>。

- 水平通洩管 (Horizontal Vents)：

水平通洩管之主要功能為發生 LOCA 時，導引洩漏流體排入抑壓池冷卻。在乾井下端部分，共有三排水平通洩管貫穿乾井連接至抑壓池，依據表 壹-1，每排具有 34 支水平通洩管，共 102 支水平通洩管，每支內徑為 27.5 吋，長度為 5 呎。

- 抑壓池 (Suppression Pool)：

抑壓池為 360°環狀水池，位於反應器廠房底部，其內具有大量池水。主要功能為當作安全洩壓閥(Relief Valve)排出高壓蒸汽的熱沉(Heat Sink)，或當 LOCA 發生時，可將洩漏

流體進行冷凝，並且作為緊急爐心冷卻系統之水源。依據表壹-1，抑壓池截面積為  $5760 \text{ ft}^2$ ，高水位為 19 呎 5 吋，抑壓池水之體積為  $5760 \times \left(19 \frac{5}{12}\right) = 111840 \text{ ft}^3$ ；低水位為 18 呎 11 吋，抑壓池水之體積為  $5760 \times \left(18 \frac{11}{12}\right) = 108960 \text{ ft}^3$ 。

- 圍阻體(Containment)：

圍阻體為圓屋頂式的圓筒形混凝土結構，主要功能為防止分裂產物外洩至環境中之最後一道人造屏障，並能防備來自廠房內部或外來飛射物的撞擊，如管路斷裂後，洩漏流體所造成的噴射力量衝擊或是斷裂汽機葉片之撞擊等。依據表壹-1，圍阻體自由空氣體積為  $1.43 \times 10^6 \text{ ft}^3$ ，壓力設計值為 29.7 psia，溫度為 200 °F。

- 乾井真空釋放系統(Drywell Vacuum Relief System)：

乾井真空釋放系統主要功能為避免反應爐廠房與乾井壓力差過大，維持適當壓力差，同時可防止抑壓池水逆流至乾井內。其具有一個 8 吋的氣控乾井正常真空釋放閥與二個 10 吋的馬達操作乾井緊急真空破壞閥。當發生 LOCA 時，乾井正常真空釋放閥自動隔離，而乾井緊急真空破壞閥在乾井與反應器廠房壓力差達 -0.5 psid 時，自動開啟，而差壓低於 -0.5 psid 時，自動關閉。

表 壹-1 圍阻體系統設計參數<sup>[3]</sup>

乾井(Dry Well)	
設計壓力(psig)	27.5
設計溫度(°F)	330
自由空氣體積(ft <sup>3</sup> )	238,000
通洩環溝(Vent Annulus)	
高度(ft)	23'-8"
截面積(ft <sup>2</sup> )	455
水平通洩管(Horizontal Vents)	
數量	102
直徑(in)	27.5
長度(ft)	5
總截面積(ft <sup>2</sup> )	420.7
抑壓池(Suppression Pool)	
高水位(短程分析)	19'-5"
低水位(長程分析)	18'-11"

截面積(ft <sup>2</sup> )	5760
圍阻體(Containment)	
設計壓力(psia)	29.7
設計溫度(°F)	200
自由空氣體積(ft <sup>3</sup> )	1.43×10 <sup>6</sup>



## 貳-貳、MARK-III 圍阻體內部 ECCS 系統簡介

LOCA 發生時，冷卻水從破管處沖放流失，若無緊急爐心冷卻系統(ECCS)補水救援，將導致爐心水位降低，燃料曝露而失去冷卻，護套將因過熱而破損，造成分裂產物外洩等危害。緊急爐心冷卻系統可在 LOCA 發生時，迅速補水入反應爐，維持淹蓋爐心燃料之水位，避免護套過熱受損，並在成功完成爐心淹覆之保護作用後，提供長期冷卻效果，直到燃料的衰變熱已不足造成危害為止。ECCS 系統簡圖如圖 貳-1 所示，其按照其不同的設計目的，主要可分為高壓噴灑系統(High Pressure Core Spray, HPCS)、低壓噴灑系統(Low Pressure Core Spray, LPCS)、自動釋壓系統(Automatic Depressurization System, ADS)與餘熱排除系統(Residual Heat Removal, RHR)。

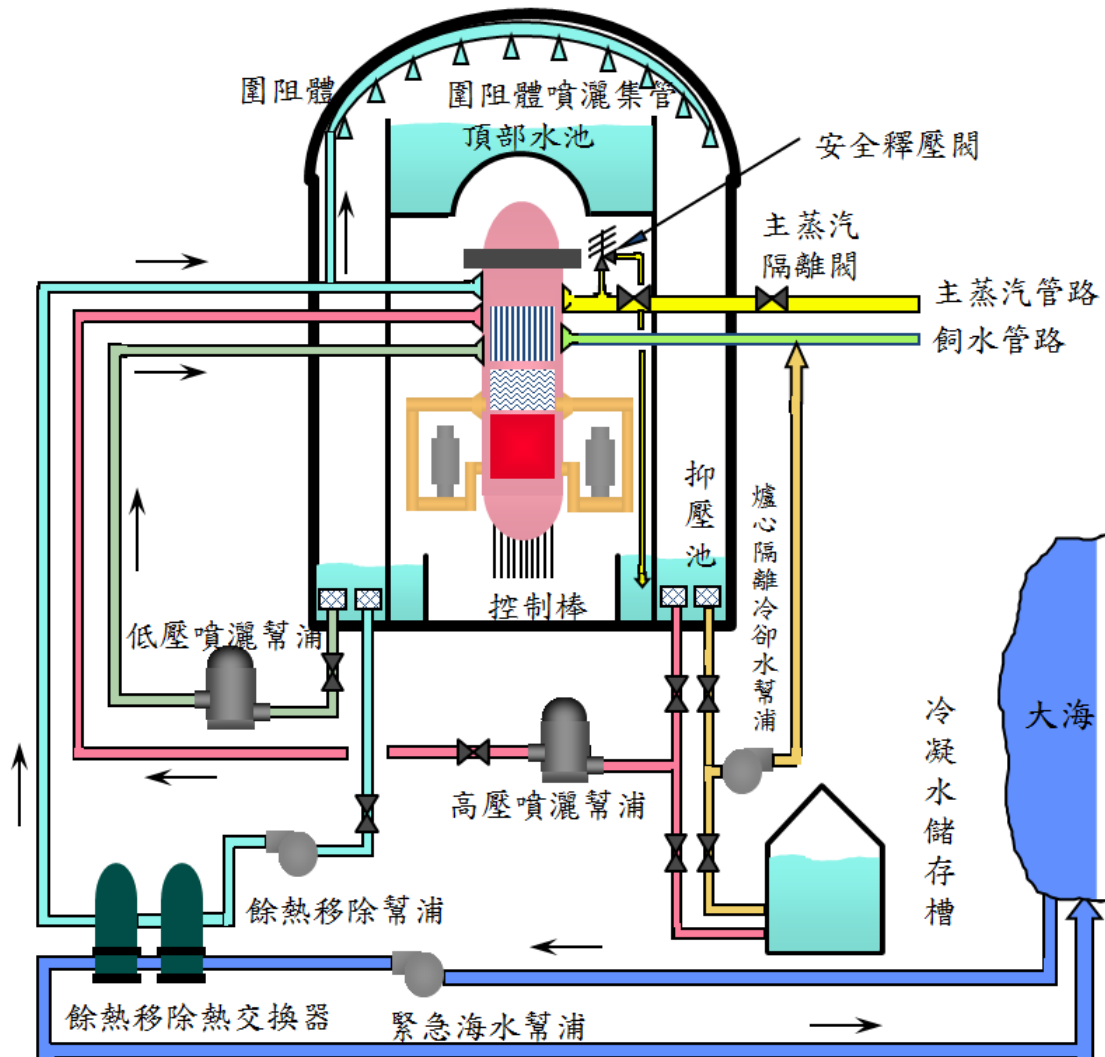


圖 貳-1 緊急爐心冷卻系統簡圖<sup>[6]</sup>

其各系統簡介如下：

- 高壓噴灑系統(High Pressure Core Spray, HPCS)：
  - 本系統主要功能為 RPV 仍處於高壓情況下，第一時間進行注水，以防止燃料曝露，護套毀損，因沖放初期的 RPV 仍處於高壓狀態，其餘低壓注水系統尚無法注水至 RPV 內。
  - 本系統可由冷凝水槽取水，也可自抑壓池取水。
  - 當接收到反應爐低水位(L2)或是乾井高壓力(16.44 psia)信號時，將

啟動高壓噴灑系統。

- 當反應爐水位到達高水位(>L8)時，注水閥自動關閉。
- 低壓噴灑系統(Low Pressure Core Spray, LPCS)：
  - 本系統流量較 HPCS 大很多，其主要功能為在大或中型破管時，反應爐壓力驟降而高壓噴灑系統無法維持水位時，打水入反應爐維持水位。
  - 本系統自抑壓池取水，當接收到反應爐低水位(L1)或是乾井高壓力(16.44 psia)信號時，將啟動低壓噴灑系統。
  - 本系統啟動後，必須在啟動信號消失後，且將幫浦控制開關轉到停止位置，幫浦才會停止。
- 自動釋壓系統(Automatic Depressurization System, ADS)：
  - 本系統主要功能為當高壓噴灑系統無法維持反應爐水位時，開啟之以幫助反應爐降壓，以便低壓注水系統能及時將水注入 RPV 中。
  - 四條主蒸汽管上共有十六只安全釋壓閥，其中七只具有自動釋壓系統之功能。
  - 每一安全釋壓閥都有個別的排放管路，導引反應爐內蒸氣排入抑壓池，使反應爐降壓。
  - 當乾井高壓力(16.44 psia)與反應爐低水位(L1)和一台低壓注水幫浦運轉信號皆存在時，並經過 104 秒延時後，才可啟動自動釋壓系統。若在此延時內，其餘 ECCS 能將水位補至高於一階水位，則本系統不必動作。

- 餘熱排除系統(Residual Heat Removal, RHR)：

主要包括七種不同的運轉模式：

1. 低壓注水模式(Low Pressure Coolant Injection Mode, LPCI)。
2. 圍阻體噴灑模式(Containment Spray Mode)。
3. 蒸氣凝結模式(Steam Condensing Mode)。
4. 抑壓池冷卻模式(Suppression Pool Cooling Mode)。
5. 停爐冷卻模式(Shutdown Cooling Mode)。
6. 燃料池冷卻模式(Fuel Pool Cooling Mode)。
7. 試運轉模式(Test Mode)。

故本系統主要功能除了在發生 LOCA 時，供給爐心緊急冷卻水外，還具有排除爐心衰變熱，維持抑壓池水溫低於安全設計標準值(185°F)之功能。本系統具有三個注水迴路、三個幫浦與兩組熱交換器。本研究僅考慮了低壓注水模式、圍阻體噴灑模式與抑壓池冷卻模式，故以下僅簡介此三種運轉模式：

- 低壓注水模式(Low Pressure Coolant Injection Mode, LPCI)：
  - 本模式主要目的為發生 LOCA 時，待反應爐壓力降低後，補水至爐心，以維持反應爐水位。
  - 為了盡快淹蓋爐心，RHR 三支系統皆運轉此模式，其他運轉模式自動隔離(凡影響 LPCI 模式各閥，一律全關或全開)。
  - 當接收到反應爐低水位(L1)或是乾井高壓力(16.44 psia)信號並且反

應爐壓力低於 397.7 psia 時，將自動啟動低壓注水模式。

- 抑壓池冷卻模式(Suppression Pool Cooling Mode)：
  - LOCA 發生後，隨著爐水排入抑壓池，持續吸收燃料的衰變熱，抑壓池水溫度將會逐漸升高，水溫過高將失去冷卻能力。故本模式主要目的為降低抑壓池水溫度至安全值以下，確保其冷卻能力。
  - RHR A 和 B 兩支系統皆可運轉於本模式。幫浦經吸水閥自抑壓池取水，經由熱交換器冷卻後，再注入回抑壓池。
- 圍阻體噴灑模式(Containment Spray Mode)：
  - LOCA 發生後，隨著爐水排入抑壓池，反應器廠房壓力上升。故本模式主要功能為使用 RHR 之 A 及 B 支系統，噴灑水滴於反應器廠房，冷凝蒸汽，以降低圍阻體壓力。
  - 當 LOCA 發生後 10 分鐘且接收到乾井高壓力(16.44 psia)和反應爐廠房高壓力(23.7 psia)信號時，將啟動圍阻體噴灑模式。

## 貳-參、GOTHIC 程式介紹

有鑑綠能之重要性，以及未來使用量將大增之萬能性，核能安全的議題越來越受到重視，而圍阻體作為核能電廠之重要屏蔽之一，其安全性之保障更為重要。GOTHIC(Generation of Thermal Hydraulic Information for Containment)程式為一通用性核能電廠圍阻體熱水流分析程式，不易因為反應器或圍阻體之型式不同而有所限制，像是國內常見的 BWR、PWR 與 ABWR 均適用，GOTHIC 程式去進行其圍阻體安全分性分析。

GOTHIC 程式為由 EPRI(Electric Power Research Institute)與 NAI 公司(Numerical Applications, Inc.)所共同開發，目前國際核電業間已有許多核能電廠採用 GOTHIC 程式進行圍阻體相關之完整性評估工作，像是 Kewaunee、Grand Gulf、Catawba、McGuire、Waterford 等多家核能電廠，因應功率提升，或是替換以往之圍阻體分析程式或進行 FSAR 與運轉技術規範之更新等原因，採用 GOTHIC 程式重新進行圍阻體完整性之安全分析。

GOTHIC 程式採用常見的控制體積與接節架構進行熱水流分析，其計算模式架構如圖 2.3-1 所示。每個 GOTHIC 分析模式至少包含一個控制體積，其為流體流動的區域，另可針對需細部檢視之流

場，將控制體積切割為數個次體積(subvolume)，進行簡化的 CFD(Computational Fluid Dynamics)分析，其中接節通常是作為連結兩個不同的控制體積，或是將邊界條件與控制體積相連接，一些專業設備等組件也可能會出現在接節上，當滿足設定條件時將自動開啟或關閉。

除此之外，GOTHIC 程式還採用了圖像使用者介面(Graphic User Interface, GUI)，如圖 2.3-2 所示，此介面較易上手並可清楚瞭解控制體積與接節之連接狀況，減少人為輸入之錯誤，為目前多數工程分析軟體發展之趨勢。

