

行政院原子能委員會
委託研究計畫研究報告

CFD 在核能特殊組件之分析技術發展(103 年度期末報告)
Development of CFD Application to the Specific Components in
Nuclear Plant

計畫編號：1032001INER041

受委託機關(構)：國立清華大學

計畫主持人：白寶實

聯絡電話：03-5715131 分機 42673

E-mail address：bspei@hotmail.com

核研所聯絡人員：魏偉哲

報告日期： 103 年 11 月 20 日

目 錄

目 錄.....	I
中文摘要.....	2
ABSTRACT.....	3
壹、計畫緣起與目的.....	4
貳、研究方法與過程.....	6
一、CFD 與 GOTHIC 之噴灑系統分析模式建立.....	8
(一)CFD 分析模式建立.....	8
1. 相關噴嘴背壓與噴嘴流阻係數模式發展.....	11
2. 整體圍阻體噴灑系統幾何模型建立.....	14
3. 邊界條件發展與測試.....	18
(二)GOTHIC 分析模式建立.....	25
(三)模式之參數靈敏度測試與相互比對.....	29
參、主要發現與結論.....	36
一、噴灑流量分析模式不準度評估.....	36
(一)幾何誤差.....	37
(二)網格誤差.....	37
(三)模式不準度.....	40
二、法蘭流阻對整體系統壓損-流量之影響評估.....	44
三、評估噴灑系統流量分佈不均狀況對圍阻體壓降之影響.....	47
四、結論.....	51
肆、參考文獻.....	52
五、附錄.....	53

中文摘要

本研究結合計算流體力學與圍阻體分析程式 GOTHIC，針對核三廠圍阻體噴灑系統之流量與流阻特性發展分析技術，若此系統之泵浦效能有所改變時，本技術可重新估算系統流量並評估對圍阻體冷卻效應之影響。在進一步經由幾何、網格與模式誤差估算新分析方法之不準度後，本研究順利建立一套新分析技術，可評估核三廠圍阻體噴灑系統泵浦老化之影響，其結果顯示，在考慮 1.275% 之分析不準度與圍阻體背壓增加 3 psi 後，此系統之泵浦最大容許水頭損失為 25 呎，此時之系統流量為 2706 gpm，仍符合設計需求。基於此保守流量所得之 GOTHIC 圍阻體分析結果亦顯示，在此狀況下圍阻體各環流量因背壓所造成的流量差異並不會對圍阻體的降壓能力造成顯著影響，故無需調整該系統管路之流阻，如調整法蘭之形式與尺寸。

關鍵字：計算流體力學、核三廠、圍阻體噴灑系統、水頭損失。

Abstract

In this study, the Computational Fluid Dynamics (CFD) combines with GOTHIC code to develop a new methodology for evaluating the flow rate and flow resistance of the Maanshan Nuclear Power Plant of containment spray system. This methodology also can be used to further calculate the flow rate of spray system and containment cooling capability as the pump ability degradation. Since the uncertainty of the developed model has been quantified by the term of geometric meshing and modeling error, a new methodology has been successfully developed for evaluating the degradation problem of spray system. The results show that the flow rate of spray system is still higher than the 2700 gpm even though the 1.275% analysis uncertainty, 3 psi containment back pressure and 25 ft pumping head degradation are also been considered. The GOTHIC analysis based on the flow and pressure condition further proof that the degradation will not affect the containment pressure control capability, so the flange and entirety spray system will not need any adjustment for the degradation issue as the pumping head degradation lower than 25 ft.

Keywords: Computational Fluid Dynamics, Maanshan Nuclear Power Plant, containment spray system, head loss.

壹、計畫緣起與目的

核能電廠之安全性在歷經多年的研究與精進後，已有長足之進步，舉凡以往發生過或是可能導致電廠系統不穩定之案例與狀況，皆已逐一被發現並迅速改進。縱然 2011 年 3 月所發生福島事故帶來的極為嚴重之事故後果；除了檢討嚴重天災與事故不當處置而導致的嚴重核子事故，後續所引發的社會效應，造成了現今的核能發展在有些國家有退縮狀況，但各國學者專家直至今日仍不斷的由此事故中汲取教訓，並試圖精進核能電廠的安全。

為了更迅速、精確且詳細的瞭解電廠事故下對相關系統所造成的影響，一套先進且具有更強模擬能力的分析技術將有利於明顯提昇核能電廠安全之重要工具。以往的分析方式受限於當時之技術能力，僅能單純考量均勻化的流量分佈，並使用簡化的分析程式，預期對於管制單位逐日趨嚴的電廠安全要求與新增管制工作，恐將出現力有未逮之狀況。為了克服此困境，本研究嘗試發展新式的分析技術，以提昇對核電廠系統之熱水流特性之掌握能力。其中，計算流體力學(Computational Fluid Dynamics, CFD)近年來受益於電腦計算能力的提昇與數值模式的開發，而有長足之進展；此技術長期在機械及航太相關工業領域有重要應用，近年於核能安全領域之應用亦已逐步受到肯定；例如 NRC 中相關導則使用 CFD 對燃料池的分析、乾貯系統分析、PWR 蒸汽產生器內自然對流現象以及反應器降流區與爐心下盤區等之分析工作，皆已獲得重大的突破；而國內核研所亦已投入相當的技術發展能量，並利用 CFD 分析技術建立了用過燃料池、替代冷卻分析與乾貯等領域的應用，並獲得了豐厚的研究成果與實際應用貢獻。

上述的研究工作證實 CFD 技術於核能系統之未來發展性與其可

以帶來的安全及效益貢獻極大；然而，這些研究成果皆是國內外學者專家費時多年所建立，並經過相關核安管制單位的多次審查與層層監督後，方能通過其核准使用於特定領域之安全分析。為能依循核能領域之嚴謹程序進行新式分析技術之發展，勢必先行於未來實際需求之前，先著手建立相關分析技術實屬必要。為此，本研究計畫擬就「核三廠乾式圍阻體噴灑系統」此未來應用需求建立其分析技術與模式。

「核三廠乾式圍阻體噴灑系統」主要係設計用進行機組發生事故時，藉由噴灑降低圍阻體空間之溫度與壓力，以避免圍阻體結構受損。核三廠圍阻體噴灑系統有兩串獨立環路 (A 串與 B 串)，其中 B 串因噴灑系統水泵老化，所能提供之水頭逐漸降低，若置之不理，未來可能無法提供足夠的噴灑流量，因此需重新調整管路流阻，例如調整節流法蘭之尺寸，以滿足圍阻體設計噴灑流量。因此，本研究即是針對此一需求進行技術發展，透過 CFD 模式對管路系統以及噴嘴之詳細模擬，進行整體管路系統之流阻與流量分佈之影響探討，並嘗試解決未來水泵效能再減弱時限流法蘭流阻之匹配問題。此外，考量以往分析工作中可能因為假設噴灑水量能均勻分布，沒有考慮如分佈不均對於圍阻體之降溫/降壓能力之影響，亦擬於本研究工作期間進行探討，藉由搭配圍阻體熱流分析程式 GOTHIC 來深入研究灑水系統分佈之影響，以期提升我國電廠之安全性。

貳、研究方法與過程

核三廠為確保萬一發生事故期間，圍阻體不致因此產生超溫超壓之狀況，故於圍阻體內壁裝設有圍阻體噴灑系統(A、B兩串)以期於事故期間得以進行灑水降壓。此系統各有四環計 180 個噴嘴(兩套共計 8 環 360 個噴嘴)，並透過其泵浦由 Reactor Water Storage Tank (RWST)抽水，以供各環進行圍阻體內噴灑動作。

在核三廠終期安全分析報告(Final Safety Analysis Report, FSAR) 6.2 節中，相關之分析係採用其設計流量 2700 GPM (單串)為基準。然而泵浦會因使用年限增加而出現水頭減低(假設降低 30 ft)現象，將可能導致該系統之可達成流量低於原始設計值，進而影響圍阻體在事故時的降壓效果。

然而，原始系統廠商在設計時保守估算系統水頭，並僅利用各系統之最上環進行水位差與流阻評估，以獲得較為保守之結果。因此本計畫評估圍阻體噴灑系統之目前可能流量，並預施行的限流閥調整作業前，先行建立一較為合理之分析技術，以避免採用舊有保守分析方法時，造成噴灑量過大而過度使用 RWST 之貯水。

本研究擬利用計算流體力學分析技術，針對圍阻體噴灑系統進行模擬分析，建立一套分析可應用於圍阻體噴灑系統流量與壓損之評估技術，而在進行技術建立前，本研究將先行針對此系統之設計與水力狀況進行研究。

如圖 1 所示，核三廠圍阻體噴灑系統於原始 Bechtel 之計算書中，其壓損可表示如下：

$$SYSTEM_HEAD_LOSS = \Delta Z + \Delta P_{ATM} + \Delta P_{pipe} + \Delta P_{nozzle} + \Delta P_{orifice}$$