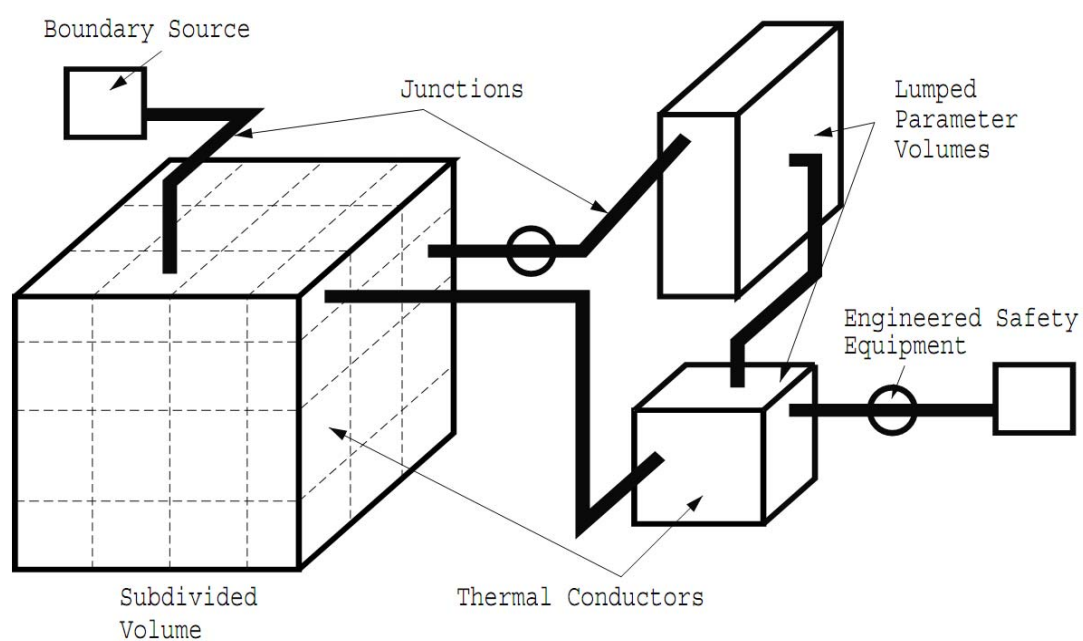


圖 2.3-1 GOTHIC 程式計算模式架構簡圖<sup>[4]</sup>

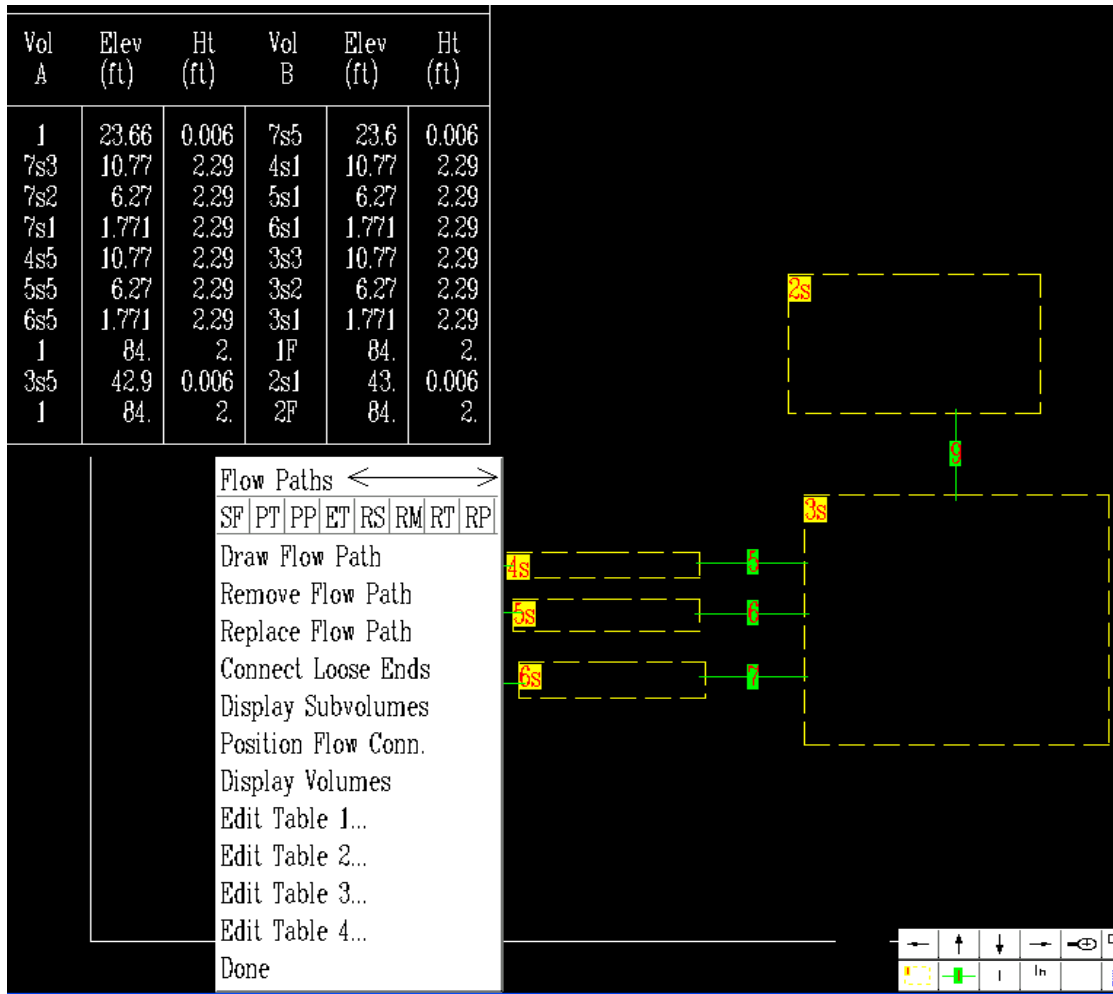


圖 2.3-2 GOTHIC 程式之圖像化工作視窗圖

圍阻體中常見的熱流現象如圖 2.3-3 所示，包括沖放、冷凝、噴灑、壁面熱傳等，在 GOTHIC 程式內均有相對應之模式處理，如汽液相變化、雙相臨界流與常用的熱傳模式等，此外圍阻體系統之組件如幫浦、閥門、風扇、熱交換器、噴灑器等組件、也有其對應模式處理。



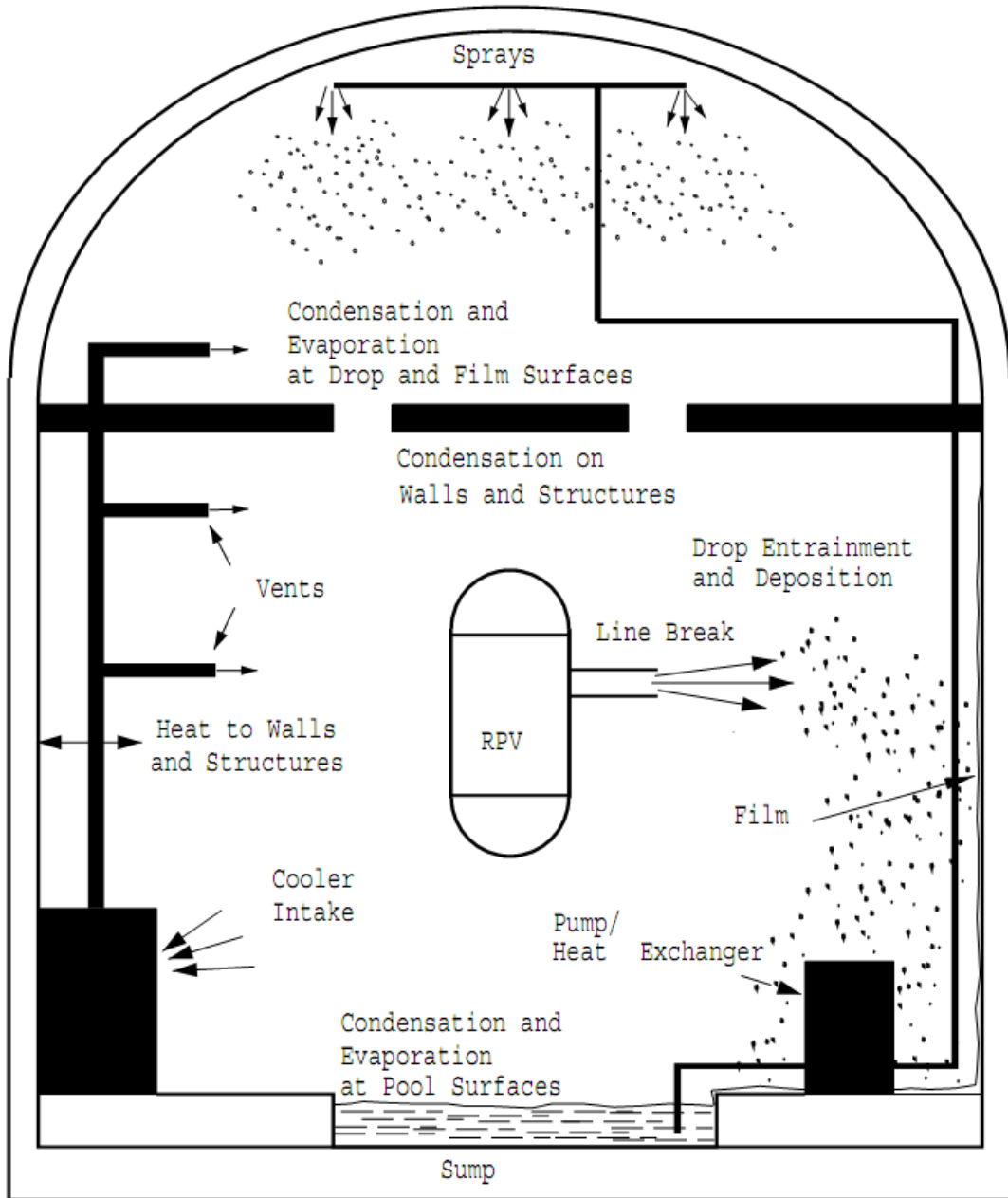


圖 2.3-3 圍阻體中的熱流現象示意圖<sup>[5]</sup>

在 GOTHIC 程式熱水流模式中，除了考慮不同相、表面、以及流體之間的質量與能量交換外，計算三種流場型態(氣體/液體/液滴)的守恆式，依據不同的體積處理方式也有所不同。在次體積(subvolume)模式中採用較為繁複之通式守恆式，然而在積總體積

(lump volume)模式中，模擬之空間較為單純，不須得知其詳細熱水流變化之情形，故其守恆式較為簡化。此外在接節與熱導體模式中，也有其相對應的守恆方程式。

- 質量守恆方程式：

在次體積模式中，質量守恆方程式如(2.3-1)式所示：

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \Theta \alpha_\phi \rho_{\phi\zeta} dV = - \int_A \Psi \alpha_\phi \rho_{\phi\zeta} \bar{u}_\phi \cdot \bar{n} dA + \int_{A_f} \Psi \alpha_\phi \rho_\phi D_\phi^c \bar{\nabla} \left( \frac{\rho_{\phi\zeta}}{\rho_\phi} \right) \cdot \bar{n} dA$$

storage	convection	diffusion	
	$+ \int_{A_w} s_{\phi\zeta}^c dA$	$+ \int_{A_{I\phi}} S_{\phi\zeta}^c dA_{I\phi}$	$+ E_{\phi\zeta}^c + C_{\phi\zeta}^c$
	boundary	interface	equipment
	source	source	source
			combustion
			source

其質量守恆式考慮了對流、擴散、邊界條件、介面及設備安全係數與氫氣燃燒等因素。其中  $\phi$  代表了流體的相狀態，包含汽態、液態、液滴和冰， $\zeta$  則是代表著氣體組成，當  $\zeta = s$  時為蒸汽，當  $\zeta = n$  時則為非凝結氣體， $\Theta$  為體積多孔性， $\Psi$  為區域多孔性係數， $\alpha$  為體積比率， $\rho$  為密度， $\bar{u}$  為速度， $\bar{n}$  為單位向量， $A_f$  為液體接觸面積， $A_w$  為封閉牆， $A_I$  為介面面積， $s^c$  為通過封閉牆或是在封閉牆上作用產生的質量源項， $S^c$  則是來自與介面面積的作用， $E^c$  是由儀器安全係數所造成的質量源項，而  $C^c$  則是考慮氫氣燃燒所消耗的質量源項。

積總體積之質量守恆方程式如(2.3-2)式所示：

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \alpha_\phi \rho_{\phi\zeta} dV = - \sum_{\{j\}V} \alpha_\phi \rho_{\phi\zeta} \overline{u}_\phi \cdot \vec{n} A_j + \int_{A_w} s_{\phi\zeta}^c dA + \int_{A_{I\phi}} S_{\phi\zeta}^c dA_{I\phi} + E_{\phi\zeta}^c \quad 2.3-2$$

其為其(2.3-1)式簡化而來，因其模擬之空間較為簡單，故將其以積總體積方式處理，其中  $A_j$  為接節面積。

• 能

量守恆方程式：

在次體積模式中，能量守恆方程式如(2.3-3)式所示：

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} \int_V \Theta \alpha_\phi \left( \rho_\phi (h + ke)_\phi - P \right) dV &= - \int_A \Psi \alpha_\phi \rho_\phi (h + ke)_\phi \overline{u}_\phi \cdot \vec{n} dA \\ &\quad \text{storage} \qquad \qquad \qquad \text{convection and flow work} \\ &+ \int_{A_f} \Psi \alpha_\phi \rho_\phi c_{p\phi} D_\phi^e \vec{\nabla} T_\phi \cdot \vec{n} dA + \sum_{\zeta} \int_{A_f} \Psi \alpha_\phi D_\phi^c \rho_\phi \vec{\nabla} \left( \frac{\rho_{\phi\zeta}}{\rho_\phi} \right) h_{\phi\zeta} \cdot \vec{n} dA \\ &\quad \text{thermal diffusion} \qquad \qquad \qquad \text{mass diffusion} \\ &+ \int_{A_w} s_\phi^e dA + \int_{A_{I\phi}} S_\phi^e dA_{I\phi} + E_\phi^e + C_\phi^e \quad 2.3-3 \\ &\quad \text{boundary} \quad \text{interface} \quad \text{equipment} \quad \text{combustion} \\ &\quad \text{source} \quad \quad \text{source} \quad \quad \text{source} \quad \quad \text{source} \end{aligned}$$

其能量守恆式考慮了對流與流功、熱擴散、質量擴散、邊界條件、介面源項、設備及氫氣燃燒等因素。其中  $h$  為熱焓， $ke$  為動能， $D^e$  為熱擴散係數， $s^e$  是來自與牆壁作用產生的能量源項， $S^e$  則是與介面積作用之能量源項， $E^e$  為設備的能量源項， $C^e$  則是氫氣燃燒產生的



速度。

- 在積總體積之模式，僅求解質量與動量守恆方程式，不解動量守恆方程式。

- 接節(Flow Path)：

接節為兩個不同的控制體積之連結，計算其內部流體之流動狀況，計算方式如圖 2.3-4 所示，其中動量方程式如(2.3-6)式所示：

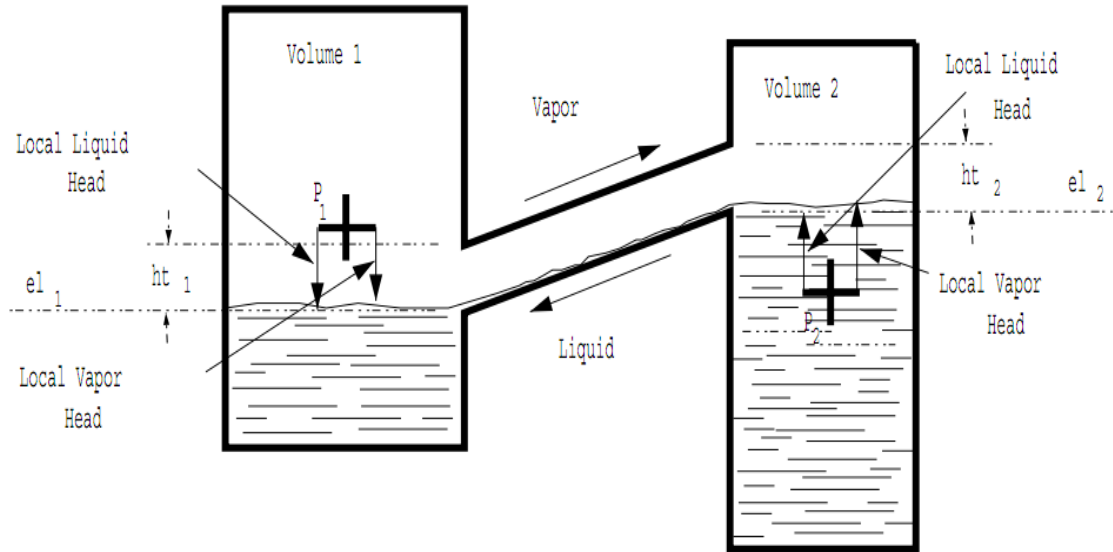


圖 2.3-4 接節計算示意圖<sup>[6]</sup>

$$\begin{aligned}
 AL \frac{d(\alpha_\phi \rho_\phi w_\phi)}{dt} &= \alpha_\phi A (P_1 + PL_{1\phi} - P_2 - PL_{2\phi}) & 2.3-6 \\
 \text{inertia} & \quad \text{pressure gradient and} \\
 & \quad \text{local gravity head} \\
 & - \alpha_\phi \rho_\phi g A (el_1 - el_2) + E_\phi^m \\
 & \quad \text{junction equipment} \\
 & \quad \text{gravity head socure} \\
 & + (MF_{2\phi}) + D_{w\phi} + D_{I\phi} \\
 & \quad \text{momentum wall interfacial} \\
 & \quad \text{fluxes drag drag}
 \end{aligned}$$

其動量守恆式考量了壓力梯度、局部與接節之重力水頭、設備源項、動量通量、壁面拖曳力與介面拖曳力等。其中  $w_\psi$  為相速度， $\rho_\psi$  為控制體積中各相狀態密度之平均。例：

$$\rho_\phi = \frac{\rho_{\phi 1} + \rho_{\phi 2}}{2} \quad 2.3-7$$

熱

導體(Thermal Conductor)：

熱導體為求解固態物件之熱傳，其能量守恆方程式如(2.3-8) 式

所示：

$$\int_{V_{cn}} \rho_{cn} c_{p,cn} \frac{\partial T_{cn}}{\partial t} dV_{cn} = \int_{A_i} D_{cn}^e \vec{\nabla} T_{cn} \cdot \vec{n} dA + \int_{A_b} s_{cn}^e dA \quad 2.3-8$$

storage                      diffusion                      boundary source

其能量守恆式考慮了擴散項與邊界條件，其中  $V_{cn}$  是熱導體的體積或是有效導熱部份的體積， $A_i$  為此熱導體之內表面積， $D_{cn}^e$  是熱傳係數， $A_b$  為此熱導體之外表面積。在 GOTHIC 程式中，提供三種常見之熱導體幾何形狀供選擇，包含 wall、cylinder 與 tube。

此外在 GOTHIC 程式的報告書<sup>[8]</sup>中，其將核能電廠發生事故下之熱流現象進行個別與整體之討論，如分離效應中的臨界流與自然對流等，分離其他因素單獨探討其現象，在整體效應中則是與國外大型實驗所得之實驗數據進行比對驗證，如 Battelle-Frankfurt Model Containment Test、Marviken Full Scale Containment Experiments 等，根據其結果均證實 GOTHIC 程式具有足夠的能力模擬圍阻體內常見之熱水流現象。

## 貳-肆、GOTHIC 程式失水事故短程分析

本研究欲分析之冷卻水流失事故為大破口失水事故，包含主蒸汽管路斷管事故與再循環管路斷管事故。此因大破口失水事故將造成圍阻體系統較大之負載，所造成之溫度與壓力暫態較易超過其安全限值，此為我們所關注的。

在 Mark-III 圍阻體系統中，當冷卻水流失事故發生時，大量的冷卻水從斷管處沖出並閃化成蒸汽，同時造成乾井壓力與溫度急遽上升，進而壓低通洩環溝之水位，導致水平通洩管露出後淨空，此時蒸汽將被導引至抑壓池進行冷凝，乾井內部的非凝結氣體，則是經由抑壓池逸至反應器廠房的內部空間，導致反應器廠房壓力些微上升。當乾井內部之蒸汽逐漸被導入抑壓池冷凝後，乾井壓力與溫度開始逐漸下降，然而抑壓池溫度則是逐漸上升。在此之後，隨著 ECCS 完成爐心灌水，冷水由斷管處流出，導致乾井內部蒸汽迅速凝結，此時將會造成乾井最大負差壓，故開啟乾井真空破壞閥，讓反應器廠房中的非凝結氣體重回乾井內部，重新平衡乾井和反應器廠房之壓力。