其中 ΔZ 為水頭之壓損；

ΔP_{ATM} 為背壓壓損；

ΔP_{pipe} 為管路壓損，在本分析係指由 PUMP 至噴灑環之前的管路；

ΔP_{nozzle} 為噴嘴壓損；

$\Delta P_{orifice}$ 為限流器(法蘭)壓損；

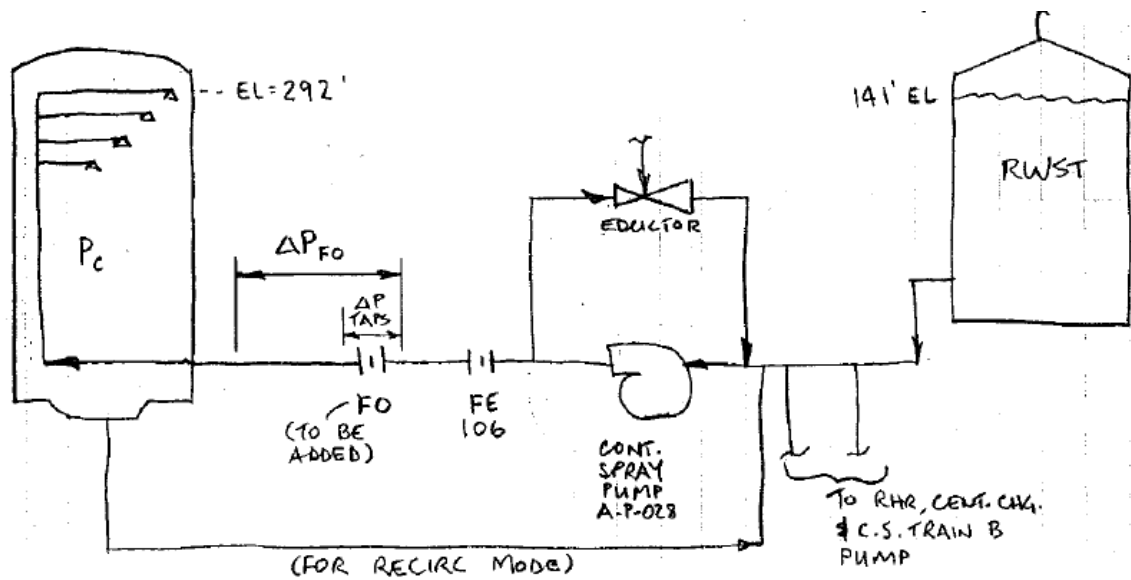


圖 1 Bechtel 原始計算書中之系統壓損示意圖

最初的分析方法無法精確評估噴嘴壓損、噴灑環管路壓損等項目，本研究中將採用 CFD 與 GOTHIC 進行更精確的評估；而限流閥、水頭壓損等項目原本估算方法係為合理，且至今沒有變動，故沿用原有結果。

然而值得注意的是，噴嘴之獨立壓損因為管路、高度之流阻並不相同，因此若要合理推估系統整體流阻，則需將所有噴嘴之壓損方程式加以聯立求解。而原有計算書係以流經最上環之流阻來進行

評估，可預期原有結果因採用最上環之水位差與噴灑環流阻，其結果較保守。

為能獲得更為精確的分析結果，本分析藉 CFD 分析技術，並配合多孔性模式方式，首先將上式中各項壓損進行評估計算（如圖 2），進而求得系統之總流量。本分析詳加考量每一噴嘴之噴灑狀況後，較能反映噴嘴幾何形狀所致之流阻效應，預期可有效降低以往評估之保守度，並藉此進行系統現況之評估。

為達成上述之分析目的，本研究將依下列各項分析模式所需技術進行發展：

1. 建立相關噴嘴背壓與噴嘴流阻係數；
2. 建立整體圍阻體噴灑系統幾何模型；
3. 模型網格靈敏度與紊流模式測試；
4. 相關 PUMP、噴嘴之特性曲線函式撰寫；
5. 全模型計算與系統流量計算。

一、CFD 與 GOTHIC 之噴灑系統分析模式建立

(一)CFD 分析模式建立

1. 相關噴嘴背壓與噴嘴流阻係數模式發展

經台電公司提供相關圖面(圖 3)，本研究進而完成相關分析模型與網格建構(圖 4)。為求相關分析之精確性，在進行後續整體環路計算前，先行針對噴嘴之壓損計算進行了完整的網格靈敏度分析與紊流測試(圖 5)，並選用較為保守之壓損曲線進行後續工作。經計算後所得之單一噴嘴的壓差-流量曲線如圖 6 所示，在考慮未來於

系統程式或是 CFD 中的多孔性介質模式(porous media model)設定需求，將此特性曲線藉由二次方程式進行曲線適配(curev-fitting)，並轉換為流阻及型阻，即可完成噴嘴流阻模式之發展工作：

$$\Delta P = 56441V^2 + 749.04V \dots\dots\dots(1),$$

其中 ΔP 為壓差，單位為 Pa；而 V 則為流速，單位為(m/s)。

轉換後的相關係數為：

$$C_2 = 56441 * 2 / \rho / \Delta n = 56441 * 2 / 998.2 / 0.099517 = 1136.34 ,$$

$$1/\alpha = 749.04 / \mu / \Delta n = 749.04 / 0.001003 / 0.099517 = 7504241 .$$

其中， ρ 為流體密度(kg/m³)、 Δn 為多孔性介質模型之長度(m)、 μ 則為流體黏性係數，而 $1/\alpha$ 與 C_2 則分別為多孔性介質之流阻係數與型阻係數。

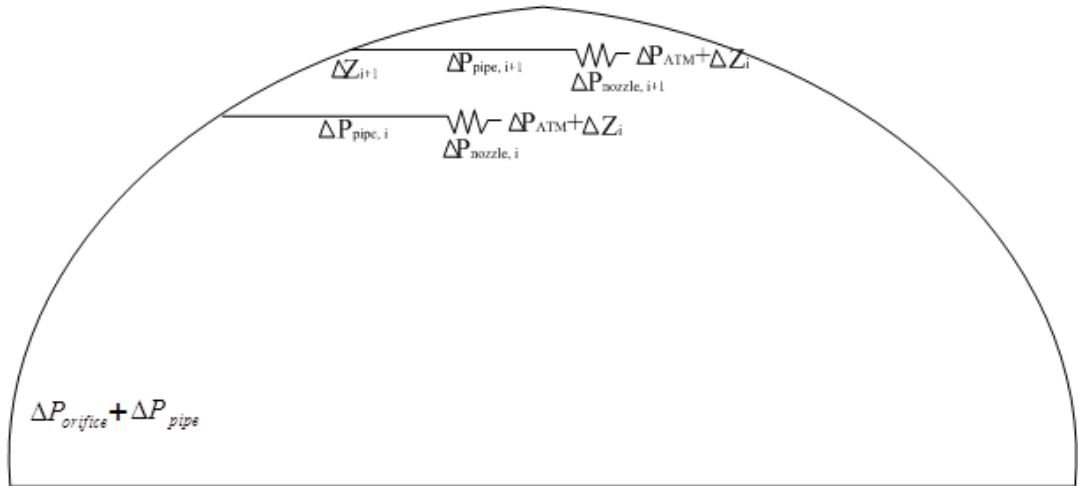


圖 2 核三圍阻體噴灑系統管路流阻示意圖

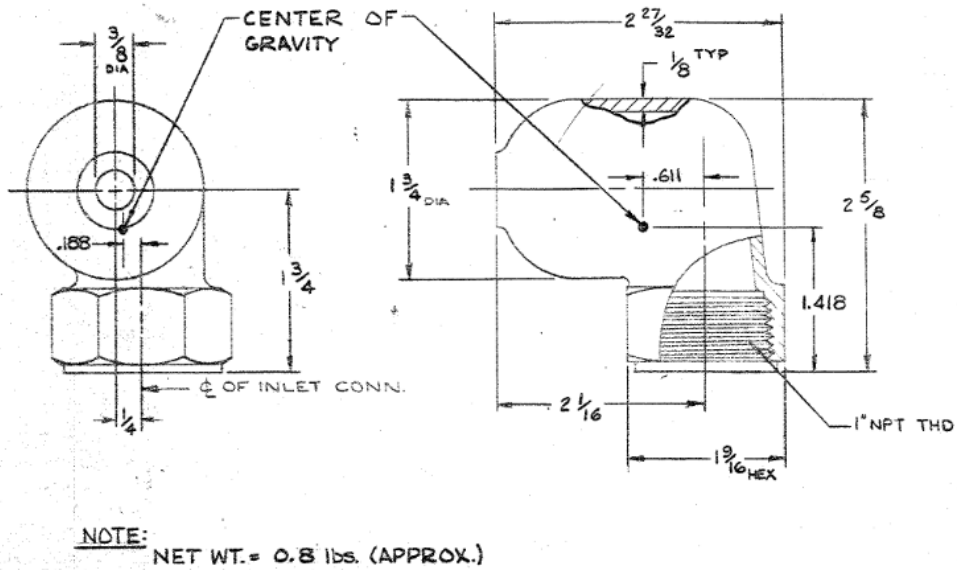


圖 3 核三廠圍阻體噴嘴工程圖面

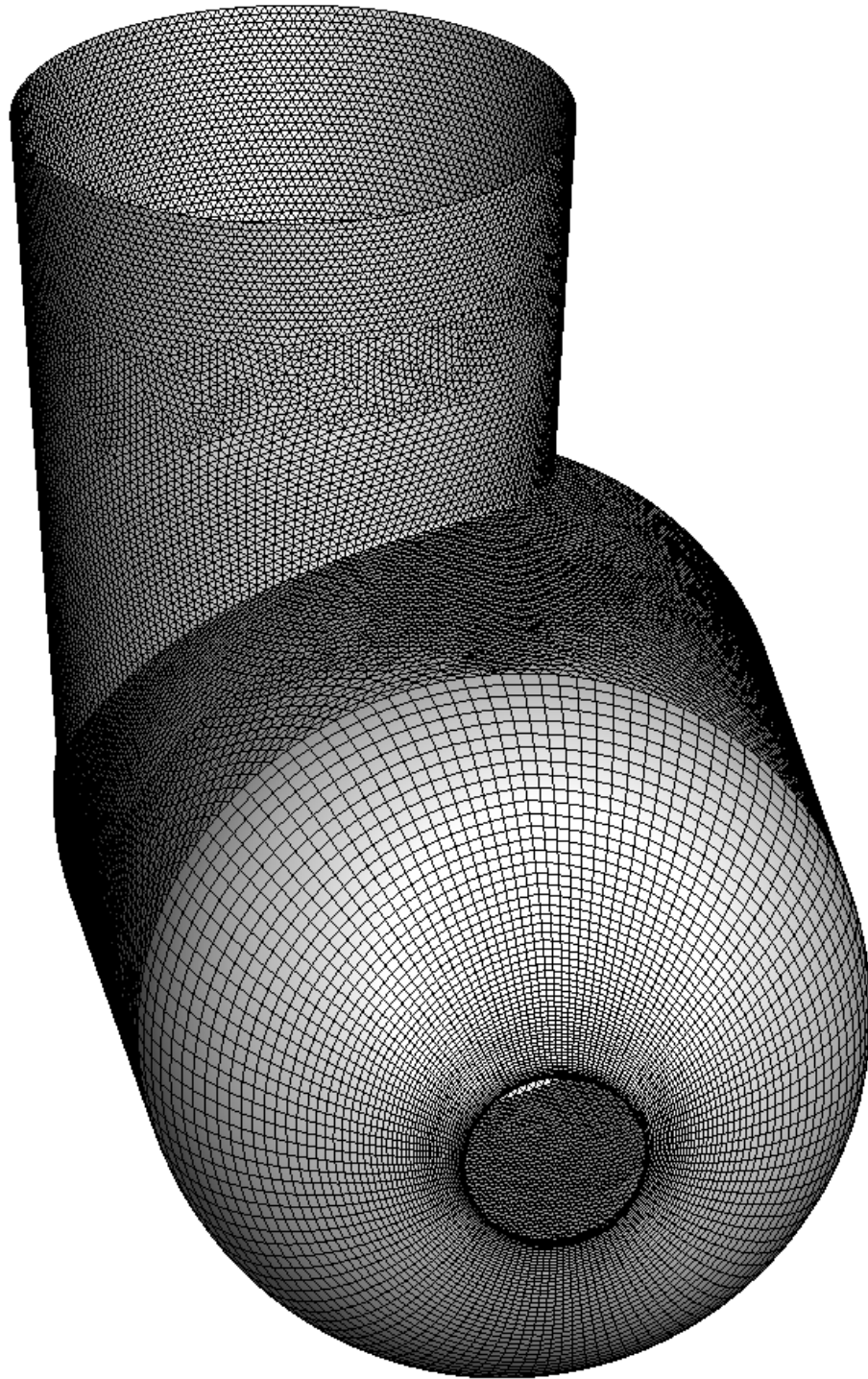


圖 4 噴嘴模型之標準分佈網格

(a)



(b)

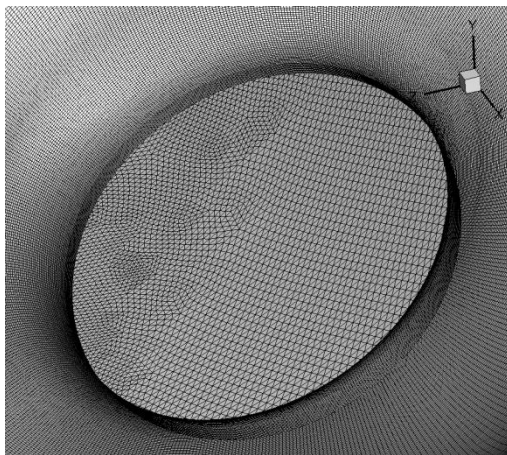


圖 5 REFINE -3 網格分佈(a)整體網格分佈；(b)噴嘴網格分佈。

表 1 噴嘴流阻計算模式網格測試結果

網格\紊流模 式	差壓(pa)	
	Std k-ε	SST k-ω
Std mesh	N/A	N/A
REFINE-1	860857	750458
REFINE-2	870033	757561
REFINE-3	872032	757328

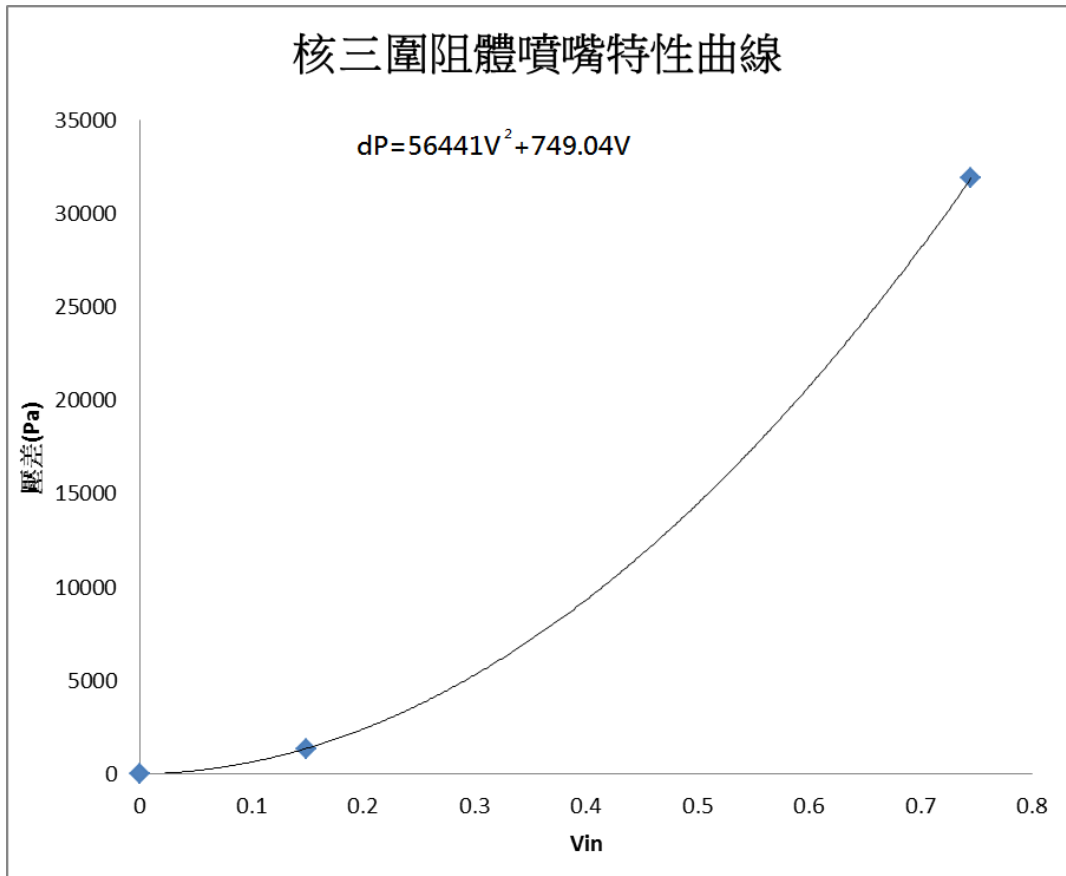


圖 6 核三圍阻體噴灑系統噴嘴流壓差-流量曲線

2. 整體圍阻體噴灑系統幾何模型建立

如圖 7 所示，核三圍阻體噴灑管路系統主要可分為 A、B 兩串，每串各有 4 環計 180 個噴嘴，共 8 環 360 個噴嘴。此外，依原有計算書所述，壓損為：

$$SYSTEM_HEAD_LOSS = \Delta Z + \Delta P_{ATM} + \Delta P_{pipe} + \Delta P_{nozzle} + \Delta P_{orifice}$$