由於抑壓池持續吸收來自爐心的衰變熱，為了避免抑壓池溫度過高，在事故發生後 1800 秒，運轉人員將啟動 RHR 系統的抑壓池冷卻模式，以降低抑壓池溫度。



## 貳-肆-壹、主蒸汽管路斷管事故描述

四條 24 吋主蒸汽管路主要位於乾井上方，其中每條主蒸汽管路在乾井內側和一次圍阻體外側各有一主蒸汽隔離閥(Main Steam Isolation Valve, MSIV)，必要時可接受信號自動關閉，隔離一次側系統，除此之外，四條主蒸汽管路皆有設置限流器(Flow Restrictor)，位於 MSIV 和 S/R 閥之間，用以限制反應爐水流失之流量，使進入乾井之蒸汽減少，緩和事故所造成圍阻體之壓力與溫度上升現象。

假設斷管位置如圖 2.4-1 所示，並假設其為雙頭斷管(Double ended guillotine, DEG)。當事故發生時，大量蒸汽由 RPV 側沖放至乾井內部，並且在 MSIV 關閉前，部分蒸汽將由 MSIV 端沖放回乾井內部，由圖 2.4-2 可以得知，MSIV 在發生事故後 0.198 秒開始動作，於 5.5 秒完全關閉，這時僅剩 RPV 側持續沖放冷卻水至乾井內部。在短程分析模式中，我們採用 FSAR<sup>[1]</sup>所提供之沖放質能數據作為輸入之邊界條件，如圖 2.4-3 到圖 2.4-6 所示，其中圖 2.4-3 與圖 2.4-5 分別為蒸汽與液態水之沖放流量，在主蒸汽管路斷管事故之沖放初期，以蒸汽沖放為主，圖 2.4-4 與圖 2.4-6 則分別為蒸汽與液態水之焓值。

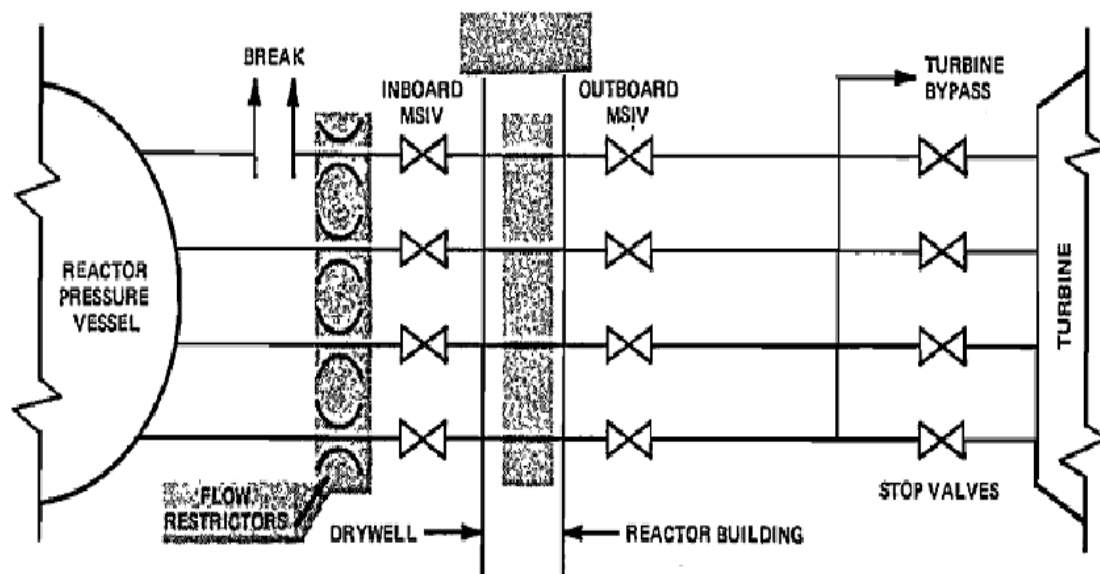


圖 2.4-1 主蒸汽管路斷管位置示意圖<sup>[1]</sup>

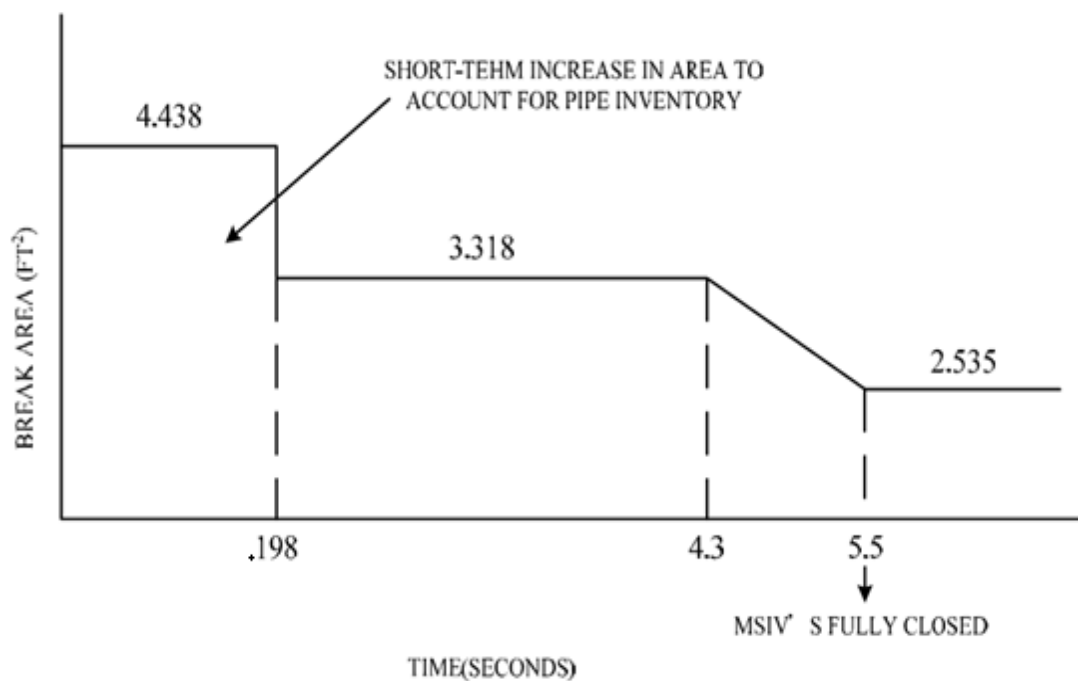


圖 2.4-2 主蒸汽管路斷管面積示意圖<sup>[1]</sup>

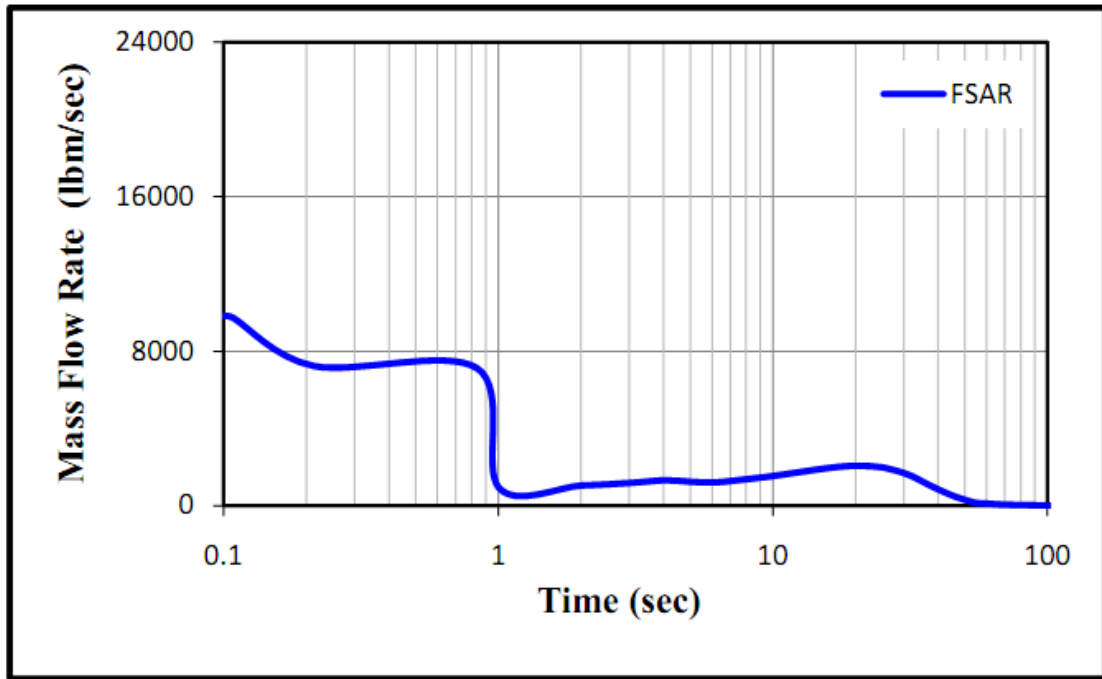


圖 2.4-3 MSLB 下之蒸汽沖放流量<sup>[1]</sup>

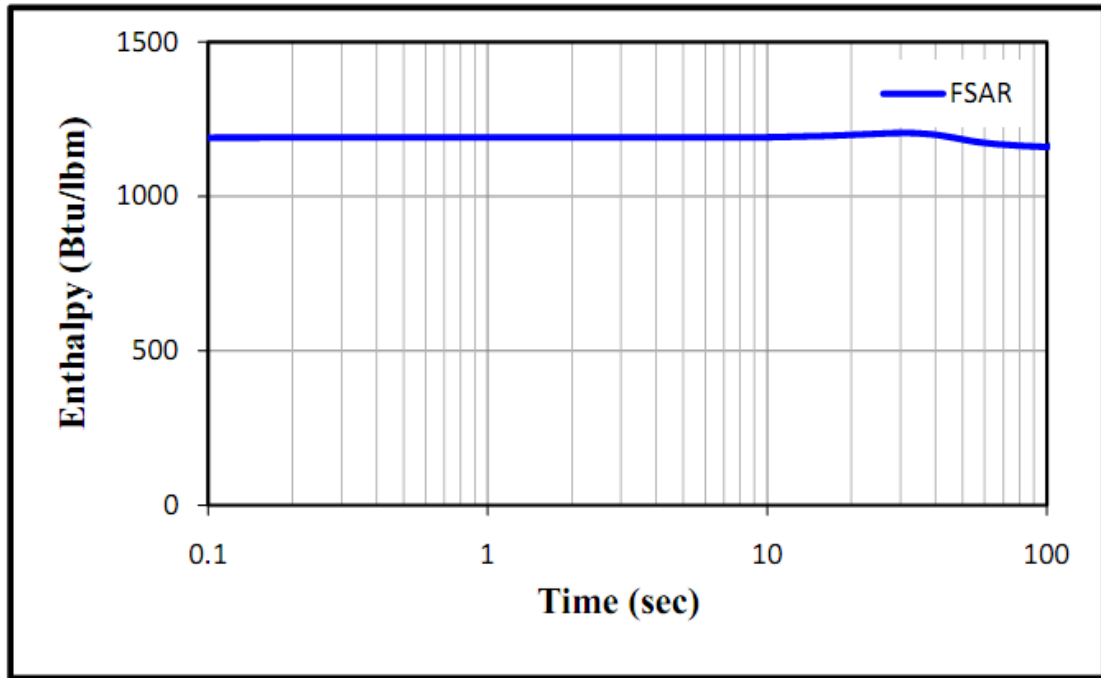


圖 2.4-4 MSLB 下之蒸汽焓值<sup>[1]</sup>

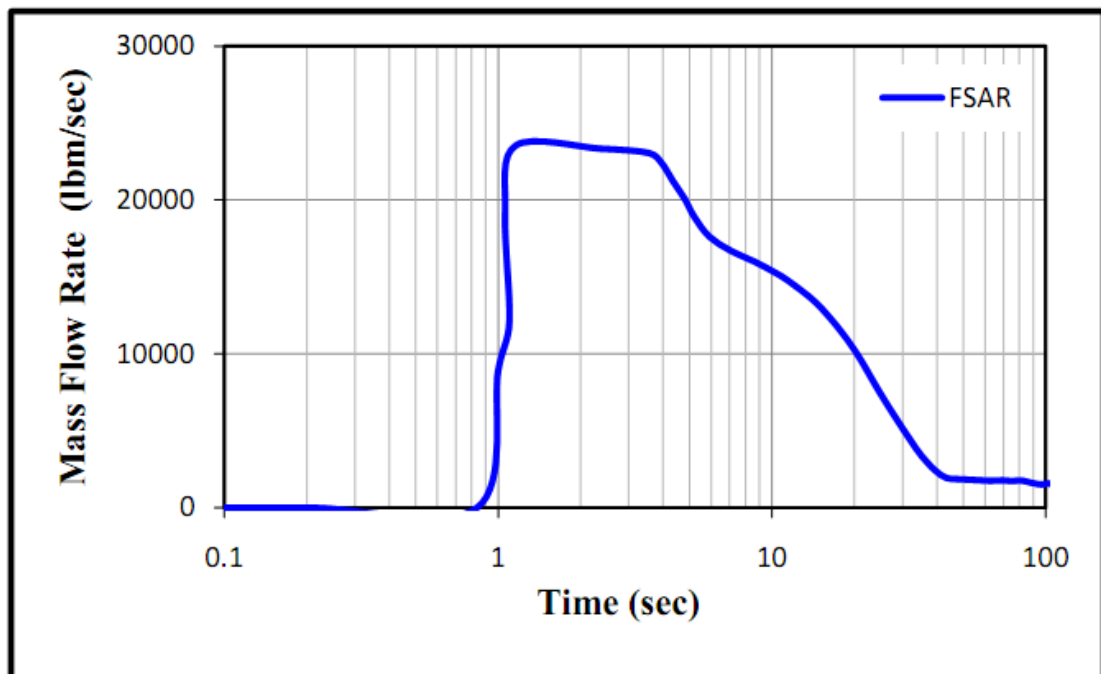


圖 2.4-5 MSLB 下之液態水沖放流量<sup>[1]</sup>

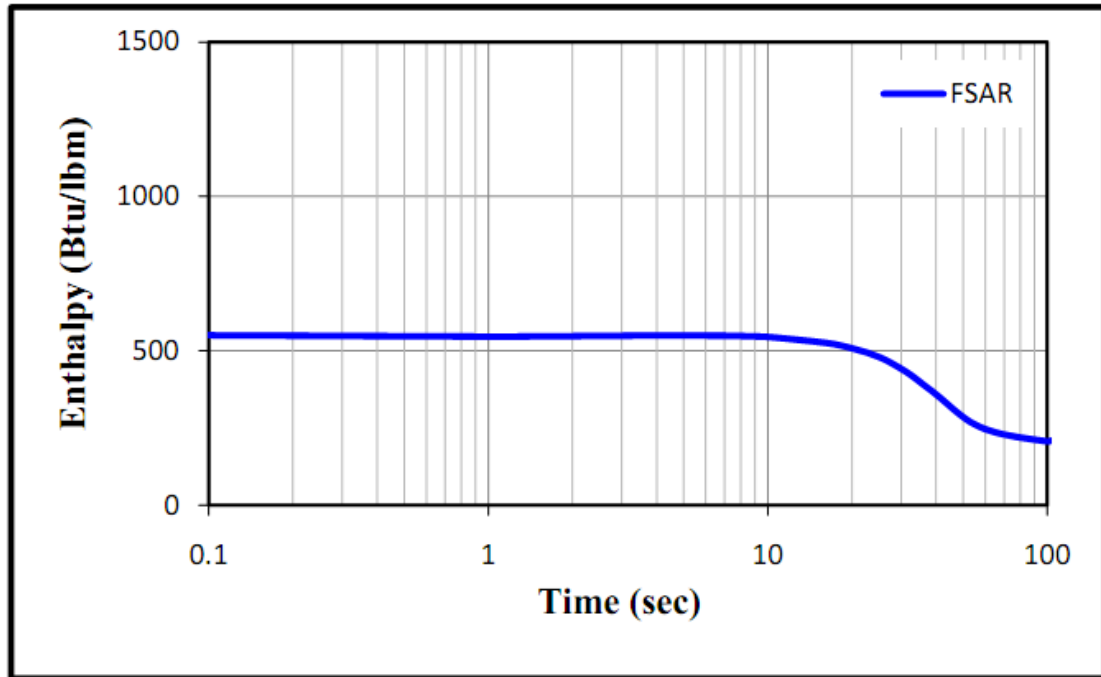


圖 2.4-6 MSLB 下之液態水焓值<sup>[1]</sup>

## 貳-肆-貳、再循環管路斷管事故描述

再循環水系統為供給增壓後之強制循環水通過爐心，並能提供自動跟隨附載變化之能力(Load Following Capability)。在再循環管路斷管事故分析中，其假設斷管位於再循環管路之汲水管部分如圖 2.4-7 所示，其中 A 為再循環管路，B 為爐水淨化系統之管路，C 則是噴射幫浦，依據 FSAR<sup>[1]</sup> Table 6.2-16，再循環管路之面積為 1.798 ft<sup>2</sup>，淨化系統之管路面積為 0.082 ft<sup>2</sup>，噴射幫浦則是 0.36 ft<sup>2</sup>，因此本研究假設再循環管路斷管事故之破口有效面積為： $1.798 + 0.082 + 0.36 = 2.24$  ft<sup>2</sup>。