其中除了上節已先估算的 ΔP_{nozzle} 外，CFD 可以協助改進的項目包括了水位損失 (ΔZ)，背壓損失 (ΔP_{ATM} ft)、管路損失 (ΔP_{pipe}) 與噴灑環管路壓損等。由於圍阻體背壓與 ΔP_{pipe} 兩項可沿用原有結果，故上式中僅餘噴灑環之管路與水位壓損兩項尚未進行特別處理。本節詳述分析中建立一完整的 B 串噴灑系統管路模型之流程，所得之模式示意圖則如圖 8、圖 9 與圖 10 等圖。

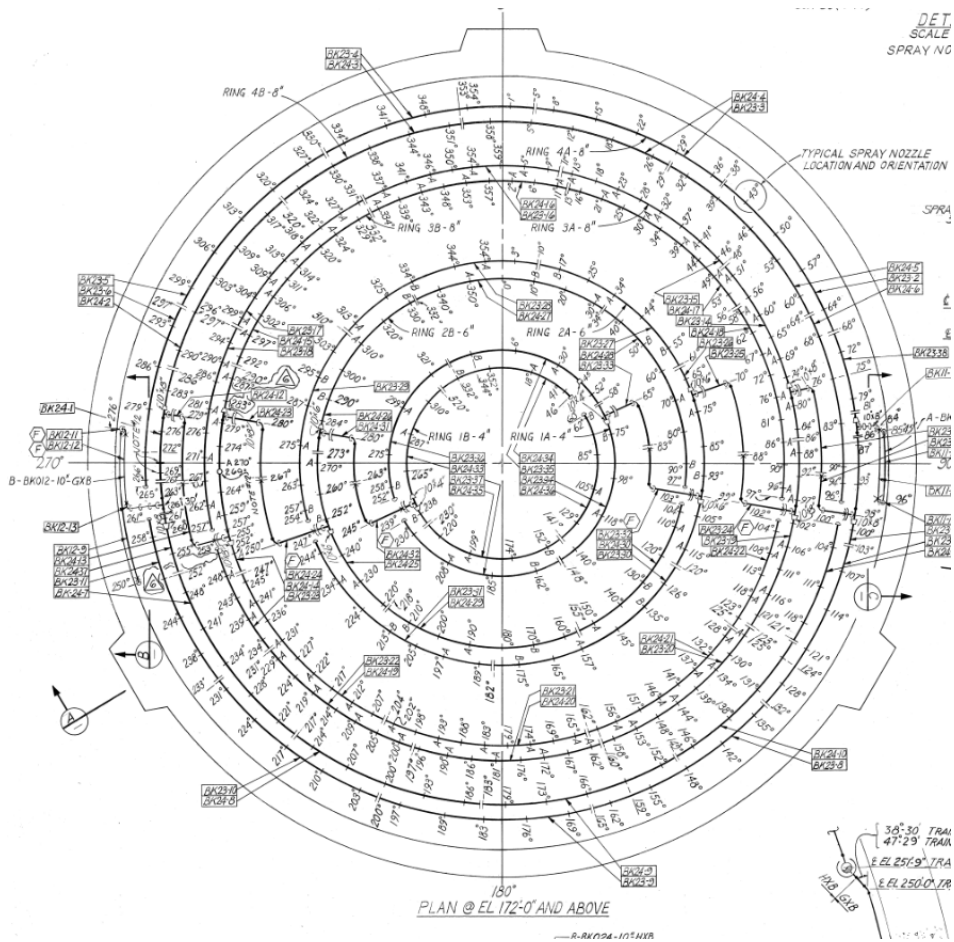
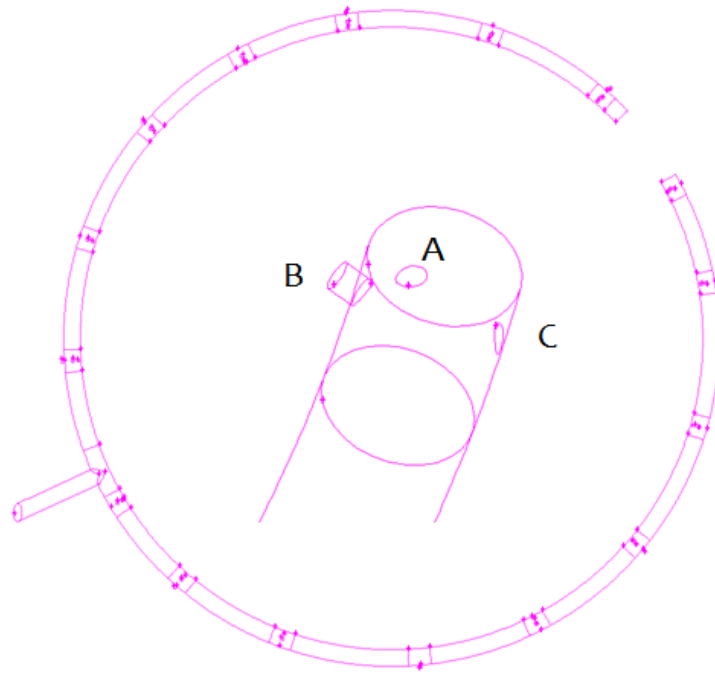


圖 7 核三廠圍阻體噴灑系統管路配置圖

表 2 核三廠圍阻體噴灑系統噴灑環高度配置

	A 串	B 串
Ring1	290' 7 1/8"	291'-5 7/16"
Ring2	283'-7 9/16"	285'-5"
Ring3	249'-1 3/4"	272'-1 11/16
Ring4	251'-9"	256'-11 /16"

(a)



(b)

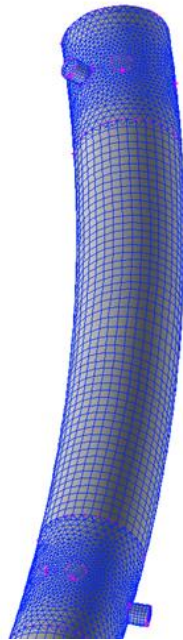


圖 8 核三廠圍阻體噴灑系統-B 串之上環之示意圖(a)上環與、(b)