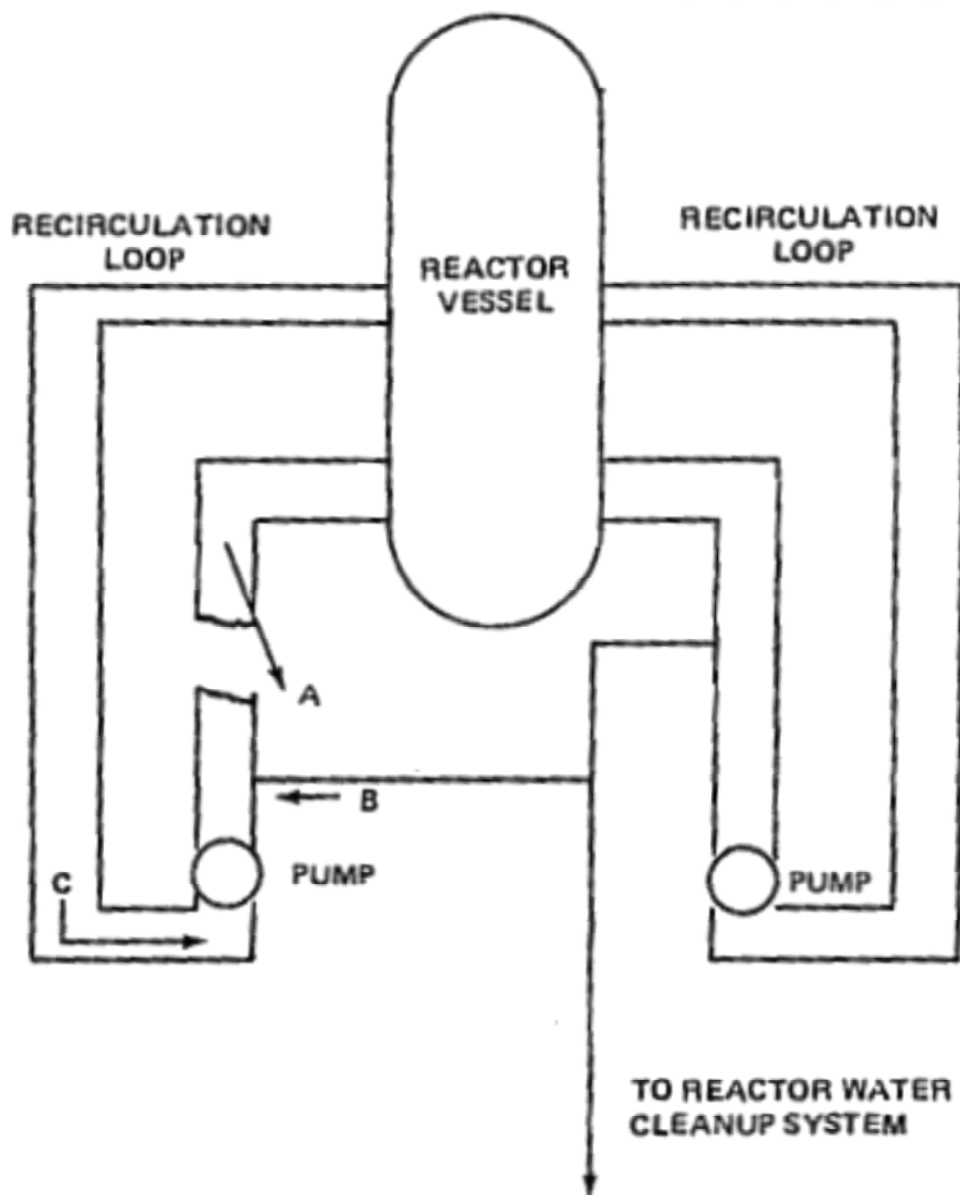


圖 2.4-7 再循環管路斷管位置示意圖<sup>[1]</sup>

在短程分析模式中，採用 FSAR<sup>[1]</sup>所提供之沖放質能數據作為輸入之邊界條件，如圖 2.4-8 到圖 2.4-11 所示，其中圖 2.4-8 與圖 2.4-10 分別為蒸汽與液態水之沖放流量，由於 RLB 之破口位置較低，在再循環管路斷管事故之沖放初期，以液態水沖放為主，圖 2.4-9 與圖 2.4-11 則分別為蒸汽與液態水之焓值。

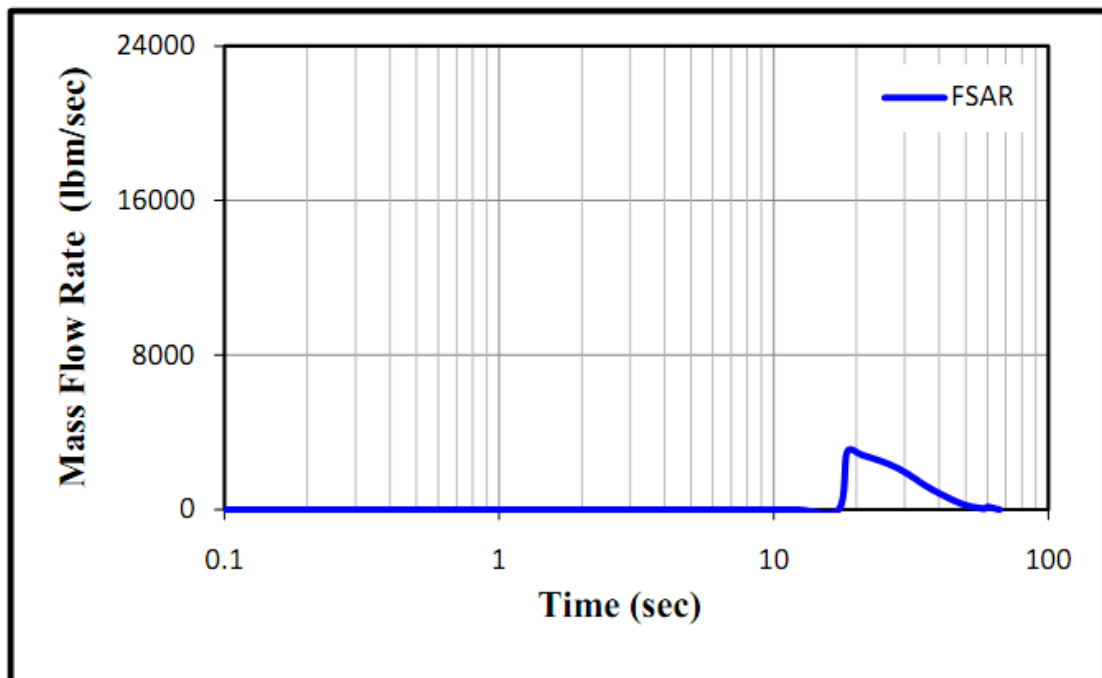


圖 2.4-8 RLB 下之蒸汽沖放流量<sup>[1]</sup>



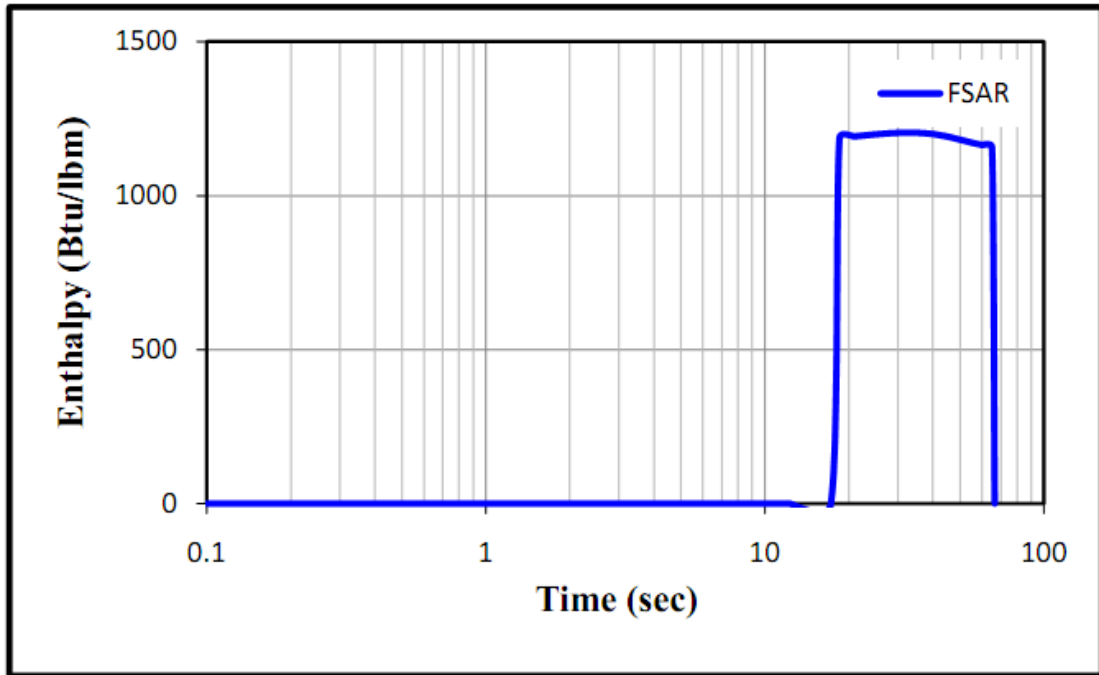


圖 2.4-9 RLB 下之蒸汽焓值<sup>[1]</sup>

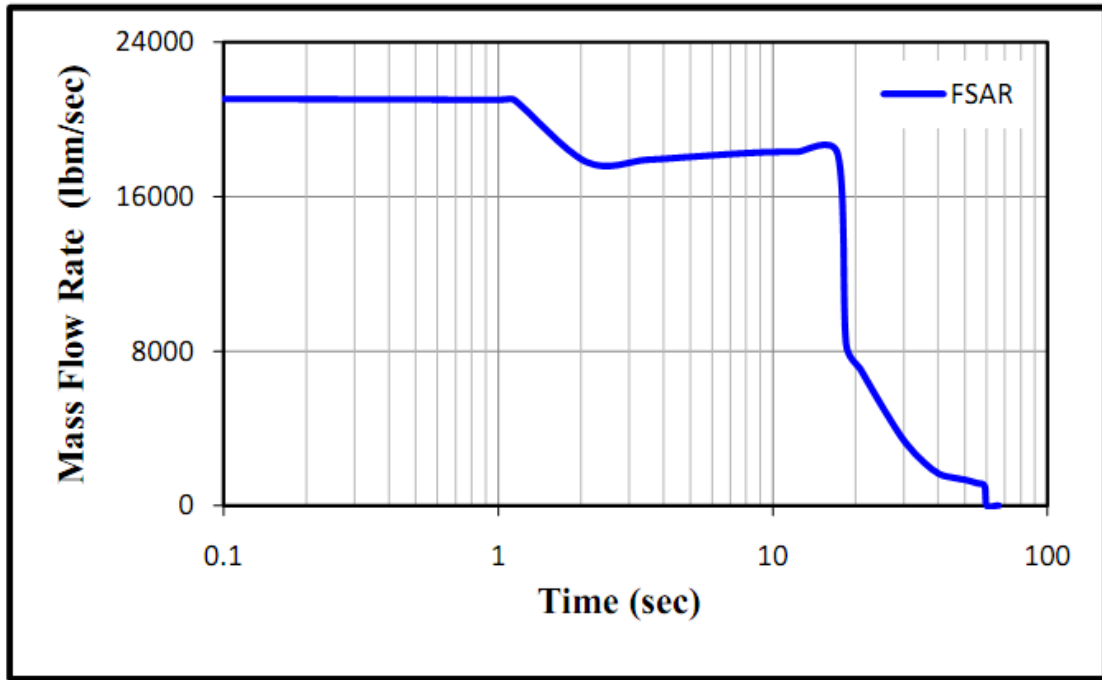


圖 2.4-10 RLB 下之液態水沖放流量<sup>[1]</sup>

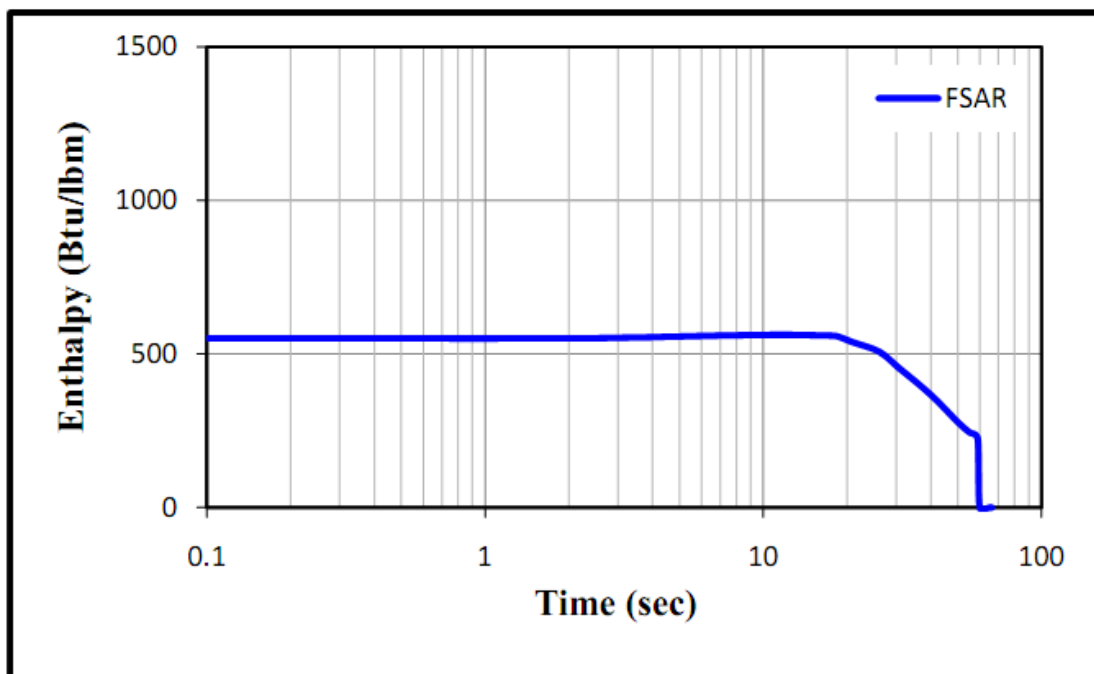


圖 2.4-11 RLB 下之液態水焓值<sup>[1]</sup>

## 貳-伍、分析模式架構

本研究之流程如圖 2.5-1 所示，首先為資料蒐集，如核能二廠之 FSAR 與訓練教材等參考資料，藉此幫助我們釐清問題與相關條件、參數等設定，以便完成後續之分析模式建立。由於乾井之尖值壓力與溫度發生時間與抑壓池溫度相差甚遠，為求保守在分析上採用不同的假設條件，因此本研究之分析模式分為兩大部分，分別為短程分析模型與長程分析模型。

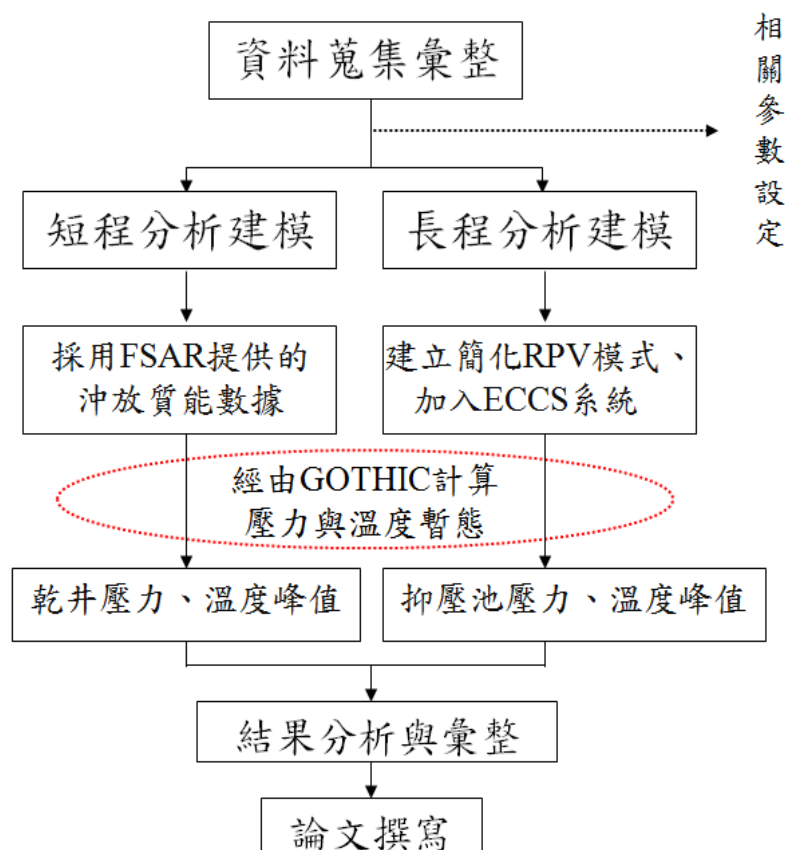


圖 2.5-1 研究流程圖

在短程分析中採用 FSAR<sup>[1]</sup>提供的沖放質能數據作為邊界條件，

然而在長程分析中則是增建 RPV 模式與 ECCS 模式，藉由 GOTHIC 中的臨界流模式計算其沖放質能時變數值，再經由 GOTHIC 程式計算壓力與溫度暫態後，將其計算所得結果與核能二廠之 FSAR 數據進行比對並確立其合理性。

### 貳-伍-壹、 短程分析模式架構

在短程分析模式中，主要目的為求得乾井之尖值壓力與溫度，因此會有部分假設條件與長程分析模式不同，並且採用 FSAR 提供之沖放質能數據作為邊界條件，比起在長程分析中，需要加入 RPV、ECCS 模式等計算沖放質能，整體分析模式較長程分析簡化許多。

短程分析模式之假設如下所示：

- 在 MSLB 短程分析模式中，事故於 0 秒時發生，依據核能二廠 FSAR<sup>[1]</sup> Table 6.2-16，其有效破口面積為 3.318 ft<sup>2</sup>，計算時間為 100 秒。
- 在 RLB 短程分析模式中，事故於 0 時秒發生，依據核能二廠 FSAR<sup>[1]</sup> Table 6.2-16，其有效破口面積為 2.24 ft<sup>2</sup>，計算時間為 66 秒。
- 乾井採用單一控制體積模擬。
- 乾井初始壓力為 14.7 psia。
- 乾井初始溫度為 135 °F。

- 乾井初始相對濕度為 50%。
- 抑壓池初始壓力為 14.7 psia。
- 抑壓池初始溫度為 100 °F。
- 抑壓池初始相對濕度為 100%。
- 抑壓池初始水位為高水位 19 呎 5 吋。
- 不考慮緊急爐心冷卻系統之所有模式。
- 不計算建築物之間的壁面熱傳。
- 不考慮乾井與抑壓池之間的真空破壞閥。

短程分析模式之架構如圖 2.5-2 所示，其中各系統組件之說明如表 2.5-1 到表 2.5-3 所示。乾井採用單一控制體積處理，其體積為 23800 ft<sup>3</sup>，由於在破口事故發生後，沖放流體最先沖放到乾井內部，故分別以邊界條件 1F 與 2F 處理蒸汽沖放質能與液態水沖放質能，並使用接節 9 與接節 10，將其與乾井連接。

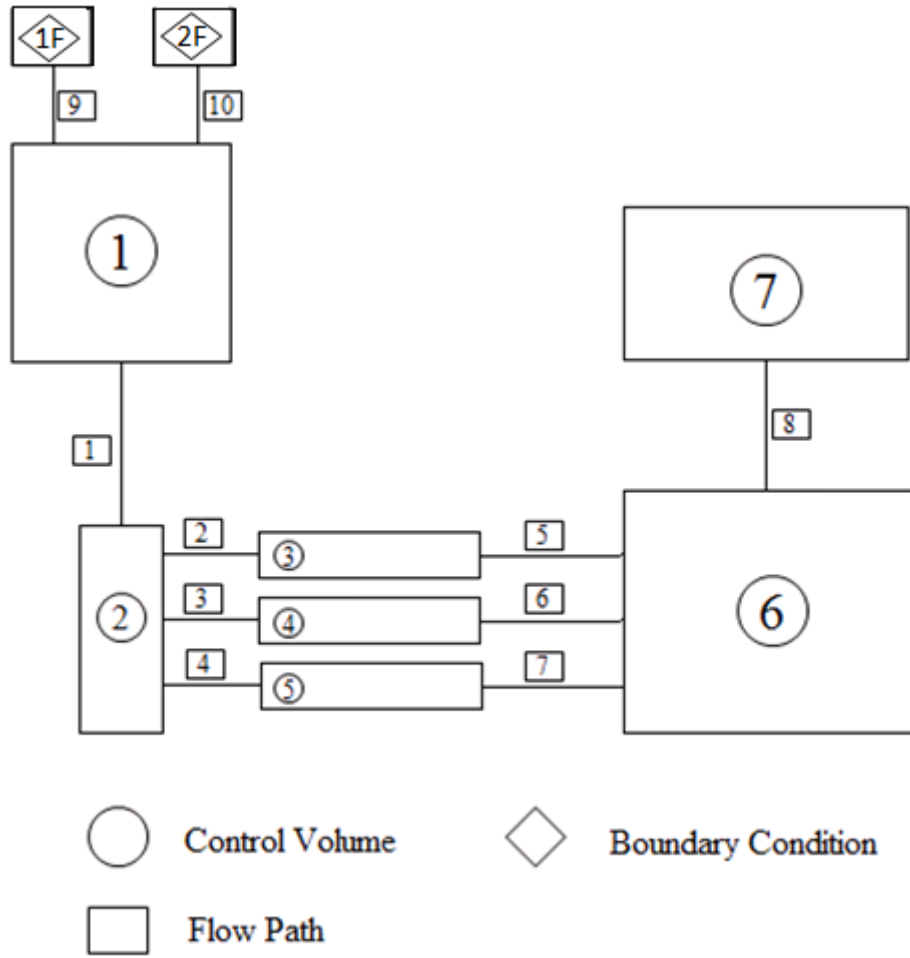


圖 2.5-2 短程分析模式示意圖

表 2.5-1 短程分析模式之控制體積說明

控制體積(Control Volume)	
編號	名稱
1	乾井
2	通洩環溝
3	水平通洩管(第一排)
4	水平通洩管(第二排)
5	水平通洩管(第三排)
6	抑壓池
7	反應器廠房

表 2.5-2 短程分析模式之接節說明

接節(Flow Path)		
路徑編號	連接區間	說明
1	1→2	乾井與通洩環溝之連接

2	2→3	洩環溝與第一排之水平通洩管之連接
3	2→4	通洩環溝與第二排之水平通洩管之連接
4	2→5	通洩環溝與第三排之水平通洩管之連接
5	3→6	第一排水平通洩管與抑壓池之連接
6	4→6	第二排水平通洩管與抑壓池之連接
7	5→6	第三排水平通洩管與抑壓池之連接
8	6→7	抑壓池與反應器廠房之連接
9	1F→1	流量邊界條件 1F 與乾井之連接
10	2F→1	流量邊界條件 2F 與乾井之連接

表 2.5-3 短程分析模式之邊界條件說明

邊界條件(Boundary Condition)	
編號	說明
1F	蒸汽之流量邊界條件
2F	液態水之流量邊界條件



在通洩環溝的部分，首先利用接節 1 將乾井與通洩環溝連接，其截面積為  $455 \text{ ft}^2$ ，高度為 23 呎 8 吋，體積則為：  
 $455 \times \left(23 \frac{8}{12}\right) = 10768.33 \text{ ft}^3$ ，並將其沿 z 方向切割成五個次體積如圖 2.5-3 所示，各次體積之尺寸如表 2.5-4 所示，其中次體積 1 到次體積 4 皆位於初始水位以下。

在 Mark-III 圍阻體系統中，水平通洩管分成三排，每排具有 34 支水平通洩管，每支內徑為 2.29 ft，長度為 5 ft。在短程與長程之分析模式中，將每排 34 支的水平通洩管整合為一群，共分成三群，並將其沿 x 方向切割成五個次體積如圖 2.5-3 所示，各次體積之尺寸如

表 2.5-5 所示，故每群之總體積為： $34 \times 5 \times \pi \times \left(\frac{27.5}{12} \frac{1}{2}\right)^2 = 701.2 \text{ ft}^3$ ，三

群水平通洩管均位於初始水位以下。在各體積之間的連接上，則是使用接節 2、3、4 分別將通洩環溝之次體積 3、2、1 與水平通洩管第一、二、三排連接，最後再以接節 5、6、7 分別將水平通洩管第一、二、三排與抑壓池連接。

在短程分析模式中，抑壓池之初始水位假設為高水位 19.4166 ft，高水位具有較高之靜壓水頭，因此可求得較為保守之乾井尖值壓力與溫度。本分析模式之標高採用抑壓池底部為零點，其高度為 43

ft，故 19.4166 ft 到 43 ft 為抑壓池內部之氣體空間，其截面積為 5760 ft<sup>2</sup>，總體積為： $5760 \times 43 = 247680 \text{ ft}^3$ 。在 Mark-III 圍阻體系統中，抑壓池與反應器廠房為相通的，故使用接節 8 將抑壓池與反應器廠房連接，其中反應器廠房之體積為表 壹-1 中的自由空氣體積扣掉上部水池與抑壓池之體積： $1.43 \times 10^6 - 70800 - 43 \times 5760 = 1111520 \text{ ft}^3$

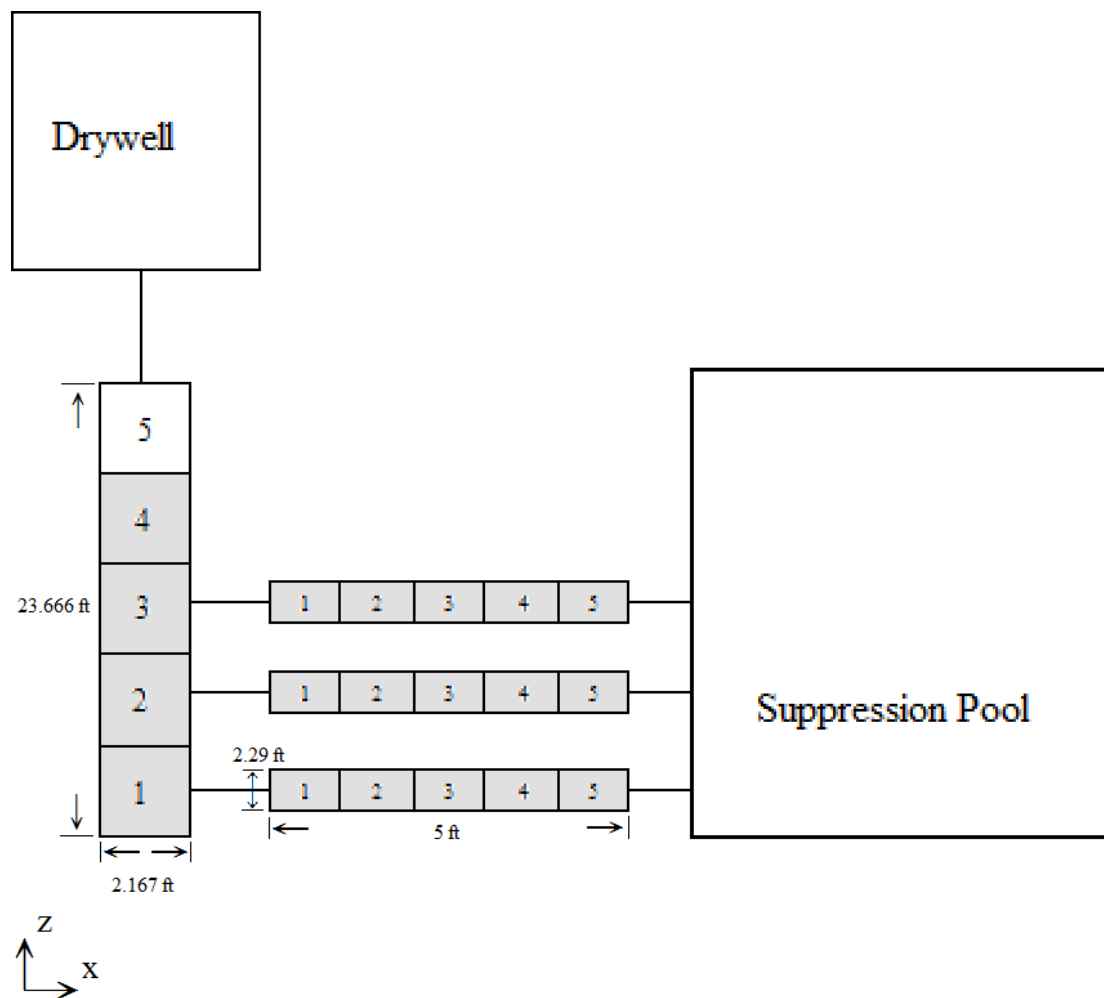


圖 2.5-3 通洩環溝與水平通洩管之次體積切割方式與連接位置

表 2.5-4 通洩環溝各次體積之尺寸

	次體積 1	次體積 2	次體積 3	次體積 4	次體積 5
$\Delta x$ (ft)	2.167	2.167	2.167	2.167	2.167
$\Delta y$ (ft)	209.9	209.9	209.9	209.9	209.9
$\Delta z$ (ft)	4.732	4.732	4.732	5.25	4.22

表 2.5-5 水平通洩管各次體積之尺寸

	次體積 1	次體積 2	次體積 3	次體積 4	次體積 5
$\Delta x$ (ft)	1	1	1	1	1
$\Delta y$ (ft)	61.18	61.18	61.18	61.18	61.18

$\Delta z$ (ft)	2.29	2.29	2.29	2.29	2.29
-----------------	------	------	------	------	------

## 貳-伍-貳、長程分析模式架構

長程分析模式與短程分析模式最大的不同在於抑壓池之初始水位假設與增建 RPV 和 ECCS 模式等，然而在乾井、通洩環溝、水平通洩管、反應器廠房之設定上，並無太大改變。

長程分析模式之假設如下所示：

- 乾井與抑壓池之溫度、壓力和相對溼度等初始條件皆與短程分析模式相同。
- 於 t=0 秒時，發生主蒸汽管路斷管事故，依據核能二廠 FSAR<sup>[1]</sup> Table 6.2-16，其有效破口面積為 3.318 ft<sup>2</sup>，計算時間為 259200 秒 (72 小時)。
- 破口流量之計算採用 Homogeneous Equilibrium Model 模式。
- 抑壓池之初始水位為低水位 18.9166 ft。
- 緊急爐心冷卻系統之水源僅考慮自抑壓池取水。
- 抑壓池冷卻模式自發生事故後 1800 秒啟動。
- ECCS 之作動假設如表 2.5-6 所示。
- 考慮單一失效準則，七只具有自動釋壓功能之安全釋壓閥，僅有六只可正常運作。

表 2.5-6 MSLB 下之緊急爐心冷卻系統之作動假設<sup>[1]</sup>

有效 設備	Case A	
	事故前期	事故後期
HPCS 幫浦	1	1
LPCS 幫浦	1	1
LPCI 幫浦	3	1
RHR 幫浦	0	2
備註：發生事故後 1800 秒，兩台 LPCI 幫浦切換至抑壓池冷卻模式。		

備註：發生事故後 1800 秒，兩台 LPCI 幫浦切換至抑壓池冷卻模式。

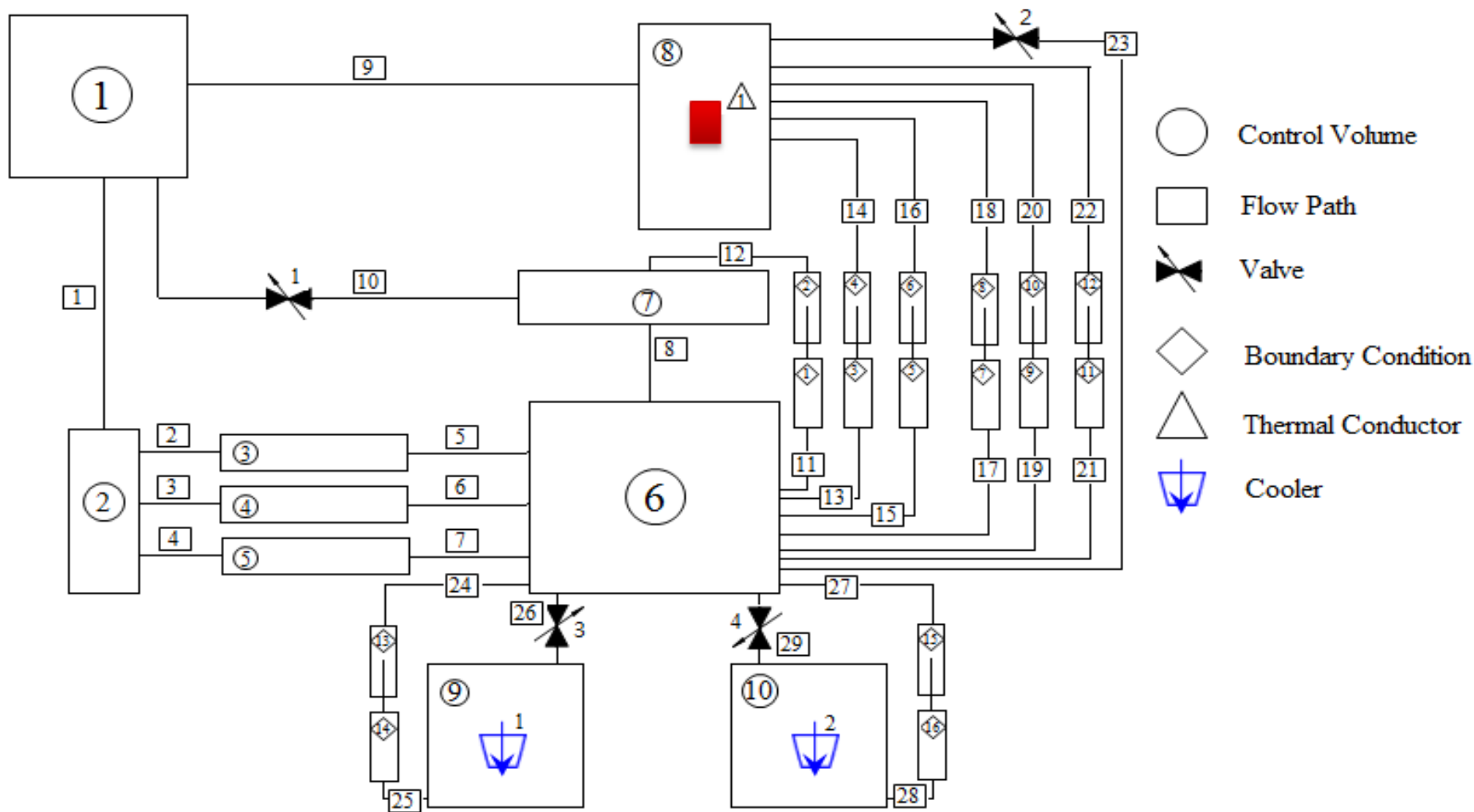


圖 2.5-4 長程分析模式示意圖

長程分析模式之架構如圖 2.5-4 所示，其中各系統組件之說明如表 2.5-7 所示。在長程分析模式中，主要目的為求得較為保守之抑壓池壓力與溫度尖值，故假設抑壓池之初始水位為低水位 18.9166 ft，抑壓池水之初始體積為： $5760 \times \left(18 \frac{11}{12}\right) = 108960 \text{ ft}^3$ 。控制體積之說明如表 2.5-7 所示，增設了反應器壓力槽和流體熱交換 A、B 兩區。