端部

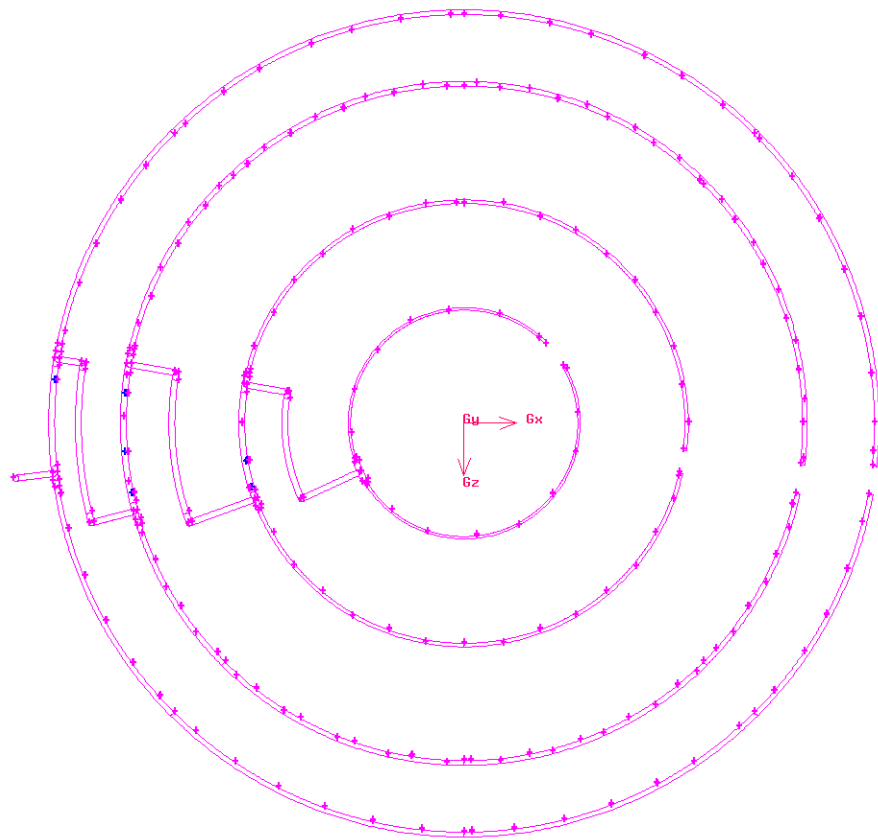


圖 9 核三廠圍阻體噴灑系統-B 串之整體管路模型示意圖

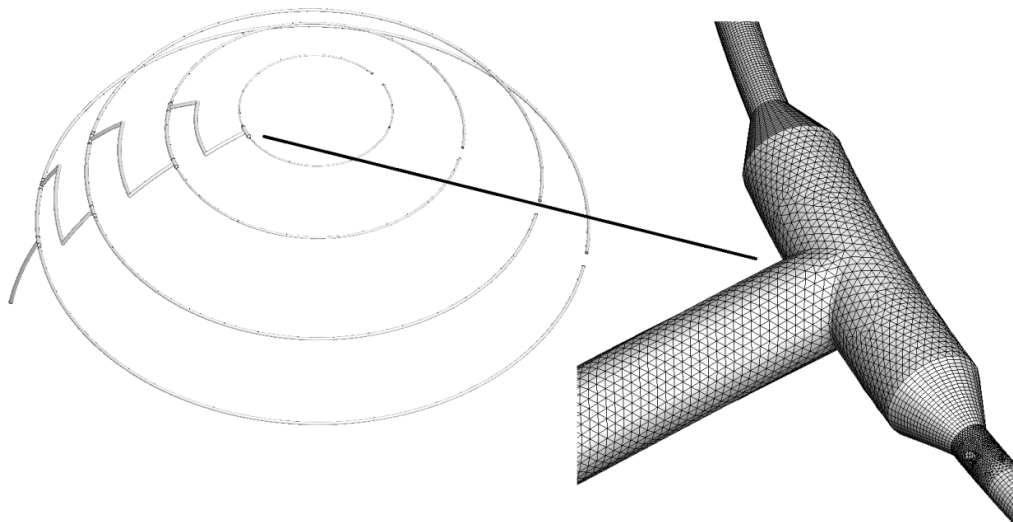


圖 10 核三廠圍阻體噴灑系統-B 串整體管路之模型與網格分佈

3. 邊界條件發展與測試

除了前述模型的建立與相關測試工作，為了能正確的模擬整體系統的流量分佈狀況，並進而求得正確的流阻係數，在進行模擬前，需針對本模型的進出口進行額外的邊界條件模式建立。如本分析工作一開始所言，在考量圍阻體背壓、水位壓差等條件係用作在每個噴嘴出口處，故可依不同環路之高度將兩項壓損於噴灑環之效應加以合併：

$$P_{back} = \Delta Z + P_{CTMT} \text{ ft} \circ$$

依據原計算書中所載之資訊，RWST 之水位在事故後 30 分鐘時約為 116.5ft，故各噴灑環與 RWST 之水位壓差可以表示為：

$$\Delta Z = \text{各環高度} - 116.5 \text{ ft} \text{ ,}$$

經計算，B 串系統中各噴灑環之出口水位壓差分別為：

$$\Delta Z_1 = 291.453125 - 116.5 = 174.953(\text{ft}) \text{ ,}$$

$$\Delta Z_2 = 285.416 - 116.5 = 168.916(\text{ft}) \text{ ,}$$

$$\Delta Z_3 = 272.140625 - 116.5 = 155.640625(\text{ft}) \text{ ,}$$

$$\Delta Z_4 = 256.05729 - 116.5 = 139.55719(\text{ft}) \circ$$

而圍阻體背壓為 $\Delta P_{ATM} = 2.32 \times (P_{CTMT} - P_{RWST})$ ft，其中 P_{RWST} 為 RWST 水面上之空間壓力(0 psig)；圍阻體背壓則可引用原計算書中之條件 45.24 psig。上述參數經彙整後之原始背壓條件則如表 3 所示，經計算並轉換為公制後之邊界則如表 4 所示。

表 3 核三廠圍阻體噴灑系統 B 串各噴灑環出口邊界背壓狀況

	高度	ΔZ (ft)	圍阻體背 壓
Ring1	291'-5 7/16"	174.953	45.24 psig
Ring2	285'-5"	168.916	
Ring3	272'-1 11/16	155.640	
Ring4	256'-11 /16"	139.557	

表 4 核三廠圍阻體噴灑系統邊界條件值(Pa)

	P_{back}
Ring1	834865
Ring2	816820
Ring3	777137
Ring4	729064

除了對噴灑系統的出口進行設定，由於進口端之泵特性曲線以及限流孔流阻皆會影響流量(圖 12)，故進口端亦需建立相關模式。考量泵浦水頭因為設備老化而減低之故，本分析假設泵浦損

失 30 呎水頭，其特性曲線如圖 13 所示。又因 FLUENT 程式中的 UDF 功能需以公制單位建立，故上述特性曲線經轉換並以適配法 (curve fitting) 處理後所得之方程式可表示為：

$$\text{Flow} = -1.526025 \times 10^{-18} \times \text{Pa}^3 + 5.715495 \times 10^{-12} \times \text{Pa}^2 - 7.376737 \times 10^{-6} \times \text{Pa} + 3.483927$$

，而水頭未損失之方程式可表示為：

$$\text{Flow} = -1.568587 \times 10^{-18} \times \text{Pa}^3 + 6.306564 \times 10^{-12} \times \text{Pa}^2 - 8.686314 \times 10^{-6} \times \text{Pa} + 4.301239$$

。

其中，用以轉換公英制單位之轉換係數為：

$$1 \text{ ft_head} = 304.8(\text{mm}) \times 9.80665(\text{Pa}) = 2989.06692(\text{Pa}) \text{ ,}$$

$$1 \text{ gpm} = 0.0000630901964(\text{m}^3/\text{S}) \text{ ,}$$

$$1 \text{ psi} = 6894.75729(\text{Pa}) \text{ 。}$$

透過上式的轉換即可利用 UDF 將進口邊界下的壓力所表現具有之流量設定於模型中。

然而，由於進口之壓力值除了受噴灑系統管路、噴嘴以及水位影響外，尚受到限流孔壓力與前端管路(由 PUMP 至噴灑環之前的管路)之影響。因此 CFD 在進行計算時，除了透過 UDF 擷取進口之壓力值外，尚需於模擬中考慮限流孔(圖 14)與管路在此對應流量下所造成的壓損：

$$\Delta P_{\text{orifice}} = 128.9 \left(\frac{Q}{3000} \right)^2 \text{ (ft) H}_2\text{O} \text{ ,}$$

$$\Delta P_{\text{orifice}} = 1.07553 \times 10^7 \times Q^2 - 9.911996 \times 10^{-10} \times Q \text{ ,}$$

$$\Delta P_{\text{pipe}} = 62.2 \left(\frac{Q}{2736} \right)^2 \text{ ft H}_2\text{O} \text{ ,}$$

$$\Delta P_{pipe} = 6.23979 \times 10^6 \times Q^2 - 6.66205^{-10} \times Q \text{ 。}$$

其中，Q 為流量(GPM)。

上述程序建立後之程式碼已附於本報告之附錄中。

4. 全模型計算整合測試

基於以上所建立之分析模式，此一圍阻體噴灑系統於不同背壓狀況下之流量可由以下計算程序之迭代(圖 11) 來加以求得：

1. 由 FLUENT 求解流場分佈；
2. 利用 UDF 技術，以泵浦特性曲線猜測進口流量；
3. 利用 UDF 技術，以限流孔流阻特性修正流量；
4. 以泵浦特性曲線修正猜測進口流量值；
5. 將結果回傳 CFD 模式迭代；
6. 重複以上步驟。