依據 FSAR<sup>[1]</sup> Figure 5.1-2，反應器壓力槽之體積為 15940 ft<sup>3</sup>，高度為 70.166 ft，並參照 FSAR<sup>[1]</sup> Table 6.2-17，爐心之初始平均溫度為 552 °F，平均壓力為 1060 psia。本研究採用反應器壓力槽之液體體積作為判定其水位高度之依據，從核二廠 RETRAN 模式設計檔案<sup>[9]</sup>中可得知，L8 水位下之液體體積為 9836.4 ft<sup>3</sup>，L2 水位下之液體體積為 8041.02 ft<sup>3</sup>，L1 水位下之液體體積為 5955.7 ft<sup>3</sup>，反應器之初始液體體積分率為 0.6979，並使用接節 9 將其與乾井連接，其採用 Homogeneous Equilibrium Model 計算主蒸汽管路斷管之沖放情形。

表 2.5-7 長程分析模式之控制體積說明

控制體積(Control Volume)	
編號	名稱
1	乾井

2	通洩環溝
3	水平通洩管(第一排)
4	水平通洩管(第二排)
5	水平通洩管(第三排)
6	抑壓池
7	反應器廠房
8	反應器壓力槽
9	流體熱交換 A 區
10	流體熱交換 B 區

表 2.5-8 長程分析模式之接節說明

接節(Flow Path)		
路徑編號	連接區間	說明
1	1→2	乾井與通洩環溝之連接
2	2→3	通洩環溝與第一排之水平通洩管之連接
3	2→4	通洩環溝與第二排之水平通洩管之連接



4	2→5	通洩環溝與第三排之水平通洩管之連接
5	3→6	第一排水平通洩管與抑壓池之連接
6	4→6	第二排水平通洩管與抑壓池之連接
7	5→6	第三排水平通洩管與抑壓池之連接
8	6→7	抑壓池與反應器廠房之連接
9	8→1	反應器壓力槽與乾井之連接
10	7→1	反應器廠房與乾井之連接
11	6→1F	抑壓池與流量邊界條件 1F 之連接
12	2C→7	耦合邊界條件 2C 與反應器廠房之連接
13	6→3F	抑壓池與流量邊界條件 3F 之連接
14	4C→8	耦合邊界條件 4C 與反應器壓力槽之連接
15	6→5F	抑壓池與流量邊界條件 5F 之連接
16	6C→8	耦合邊界條件 6C 與反應器壓力槽之連接
17	6→7F	抑壓池與流量邊界條件 7F 之連接
18	8C→8	耦合邊界條件 8C 與反應器壓力槽之連接
19	6→9F	抑壓池與流量邊界條件 9F 之連接

20	10C→8	耦合邊界條件 10C 與反應器壓力槽之連接
21	6→11F	抑壓池與流量邊界條件 11F 之連接
22	12C→8	耦合邊界條件 12C 與反應器壓力槽之連接
23	8→6	反應器壓力槽與抑壓池之連接
24	6→13F	抑壓池與流量邊界條件 13F 之連接
25	14C→9	耦合邊界條件 14C 與流體熱交換 A 區之連接
26	9→6	流體熱交換 A 區與抑壓池之連接
27	6→15F	抑壓池與流量邊界條件 15F 之連接
28	16C→10	耦合邊界條件 16C 與流體熱交換 B 區之連接
29	10→6	流體熱交換 B 區與抑壓池之連接

表 2.5-9 長程分析模式之邊界條件說明

邊界條件(Boundary Condition)	
編號	說明
1F	圍阻體噴灑模式之流量邊界條件
2C	圍阻體噴灑模式之耦合邊界條件
3F	高壓噴灑系統之流量邊界條件
4C	高壓噴灑系統之耦合邊界條件
5F	低壓噴灑之流量邊界條件
6C	低壓噴灑之耦合邊界條件
7F	低壓注水模式 A 串之流量邊界條件
8C	低壓注水模式 A 串之耦合邊界條件
9F	低壓注水模式 B 串之流量邊界條件
10C	低壓注水模式 B 串之耦合邊界條件
11F	低壓注水模式 C 串之流量邊界條件
12C	低壓注水模式 C 串之耦合邊界條件
13F	RHR 抑壓池冷卻模式 A 串之流量邊界條件

	件
14C	RHR 抑壓池冷卻模式 A 串之耦合邊界條件
15F	RHR 抑壓池冷卻模式 B 串之流量邊界條件
16C	RHR 抑壓池冷卻模式 B 串之耦合邊界條件



## 參、 主要發現與結論

本章節將探討 GOTHIC 程式計算分析結果之合理性，並與 FSAR 數據比對驗證其正確性。第 6.1 節為短程分析結果之探討，第 6.2 節為長程分析結果之探討，並根據 FSAR<sup>[1]</sup> Table 6.2-2 可得知，圍阻體系統之主要設計參數，為確保圍阻體系統之完整性，發生事故所造成之溫度與壓力暫態，皆不應超過其設計值。

本研究之短程分析可分為主蒸汽管路斷管分析與再循環管路斷管分析，其分析模式如前所述，採用之沖放質能邊界條件。主要目的為評估大破口失水事故下所造成之乾井尖值溫度與壓力暫態，並為求得較為保守之計算值，假設抑壓池之初始水位為高水位，也就是較高之淨壓水頭。

### 參-壹、 主蒸汽管路斷管分析結果

由 GOTHIC 程式分析所得之圍阻體系統壓力與溫度暫態反應如圖 3.1-1 到圖 3.1-5 所示。在短程分析中，由於主蒸汽管路斷管在沖放初期即有大量蒸汽之沖放，因此乾井內部之溫度將會急遽升高，故乾井溫度暫態之變化為主蒸汽管路斷管分析之重點。

首先針對乾井溫度進行探討，乾井溫度之計算結果如圖 3.1-1 所示，其尖值溫度與發生時間點如表 3.1-1 所示。由圖中可看出，乾井溫度在 1 秒之前由於蒸汽不斷的由破口處流入，使得乾井溫度急遽升高，在 1 秒之後，由於反應爐內的水因迅速膨脹而經由破口處溢出，造成沖放流體包含了大量的液態水，故乾井溫度將受到抑制，隨著水平通洩管露出，導引乾井內部之蒸汽進入抑壓池冷凝，乾井溫度則逐漸下降，並在沖放趨於緩和後，乾井溫度也逐漸趨於穩定狀態。不管是 GOTHIC 程式計算結果或是 FSAR 之數據，其呈現的趨勢變化均相同，只是在幅度上略有所不同，FSAR 之乾井溫度在破口後 1 秒即達到尖值(337 °F)，而 GOTHIC 程式分析之乾井溫度則是在破口後 1.5 秒達到尖值(321.5 °F)，在此之後的溫度暫態變化，則幾乎與 FSAR 一致。

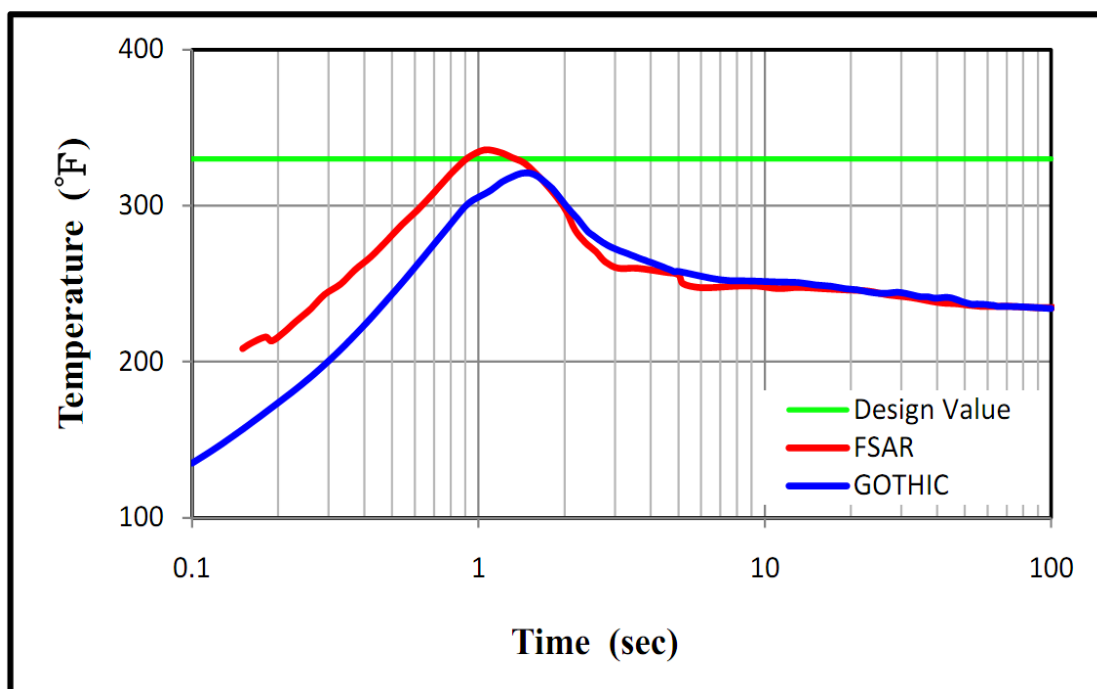


圖 3.1-1 MSLB 短程分析之乾井溫度

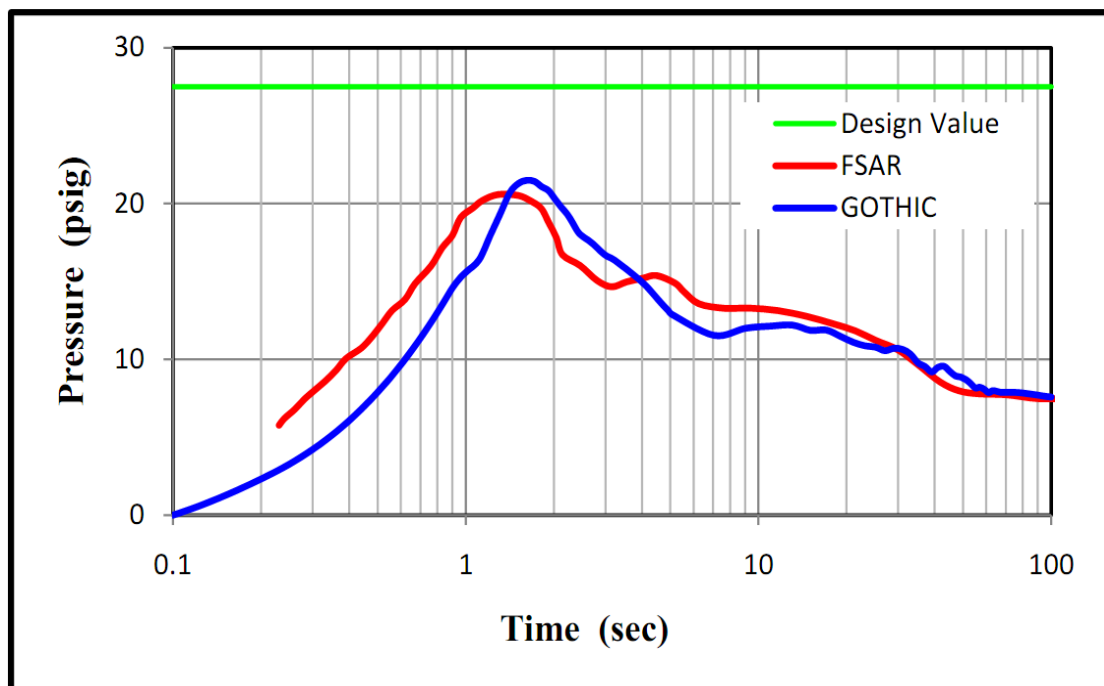
表 3.1-1 MSLB 短程分析之乾井尖值溫度與發生時間點

參數	設計值	FSAR	GOTHIC
乾井溫度 (°F)	330	337.0 (1 秒)	321.5 (1.5 秒)

乾井壓力之計算結果如圖 3.1-2 所示，其尖值壓力與發生時間點如表 3.1-2 所示。同樣的由圖中可看出，在 1 秒之前，大量的蒸汽從破口處流入乾井內部，使得乾井壓力持續上升，在 1 秒之後，主要之沖放流體因為 RPV 水位之膨脹效應，使得液態水之沖放流量激增，



同時乾井高壓將擠壓通洩環溝之水位，使得水平通洩管露出並淨空，故蒸汽得以導入抑壓池冷凝，因此乾井壓力逐漸下降。由圖中之比較可發現，FSAR 之數據與 GOTHIC 程式之計算結果趨勢相同，FSAR 之乾井壓力在破口後 1.3 秒即達到尖值(20.7 psig)，而 GOTHIC 程式之乾井壓力則是在破口後 1.5 秒達到尖值(21.5 psig)，此差異之原因為 GOTHIC 在水平通洩管之處理上，將其切割為五個次體積，由於此模式將考慮較為細節之流阻，並計算抑壓池之水壓回流之壓力，將造成



水平通洩管之淨空速率變慢，使得乾井之壓力略高於 FSAR 之數據。

圖 3.1-2 MSLB 短程分析之乾井壓力

表 3.1-2 MSLB 短程分析之乾井尖值壓力與發生時間點

參數	設計值	FSAR	GOTHIC
乾井壓力 (psig)	27.5	20.7 (1.3 秒)	21.5(1.5 秒)

在抑壓池溫度方面，計算結果如圖 3.1-3 所示。由於抑壓池內含有大量之液態水，因此其溫度變化不大，僅由原先之假設初始溫度 100 °F 上升至 133 °F 左右，其上升趨勢除了與 FSAR 之結果相符合外，同時也可看出其隨著沖放趨於緩和，溫度上升趨勢也趨於平緩，其現象符合我們所預期之物理現象，代表其運算結果相當合理。

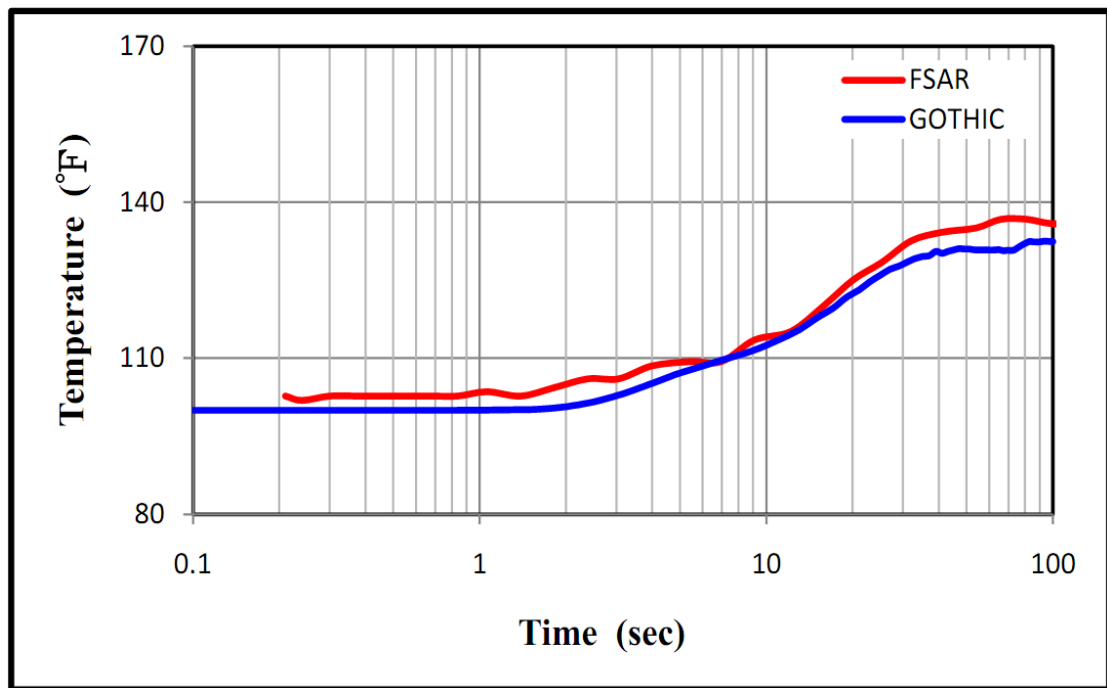


圖 3.1-3 MSLB 短程分析之抑壓池溫度

抑壓池之壓力計算結果如圖 3.1-4 所示，其假設初始壓力為 14.7 psia，由圖中可以看到，抑壓池之壓力在 1.4 秒時忽然從 14.7 psia 上升至 22 psia，並在數秒內隨即下降至 18 psia，其原因為乾井內部之大量非凝結氣體，伴隨著蒸汽經由水平通洩管排放至抑壓池，並逸至抑壓池上部之氣體空間所導致，隨著非凝結氣體逐漸擴散至反應器廠房，抑壓池之壓力逐漸下降並與反應器廠房之壓力達到平衡狀態，不管是在 FSAR 之數據或是 GOTHIC 程式分析之結果均可明顯看到此一現象。

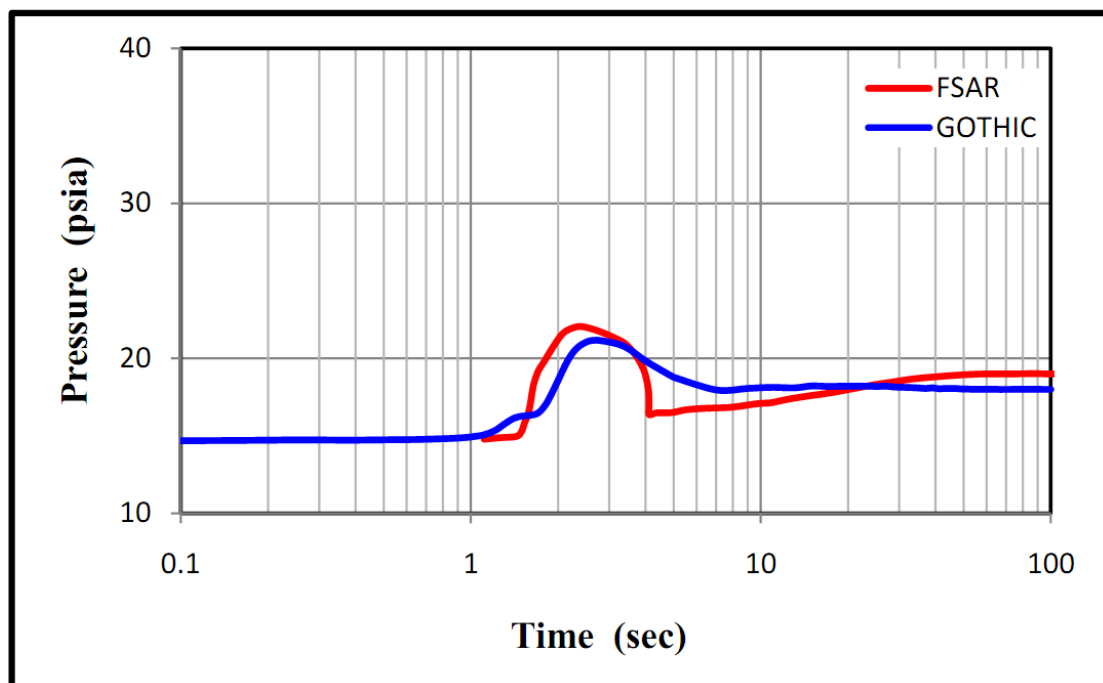


圖 3.1-4 MSLB 短程分析之抑壓池壓力

反應器廠房之壓力計算結果如圖 3.1-5 所示，其假設初始壓力為 14.7 psia，由圖中可以看到，因為非凝結氣體從抑壓池之氣體空間排入，導致反應器廠房壓力上升之現象。

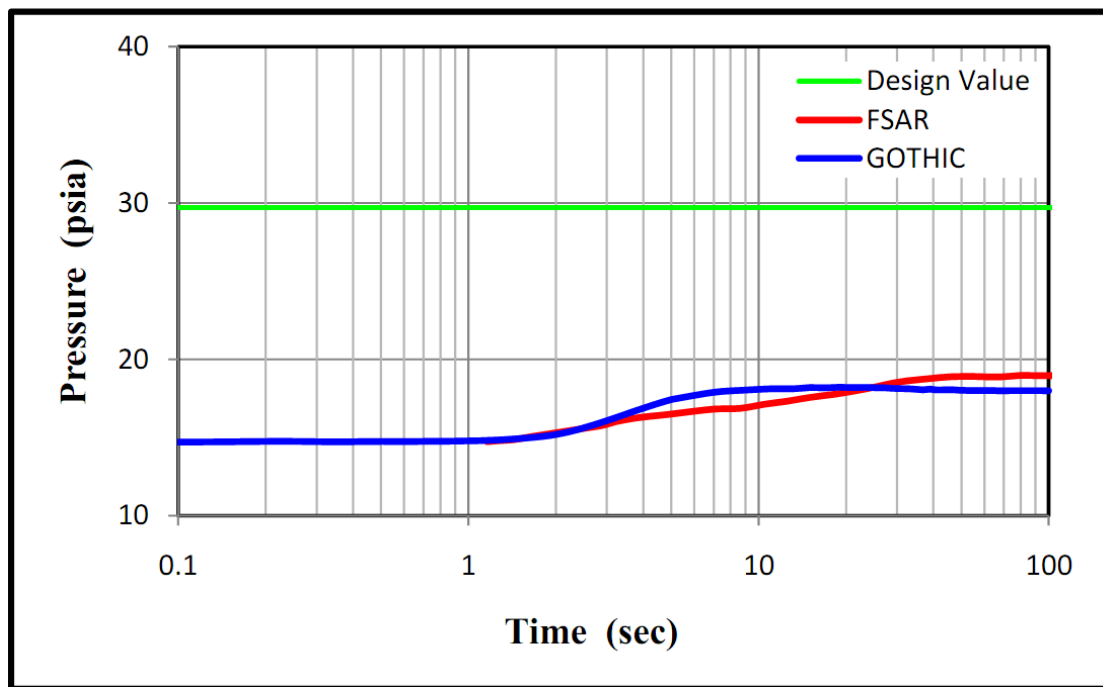


圖 3.1-5 MSLB 短程分析之反應器廠房壓力

### 參-貳、 再循環管路斷管分析結果

由 GOTHIC 程式分析所得之圍阻體系統壓力與溫度暫態如圖 3.1-1 到圖 3.1-5 所示。在短程分析中，由於再循環管路斷管在沖放初期為非常大量之液態水，因此乾井內部之壓力將會急遽升高，故乾井壓力暫態之變化為再循環管路斷管分析之重點。

首先針對乾井溫度進行探討，乾井溫度計算結果如圖 3.1-1 所示，其尖值溫度與發生時間點如表 3.1-1 所示。由於沖放流量在 1 秒之前均為極大值，故乾井溫度逐漸上升，並在 1.6 秒時達乾井最高溫度 275 °F，在 1 秒之後，由於沖放流量下降和水平通洩管之淨空，導引乾井內部之蒸汽進入抑壓池冷凝，乾井溫度小幅下降並維持在 248 °F 一段時間後，繼續逐漸下降。不管是 GOTHIC 程式計算結果或是 FSAR 之數據，其溫度尖值距離設計值均有一大段差距，故再循環管路斷管所造成之乾井溫度暫態，不影響圍阻體之完整性，然而 FSAR 之溫度上升趨勢與 GOTHIC 程式在前面數秒之暫態響應，略有所不同，在 GOTHIC 程式的分析中，乾井溫度之暫態有一明顯之尖值，此為由於在沖放初期水平通洩管尚未淨空且沖放流量為極大值所導致的能量累積，在水平通洩管淨空後，乾井溫度下降並且與 FSAR 之數據趨於吻合。

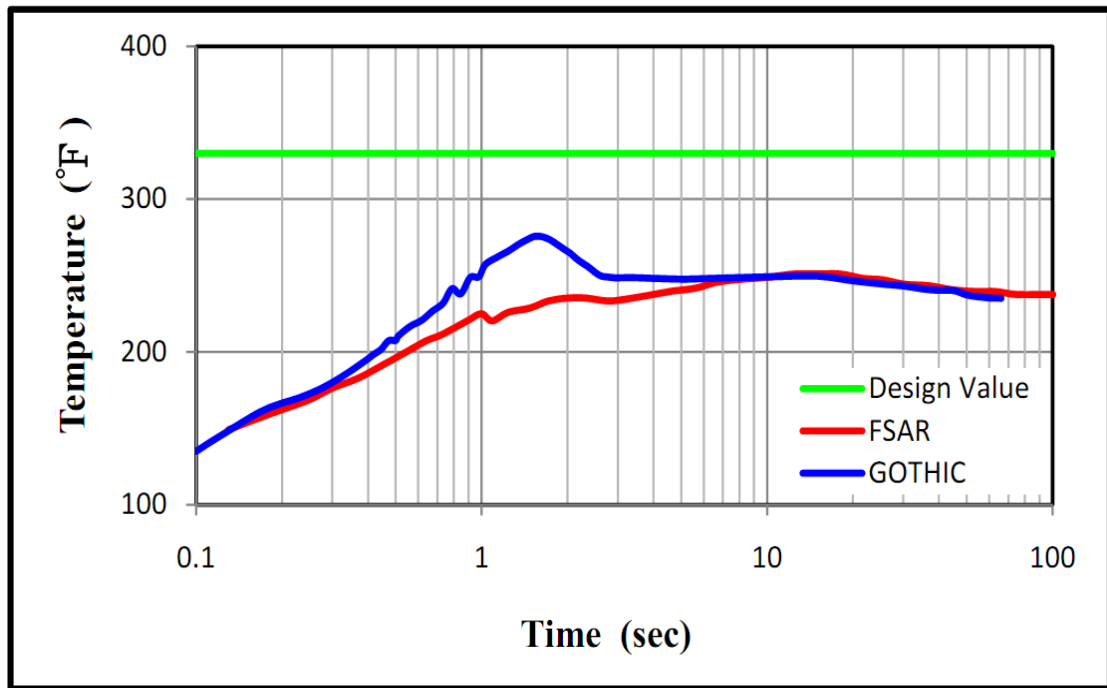


圖 3.1-1 RLB 短程分析之乾井溫度

表 3.1-1 RLB 短程分析之乾井尖值溫度與發生時間點

參數	設計值	FSAR	GOTHIC
乾井溫度 (°F)	330	247.0 (16 秒)	275 (1.6 秒)

乾井壓力之計算結果如圖 3.1-2 所示，其尖值壓力與發生時間點如表 3.1-2 所示。同樣的由圖中可得知，在 1 秒之前，液態水之沖放流量為極大值，使得乾井壓力急遽上升，在 1 秒之後，沖放流量略為降低，同時乾井高壓將造成水平通洩管露出並淨空，使得蒸汽得以導入抑壓池冷凝，因此乾井壓力略為下降。由圖中之比較可發現，FSAR

之數據與 GOTHIC 程式之計算結果趨勢相同，FSAR 之乾井壓力在破口後 1.05 秒即達到尖值(19.2 psig)，而 GOTHIC 程式分析之乾井壓力則是在破口後 1.6 秒達到尖值(19.4 psig)，此差異之原因與前節中之敘述相同，為 GOTHIC 程式在水平通洩管之處理上，將造成水平通洩管之淨空速率變慢，使得乾井之壓力略高於 FSAR 之數據。

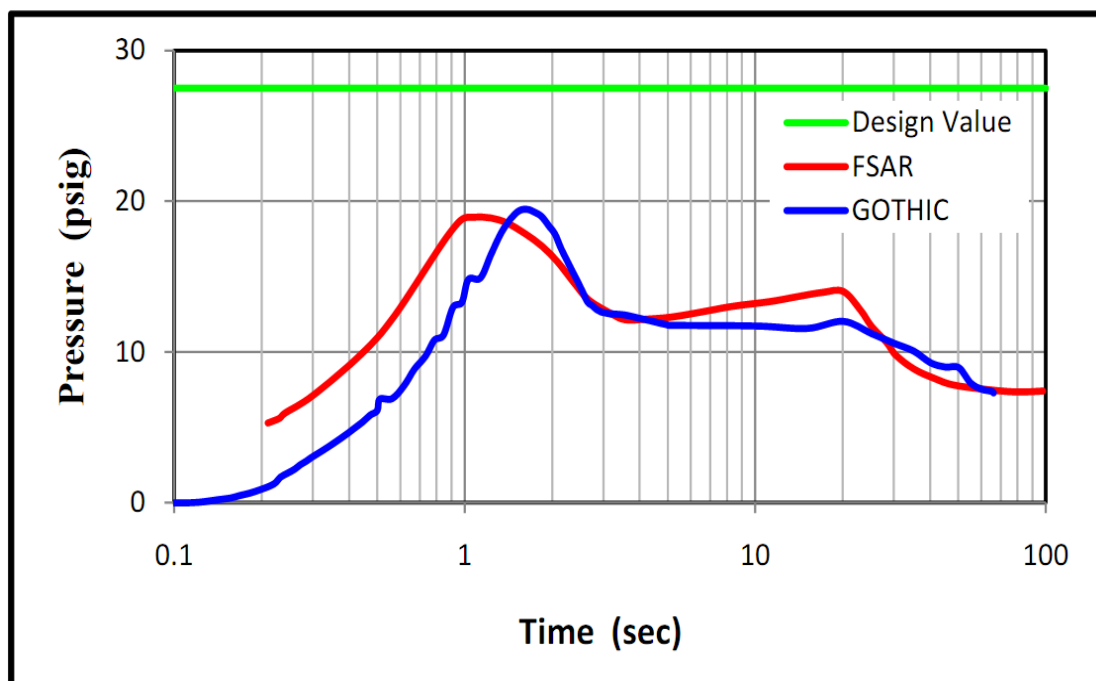


圖 3.1-2 RLB 短程分析之乾井壓力

表 3.1-2 RLB 短程分析之乾井尖值壓力與發生時間點

參數	設計值	FSAR	GOTHIC
乾井壓力 (psig)	27.5	19.2 (1.05 秒)	19.4(1.6 秒)



在抑壓池溫度方面，計算結果如圖 3.1-3 所示。由於抑壓池內含有大量之液態水，因此其並無劇烈之暫態變化，隨著沖放流體之排入，僅由原先之假設初始溫度 100 °F 上升至 129 °F 左右，其上升趨勢與 FSAR 之結果相吻合，並隨著沖放趨於緩和，溫度上升趨勢也趨於平緩。

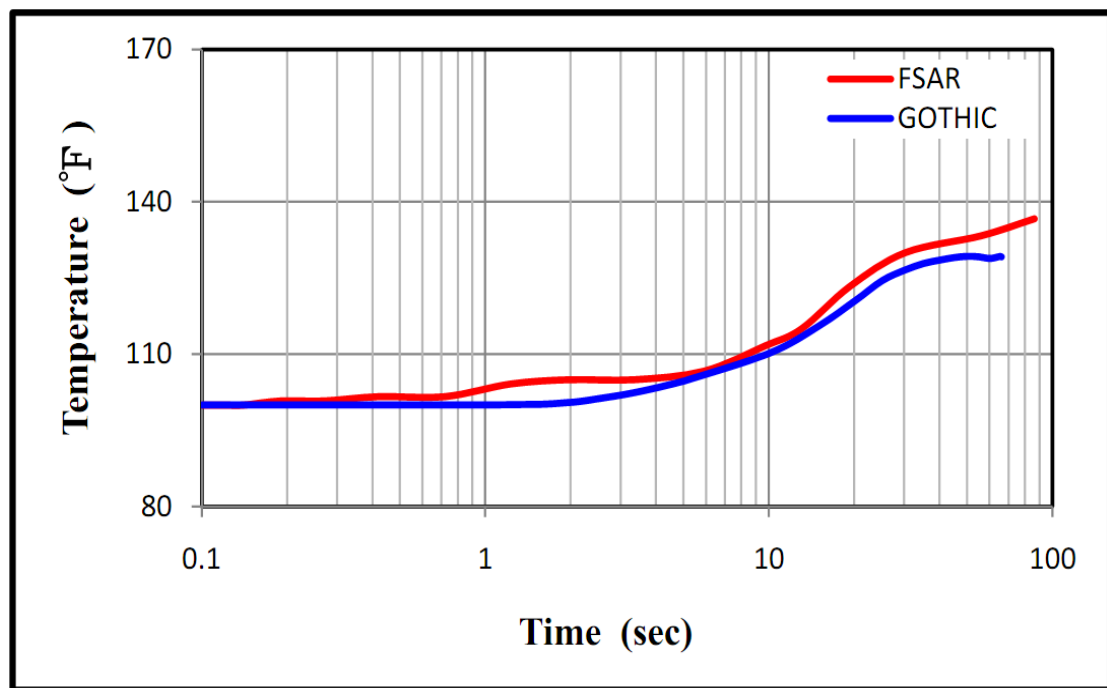


圖 3.1-3 RLB 短程分析之抑壓池溫度

抑壓池之壓力計算結果如圖 3.1-4 所示，其假設初始壓力為 14.7 psia，由圖可得知，抑壓池之壓力在 1.6 秒時從 14.7 psia 上升至 20 psia，並在數秒內隨即下降至 18.5 psia，其原因與 6.1.1 節中之敘述相同，為乾井內部之非凝結氣體排放至抑壓池上部之氣體空間再逐漸排放至反應器廠房所導致，FSAR 與 GOTHIC 程式之分析結果均有此現象。