此外，由於流場系統之響應極快，因此對於暫態分析中各時間點之噴灑流量，則可藉由上述方法，以擬穩態方式加以達成。

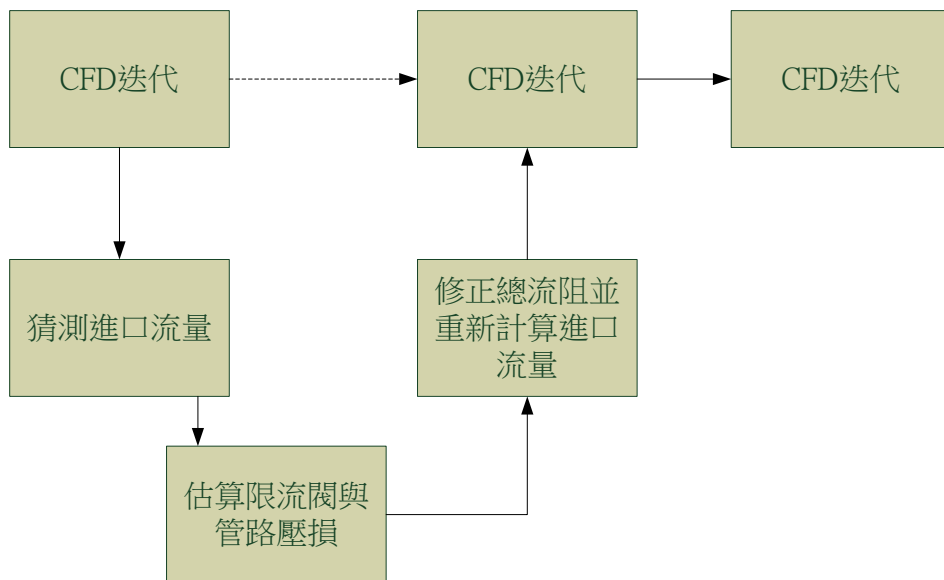


圖 11 進口邊界之 UDF 處理程序

本研究設計一案例進行驗證，在假設圍阻體背壓為 45.24 psig 進行計算，所得之噴灑系統流量經計算後為 0.177381m^3 (約 2811gpm)，而所得之 pump 壓力水頭為 1382215 Pa，與相關元件之特性曲線相符，故可證實本方法之正確性。以上之成果充分證實本研究已依原計畫合約之要求，完成三種網格測試個案，以及 CFD 分析模式建立與相關邊界條件之模式建立與相關不準度評估工作。

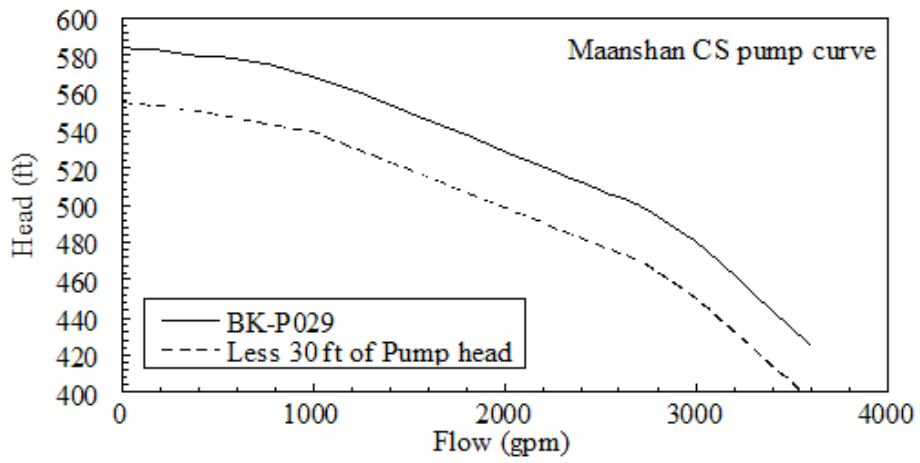


圖 12 圍阻體噴灑泵特性曲線圖

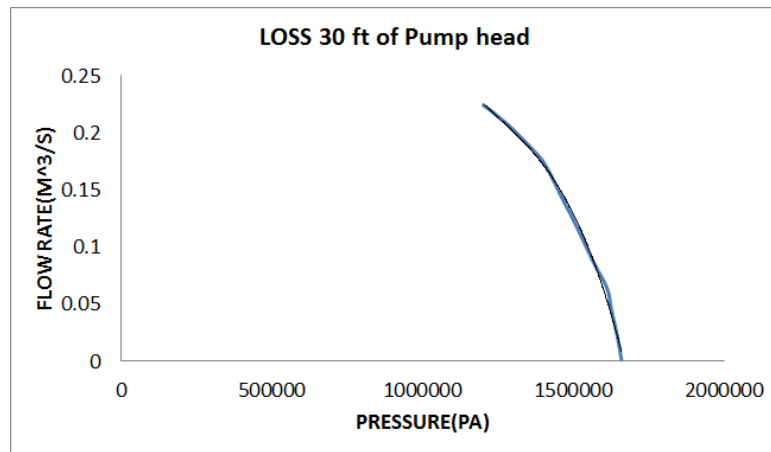


圖 13 考慮泵浦效能減低後之特性曲線圖(公制)

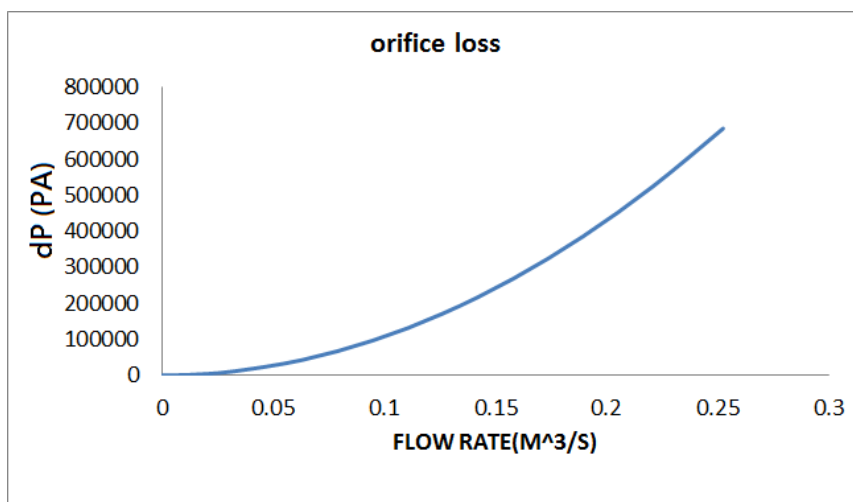


圖 14 限流孔於不同流量下之壓損值

(二)GOTHIC 分析模式建立

依據已蒐集之資料，本研究亦於半年執行期間，完成了 GOTHIC 分析模式的建立。如圖 15 所示，此分析模式包含之部分與其編號分別為：

- (1)圍阻體內部空間；
- (2)集水池；
- (3)與圍阻體接觸的大氣結構

其中圍阻體內部區分為 18 個熱結構，以作為後續評估之用。

除此之外，此模式還包括了：

- (4)一串圍阻體噴灑系統(1N)，
- (5)一組風扇冷卻器(1C)。

上述模式中，各項組件之尺寸與其參數皆已進一步匯整於表 5 與表 6 中。

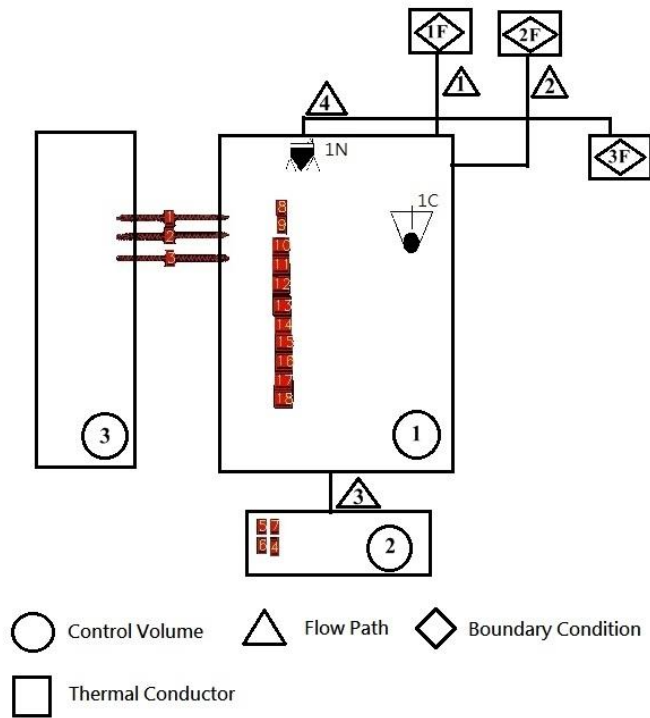


圖 15 GOTHIC 核三圍阻體分析模型示意圖

表 5 GOTHIC 模式重要參數

控制體積(Control Volume)	
編號	名稱
1	圍阻體體積： $2.03 \times 10^6 \text{ ft}^3$
2	再循環集水池體積：7000(gal)
3	大氣

表 6 GOTHIC 模式中重要熱結構參數

熱導體(Thermal Conductor)		
編號	面積 (ft ²)	說明
1	71946	圍阻體屋頂之外牆
2	5978	圍阻體圓柱體之部分外牆(鋼襯 0.6 英吋)
3	2891	圍阻體圓柱體之部分外牆(鋼襯 1.5 英吋)
4	490	圍阻體再循環集水池之部分不銹鋼樓板
5	11955 9	圍阻體再循環集水池之部分樓板環氧樹脂 塗料
6	4312	圍阻體再循環集水池之鍍鋅樓板
7	10735	圍阻體再循環集水池之樓板混凝土
8	59755	圍阻體之混凝土內牆
9	11400	圍阻體之混凝土樓板和牆壁
10	6935	圍阻體之不鏽鋼內襯
11	7350	圍阻體之鍍鋅鋼襯混凝土
12	9755	圍阻體之各種不銹鋼(小於 0.5 英吋)