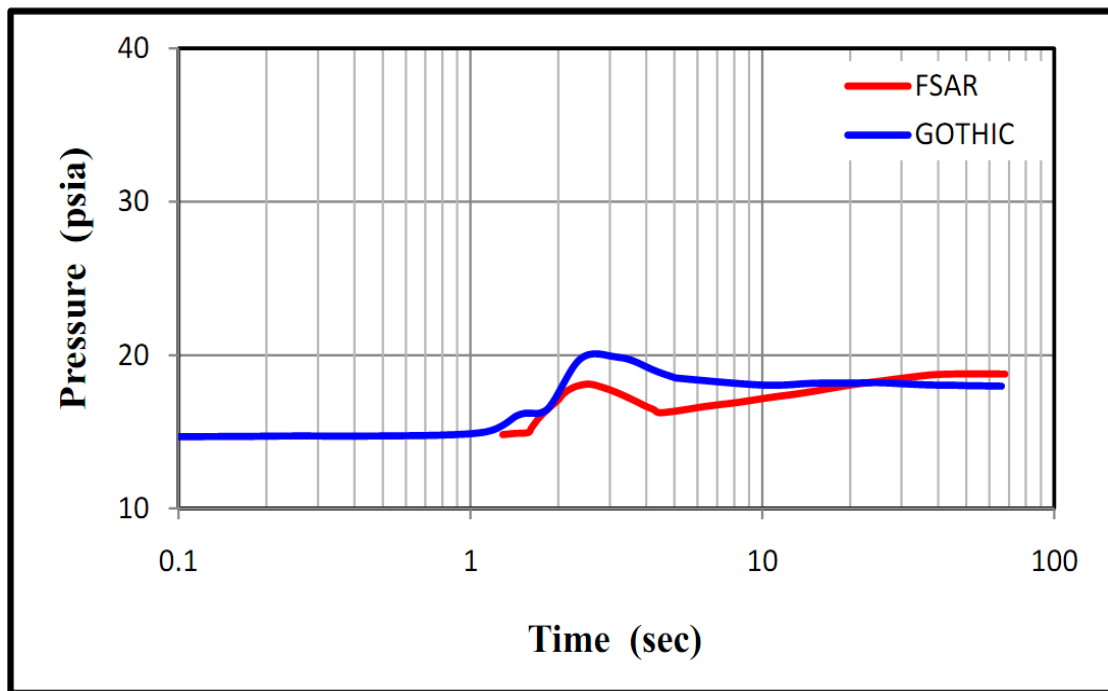


圖 3.1-4 RLB 短程分析之抑壓池壓力

反應器廠房之壓力計算結果如圖 3.1-5 所示，其假設之初始壓力為 14.7 psia，由圖中可看到與主蒸汽管路斷管事故之相同現象，反應器廠房之壓力上升為非凝結氣體排入所導致。

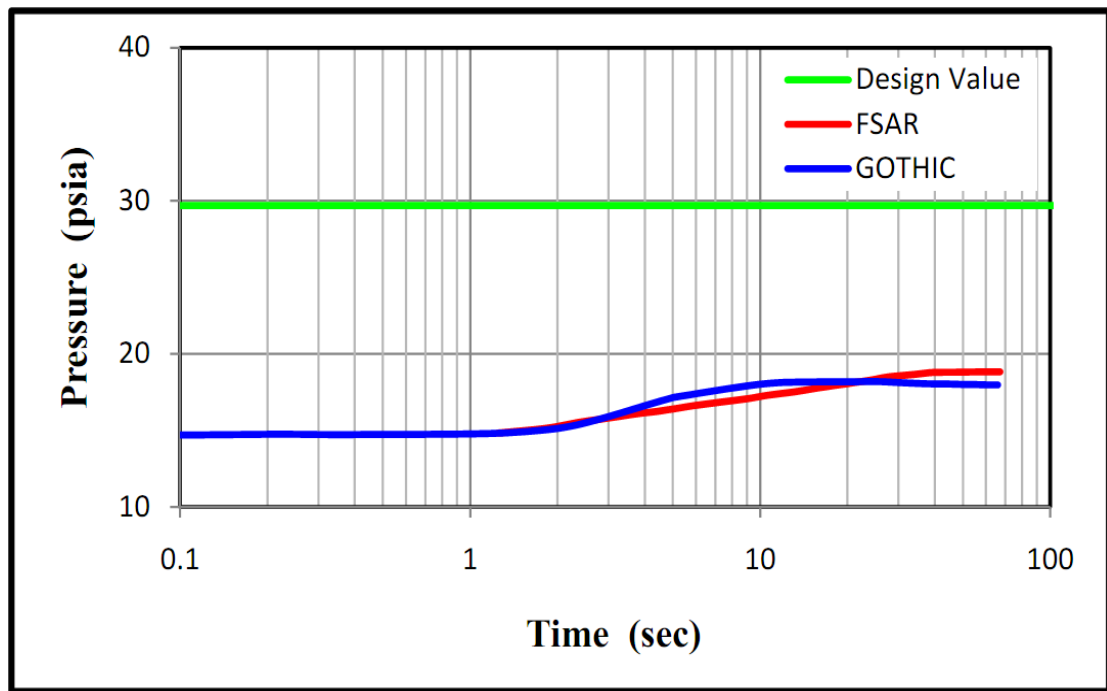


圖 3.1-5 RLB 短程分析之反應器廠房壓力

### 參-參、 長程分析結果

長程分析模式架構如前節所述，其建立 RPV 模式並考慮 ECCS 作動，透過 Homogeneous Equilibrium Model 臨界流模式計算破口沖放流率，並假設抑壓池初始水位為低水位，令抑壓池水之初始體積較小，以此求得較為保守之抑壓池尖值溫度。

#### 主蒸汽管路斷管分析結果

由 GOTHIC 程式分析所得之圍阻體系統壓力與溫度暫態如圖 4-1 至圖 0-3 所示。在長程分析中，需考慮停機後燃料棒所產生之衰變熱，並且假設僅發生單一破口事故，ECCS 皆可正常運轉。藉由 ECCS 注水到爐心帶走燃料棒之衰變熱後，將其排入至抑壓池，再由熱交換器移除累積在抑壓池之能量，形成一具有長期冷卻功能之移熱循環。

抑壓池溫度之計算結果如圖 4-1 所示。由圖中可以看出，在沖放初期，隨著爐內大量冷卻水排入抑壓池，導致其溫度逐漸上升，隨著沖放趨於緩和，溫度上升趨於平緩，在此之後，隨著 ECCS 持續運轉注水進入爐心。將爐心之衰變熱帶至抑壓池，故抑壓池之溫度又持續上升，在 1800 秒之後，溫度上升之幅度非常小，其原因為在事故發生後 1800 秒，爐心早已完成灌水之動作，兩組 LPCI 幫浦則切換至抑壓池冷卻模式，降低抑壓池之溫度，確保其冷卻能力，但是抑壓池仍持續吸收來自爐心之衰變熱，需等到熱交換器之移熱能力大於爐心之衰變熱時，抑壓池之水溫才會逐漸下降。GOTHIC 程式與 FSAR 之分析結果趨勢均呈現相同變化，但在幅度上略有所不同，FSAR 之抑壓池溫度約在破口後 6000 秒達到尖值(165 °F)，而 GOTHIC 程式之抑壓池溫度則是約在破口後 8000 秒達到尖值(148.8 °F)，但兩者整體之趨勢變化皆相當符合。

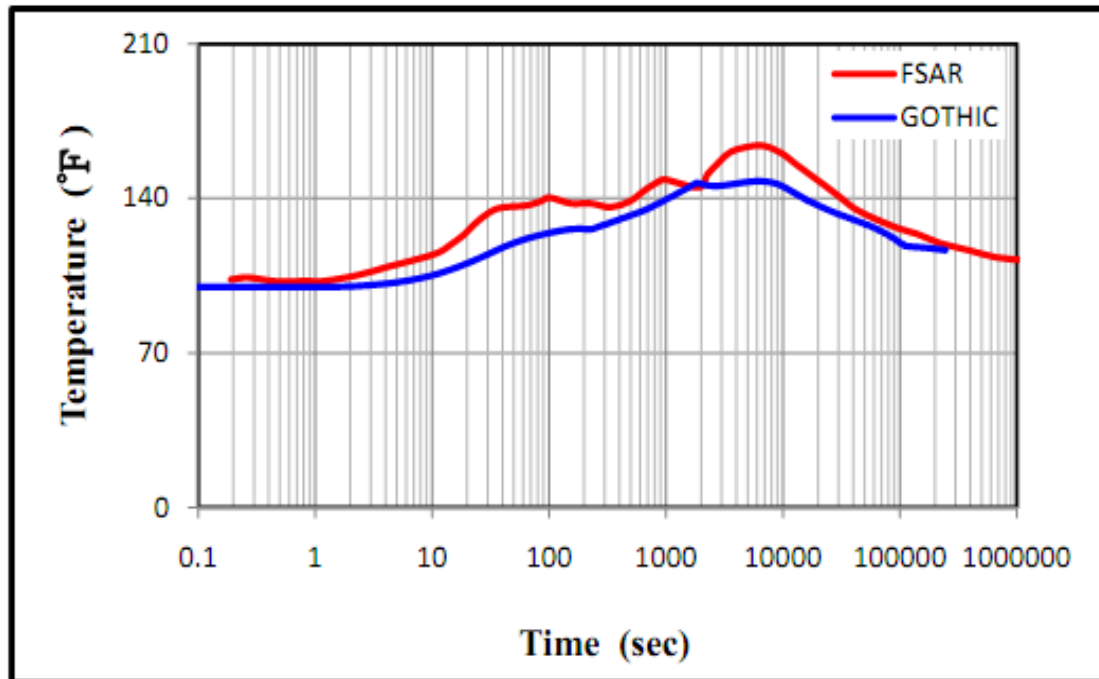


圖 4-1 MSLB 長程分析之抑壓池溫度

在抑壓池壓力方面，其計算結果如圖 4-2 所示。由圖中可看到兩個壓力暫態尖值，第一個壓力尖值為乾井內部之非凝結氣體排放至抑壓池所導致，當非凝結氣體逸至反應器廠房後，壓力隨即下降並與反應器廠房達平衡狀態。第二個尖值為抑壓池之升溫所導致，雖然抑壓池冷卻模式在事故發生後 1800 秒即開啟，但其移熱能力尚低於爐心之衰變熱，故抑壓池溫度仍些微上升而不是隨即下降，隨著時間當熱交換器之移熱能力大於爐心之衰變熱後，抑壓池溫度逐漸降低，而其壓力也隨之下降。

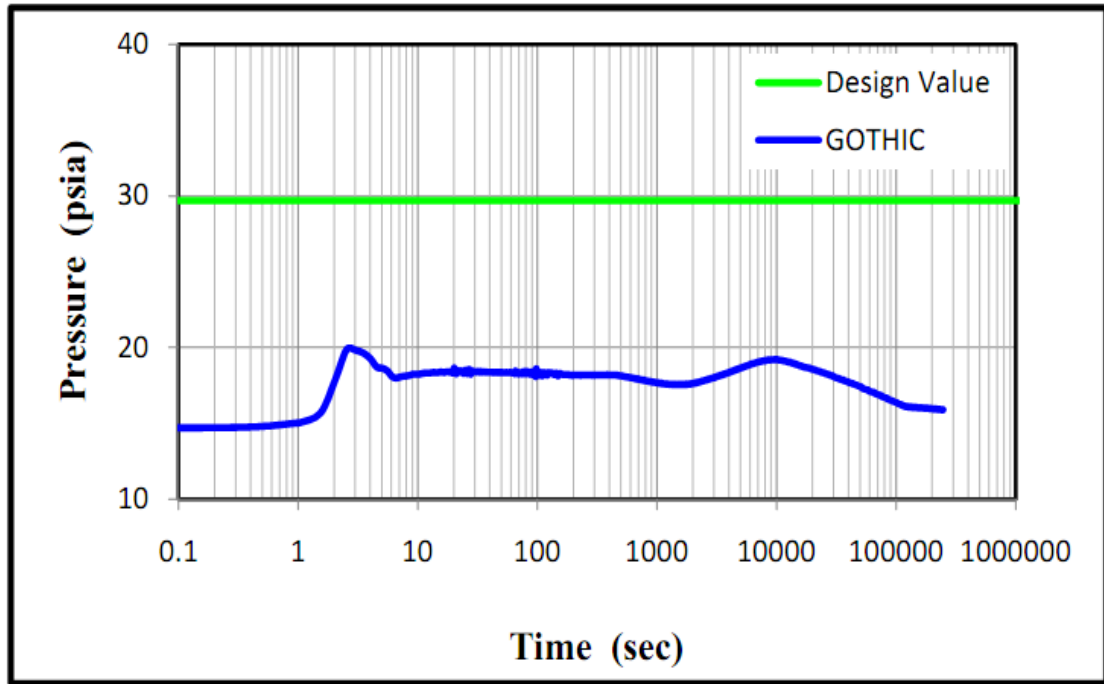


圖 4-2 MSLB 長程分析之抑壓池壓力

在反應器廠房壓力方面，其計算結果如圖 0-3 所示。由圖中可得知，反應器廠房之壓力在 1 秒後隨即升高，此一現象為乾井排放至抑壓池之非凝結氣體逸至反應器廠房所導致，在此之後，反應器廠房之壓力隨著抑壓池之溫度升高而逐漸升高，在抑壓池之溫度開始下降後，反應器廠房之壓力也逐漸下降。GOTHIC 程式與 FSAR 之分析結果有相同之趨勢，但在反應器廠房之尖值與發生時間點略有所不同，FSAR 之反應器廠房壓力約在破口後 6000 秒達到尖值(20.5 psia)，而 GOTHIC 程式分析之反應器廠房壓力則是約在破口後 9600 秒達到尖值(19.3 psia)。

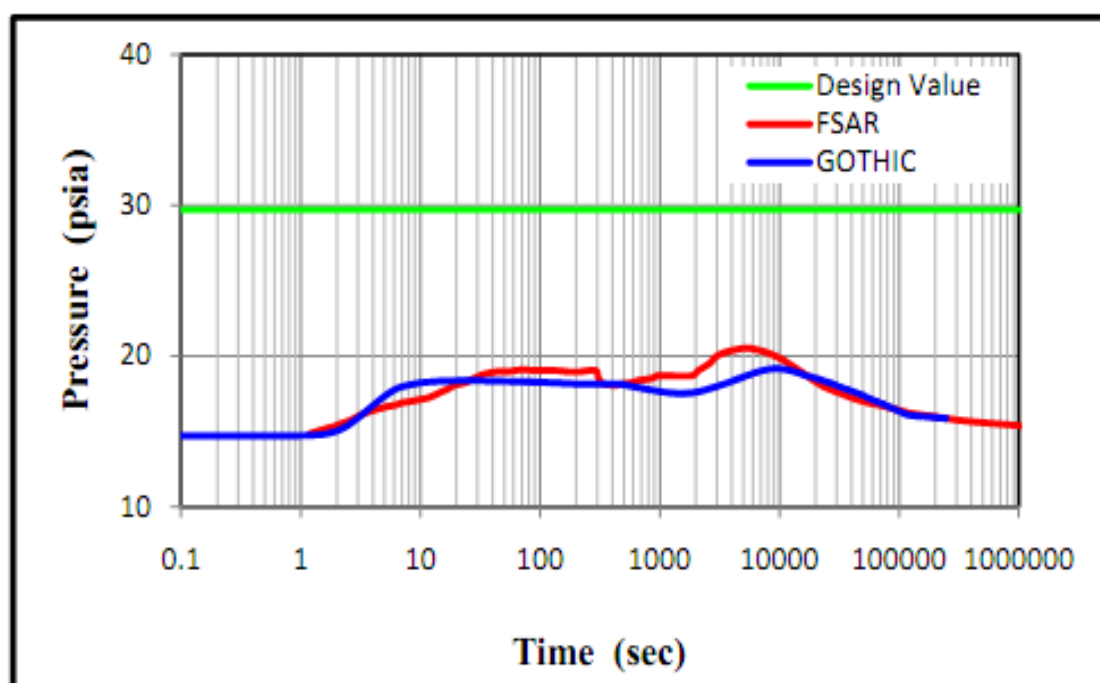


圖 0-3 MSLB 長程分析之反應器廠房壓力





## 參-肆、 結論

本計畫針對核能電廠圍阻體系統進行安全分析，選擇大破口失水事故中的主蒸汽管路斷管事故與再循環管路斷管事故，理由為在上述之大破口失水事故中，將對圍阻體造成較大之溫壓負載，為了求得較為保守之計算結果，在模式的建立上採用不同假設條件，分別建立短程分析模式與長程分析模式之方法。

在短程分析結果中顯示，GOTHIC 程式計算結果與 FSAR 之數據相比，均呈現相同的趨勢變化，在乾井溫度與壓力尖值方面，皆未超過設計值，除了主蒸汽管路斷管失水事故所造成之乾井溫度尖值較為接近設計值外，其於尖值暫態與設計值均有一段差距，故圍阻體系統在上述之假設事故下，均能確保其完整性。

在長程分析結果中顯示，在單一事故之假設，ECCS 系統皆能正常運轉下，抑壓池之尖值溫度皆低於設計值(185 °F)，故能確保此一冷卻循環系統具有長期冷卻之能力，能有效地為運轉人員爭取應變時間，並且抑壓池與反應器廠房之壓力均未超過其設計值，故得以確保圍阻體之完整性。

本計畫之分析結果與 FSAR 之分析結果比對在幅度上雖略有差異，但在時變趨勢上與其物理現象均有合理變化與解釋，由分析結果

可得知，在單一事故之假設下，圍阻體之完整性安全無虞。最後，在未來可針對分析模式架構進行更完善的模擬，如加入考慮圍阻體系統之幾何形狀或是建築物之間的壁面熱傳等效應，藉此達到更具有真實性之模擬結果。

#### 肆、 參考文獻

1. Taiwan Power Company, “Final Safety Analysis Report”, Kuosheng Nuclear Power Station Units 1 and 2, Amendment No. 12, December 2001.
2. 陳彥旭，「核一廠一、二號機再循環管路斷管一次圍阻體壓力與溫度響應計算書」，核能研究所，民國 99 年。
3. 台灣電力公司第二核能發電廠，「沸水式反應器核能電廠訓練教材」，台灣電力公司，民國 84 年 12 月。
4. Electric Power Research Institute, “GOTHIC: Containment Analysis Package User Manual”, version 7.2a, NAI 8907-02 Rev. 17, January 2006.
5. Electric Power Research Institute, “GOTHIC: Containment Analysis Package Technical Manual”, version 7.2a, NAI 8907-06 Rev. 16, January 2006.
6. Electric Power Research Institute, “GOTHIC: Containment Analysis Package Qualification Report”, version 7.2a, NAI 8907-09 Rev. 9, January 2006.