13	44042	圍阻體之各種鍍鋅塗料碳鋼(小於 1 英吋)
14	10827 1	圍阻體之各種鍍鋅塗料碳鋼(小於 0.5 英吋)
15	13913	圍阻體之各種鍍鋅塗料碳鋼(大於 1 英吋)
16	52031	圍阻體之鍍鋅碳鋼
17	5240	圍阻體之環氧塗料碳鋼
18	5380	圍阻體之不鏽鋼(大於 0.5 英吋)

(三)模式之參數靈敏度測試與相互比對

1. 相關噴嘴背壓與噴嘴流阻係數模式發展

為確保上述完成之模型中各噴嘴之流向與位置之正確性，在進行後續計算前測試計算確認其噴嘴位置與整體壓力分佈、流徑等結果(圖 16)無誤，結果顯示，各噴灑環與環上的噴嘴確實有正確連接並顯示其對應之流量與壓力分佈，足以確認幾何模型的正確性。

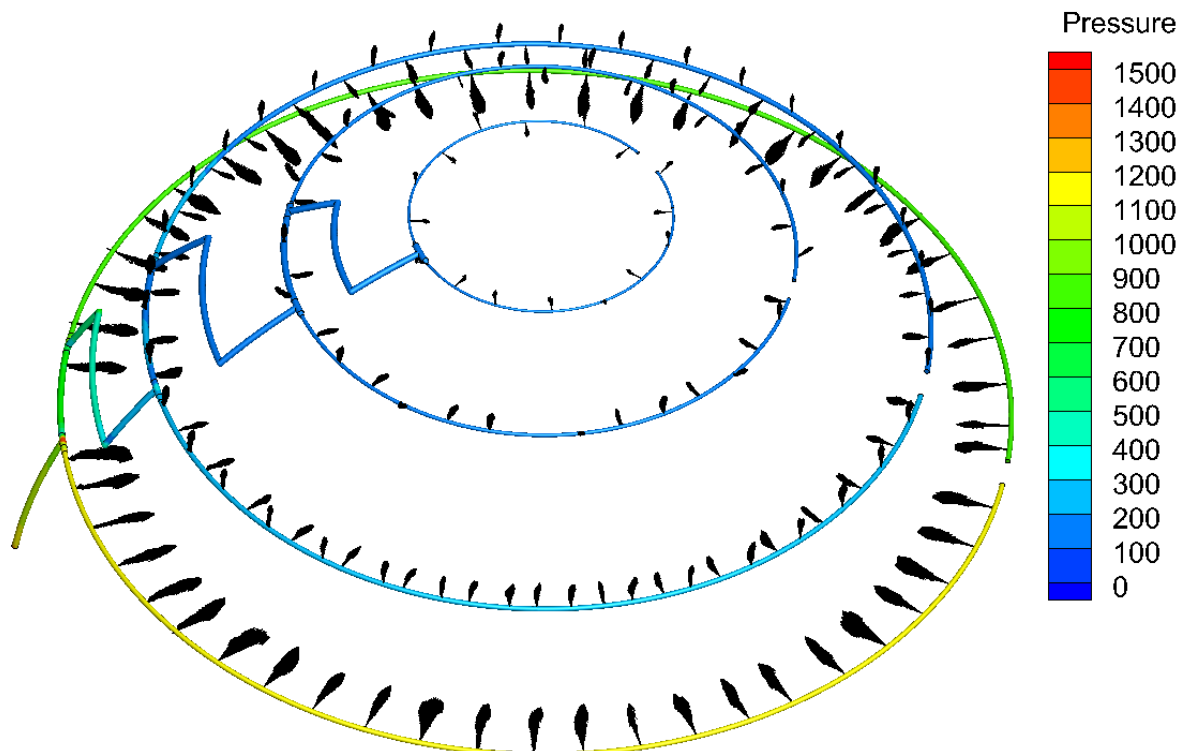


圖 16 圍阻體噴灑系統 B 串整體管路模型測試

經上述作業確認模型之正確性後，即可進行完整的網格測試以確保分析結果不致受網格影響。測試結果顯示，B 串各環之流量

比在將網格加密 4 倍與 16 倍後，所得結果之差異極為有限(錯誤! 找不到參照來源。)，故於研究中將採用原始網格配置，以增進計算時效。而另一方面，紊流模式測試亦顯示，無論是各噴環的流量分佈(錯誤! 找不到參照來源。)，或是整體噴灑系統的總流阻(錯誤! 找不到參照來源。)受到紊流模式的影響皆不明顯(差異小於 2%)。但為保守起見，本分析仍於後續的整體模擬計算時，選用較為保守之模式來進行計算。

表 7 不同網格分佈下之各環噴嘴之流量

	Mass Flow (Kg/S)			DEVIATION (%)	
	STD MESH	4× STD MESH	16×STD D MESH	4×STD D MESH	16×STD MESH
Ring1	-7.3498	-7.3932	-7.4895	0.587026	1.865278
Ring2	-20.858	-20.572	-20.589	-1.39024	-1.30652
Ring3	-57.97	-57.7413	-57.85	-0.39608	-0.20743
Ring4	-84.1	-84.62	-84.416	0.614512	0.374337

表 8 不同紊流模式下各環噴嘴之流量

	Mass Flow (Kg/S)			DEVIATION (%)	
	k-ε(STD)	Realized k-ε	SST		
			k-ω	Realized k-ε	k-ω
Ring1	-7.1812	-7.272	-7.3932	1.264	2.8675
Ring2	-20.75	-20.558	-20.572	-0.925	-0.86525
Ring3	-57.46	- 57.38	-57.7413	-0.139	0.487173
Ring4	-84.9412	- 85.11	-84.62	0.198	-0.37958

表 9 不同紊流模式下進口壓力

	k-ε	Realized k-ε	SST k-ω
dP	13182.4	13173.604	12930.64

2. GOTHIC 模式靈敏度測試與比對

在上述 GOTHIC 分析模式應用於後續分析前，需先行針對模式進行驗證，以確保分析模式與其結果之正確性。因此在本研究中，選擇採用了計算書「核三廠圍阻體噴灑流量與初始圍阻體壓力對 Main Steam Line Break (MSLB)分析之影響」中之結果進行驗證。此報告中各案例之基本初始條件如下：

1. 各案例之圍阻體初始壓力為 0 psig 或 3 psig
2. 圍阻體初始溫度為 120°F。

3. 圍阻體初始相對濕度為 100%。
4. 集水池中無液態水存在。
5. 風扇冷卻器初始為停止狀態。

為進一步地探討解圍阻體背壓與供水狀況對圍阻體溫壓抑制之影響，該研究中將相關案例分為 5 種(表 10)，以分別評估流量與背壓之關係。但由於本研究考慮後續的灑水效應與 CFD 計算結果交互迭代，因此在模式校驗中，無需將上述的 5 個案例全數進行測試，僅需以 FSAR 中標準之固定流量(案例 a)進行測試即可。

如圖 17 所示，本研究所建立之分析模式與 FSAR 之壓力與時間之關係曲線的趨勢大概是相同的，這意味著本研究於各項參數設定與事故設定皆與 FSAR 相符。兩者之間的差異，如 500 秒之後的壓力結果的差異係因為本模式所採用之熱結構的設置不同所致，因此在隨著事故時間的拉長，使得熱結構的效應逐漸的影響圍阻體內的壓力趨勢，而此一結果亦已證實本分析模式之適用性。

表 10 GOTHIC 測試案例邊界條件參數

案例	圍阻體初始壓力	噴灑流量計算方式
案例 a	0 psig	固定於 2700 gpm
案例 b	0 psig	採用表 11A 之噴灑流量與圍阻體壓力關係
案例 c	0 psig	採用表 11B 之噴灑流量與圍阻體壓力關係
案例 d	3 psig	採用表 11A 之噴灑流量與圍阻體壓力關係
案例 e	3 psig	採用表 11B 之噴灑流量與圍阻體壓力關係

表 11 噴灑流量與其對應之圍阻體壓力

A		B	
噴灑流量 (gpm)	圍阻體壓力 P_{CTMT} (psig)	噴灑流量 (gpm)	圍阻體壓力 P_{CTMT} (psig)
2400	73.14	2400	60.24
2450	68.74	2450	55.79
2500	64.24	2500	51.24
2550	59.64	2550	46.64
2600	54.84	2600	42.14
2650	50.14	2650	37.24
2700	45.24	2700	32.34
2725	42.44	2725	29.57
2750	39.74	2750	26.84
2775	36.94	2775	24.01
2800	34.14	2800	21.19
2825	31.34	2850	15.54
2850	28.54	2900	9.77
2900	22.74		
3000	19.14		

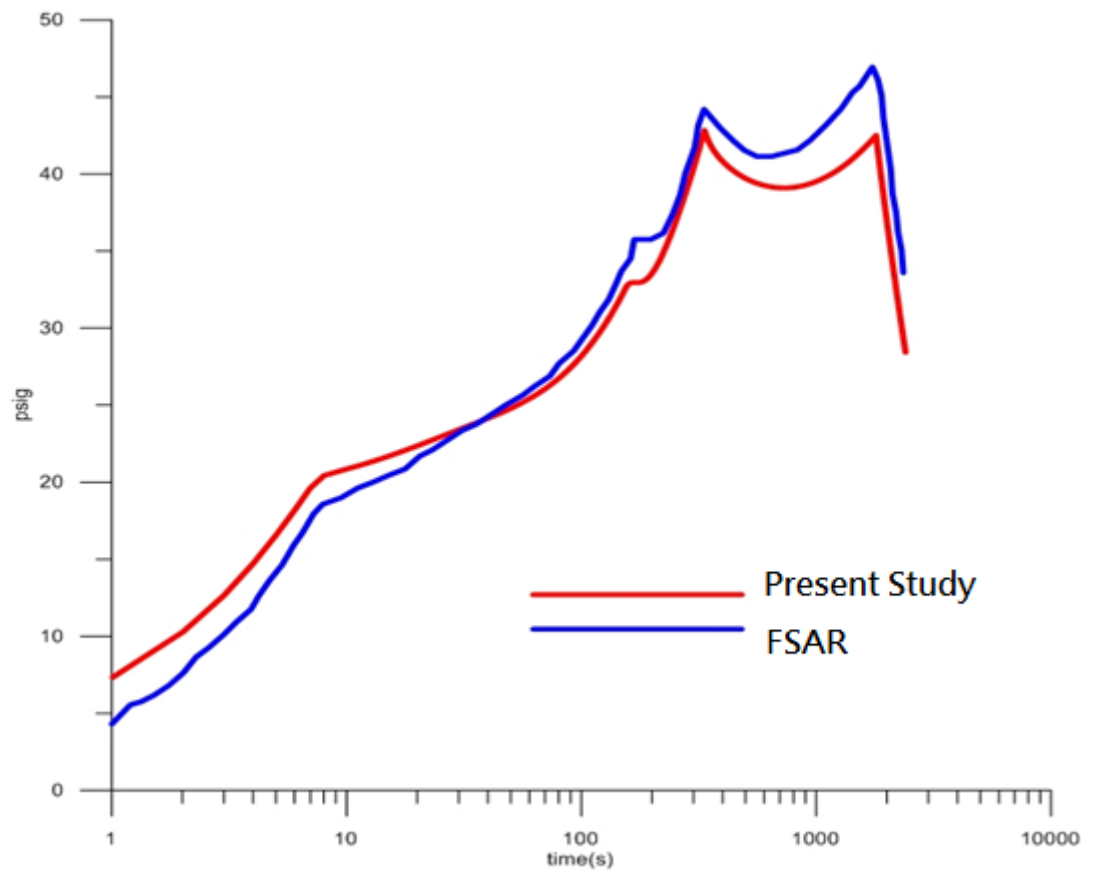


圖 17 核三廠 FSAR 中標準圍阻體測試案例之比對結果

參、主要發現與結論

基於前章所完成靈敏度測試，所建立之分析模式可評估圍阻體噴灑系統因泵浦性能因老劣化衰退後對噴灑能力所造成之影響，但為確保分析結果未來應用於台電分析案時能符合要求，本章將先行評估上述分析模式之不準度後，再行探討泵浦衰退對噴灑系統之影響。

一、噴灑流量分析模式不準度評估

一般而言，所有分析工作皆會因所採用的分析模式、幾何模型與邊界條件而造成不同程度的分析不準度。本研究中所採用之 CFD 分析技術不準度，可以依據 NEA/CSNI/R(2007)5 [4]與 NUREG-2152 [5]，針對單相流 CFD 應用於反應器安全分析 (Analysis of Nuclear Reactor Safety) 提供最佳實用導則 (Best Practice Guideline) 來加以研析。其中有幾項誤差係於分析工作中最為重要之誤差來源：

1. 幾何誤差 (Geometric Errors)，分析幾何形狀與實際物體之誤差；
2. 離散誤差 (Discretization Errors)，離散誤差為由離散逼近之解與數學模型中偏微分方程之解之間的差異；
3. 模式誤差 (Model Errors)，數值模式如紊流模型與實際值之誤差；

以下將針對上述三項誤差逐一進行研析，並將其不準度作為後

續處置之依據。

(一)幾何誤差

在幾何模型部分，相較於現場管路施工之誤差，CFD 之分析模型係依實際圖面進行繪製，分析模式與實際管路尺寸之差異係來自於現場管路施工之誤差。在同時考量 ISO 國際標準誤差容許度較大之 IT16 級，介於 400~500mm 的組件將容許有 4.0 mm 之誤差(圖 15)，其幾何不準度($u_{geometric}$)為 0.8%，以涵蓋分析模式與實際管路間幾何模式不同可能造成之誤差。

單位: $\mu=0.001\text{mm}$

級數	01	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
> (mm) ≤ 3	0.3	0.5	0.8	1.2	2	3	4	6	10	14	25	40	60	100	140	250	400	600	1000	1400
> 3~ 6	0.4	0.6	1	1.5	2.5	4	5	8	12	18	30	48	75	120	180	300	480	750	1200	1800
> 6~ 10	0.4	0.6	1	1.5	2.5	4	6	9	15	22	36	58	90	150	220	360	580	900	1500	2200
> 10~ 18	0.5	0.8	1.2	2	3	5	8	11	18	27	43	70	110	180	270	430	700	1100	1800	2700
> 18~ 30	0.6	1	1.5	4	0.6	6	9	13	21	33	52	84	130	210	330	520	840	1300	2100	3300
> 30~ 50	0.6	1	1.5	4	0.6	7	11	16	25	39	62	100	160	250	390	620	1000	1600	2500	3900
> 50~ 80	0.8	1.2	2	5	0.8	8	13	19	30	46	74	120	190	300	460	740	1200	1900	3000	4600
> 80~120	1	1.5	2.5	6	1	10	15	22	35	54	87	140	220	350	540	870	1400	2200	3500	5400
> 120~180	1.2	2	3.5	8	1.2	12	18	25	40	63	100	160	250	400	630	1000	1600	2500	4000	6300
> 250~250	2	3	4.5	10	2	14	20	29	46	72	115	185	290	460	720	1150	1850	2900	4600	7200
> 250~315	2.5	4	6	12	2.5	16	23	32	52	81	130	210	320	520	810	1300	2100	3200	5200	8100
> 315~400	3	5	7	13	3	18	25	36	57	89	140	230	360	570	890	1400	2300	3600	5700	8900
> 400~500	4	6	8	15	4	20	27	40	63	97	155	250	400	630	970	1550	2500	4000	6300	9700

圖 18 國際 ISO 標準公差表

(二)網格誤差

針對 CFD 進行分析時，因網格所造成的不準度，本分析採用 ASME V&V 20-2009 [6]報告中所建議誤差計算方式來進行評估，此方法之估算流程依續為：

1. 計算代表網格大小 (Representative Grid size, h) ;

對於非結構性網格而言： $h = [(\sum_{i=1}^N \Delta V_i)/N]^{1/3}$;

其中 ΔV_i 為網格 i 之體積， N 為網格數目。

2. 計算格點加密因子 (Grid Refinement Factor, r) ;

$$r_{i+1,i} = \frac{h_{i+1}}{h_i} > 1.3 ,$$

其中， $r_{i+1,i}$ 為標準網格(較粗)對較細網格的加密因子。

3. 計算準確度等級 (Order of Accuracy, p) ;

由前面得到之格點加密因子與各格點之變數可算出準確度等級

$$p = \left[\frac{1}{\ln(r_{21})} \right] \left[\ln \left| \frac{\varphi_3 - \varphi_2}{\varphi_2 - \varphi_1} \right| + q(p) \right] ,$$

其中， $q(p)$ 為超越函數，可定義為： $q(p) = \ln \left(\frac{r_{21}^p - s}{r_{32}^p - s} \right)$,

而 s 定義為： $1 \cdot \text{sign} \left(\frac{\varphi_3 - \varphi_2}{\varphi_2 - \varphi_1} \right)$;

其中， sign 則為邏輯函數，係用以判斷實數的正負值，其定義為：

$$\text{sign} = \begin{cases} -1: x < 0, \\ 0: x = 0, \\ 1: x > 0, \end{cases}$$

而 φ_i 則是第 i 組格點分佈下之計算結果。

4. 計算格點收斂指標 (Grid Convergence Index, GCI) ;

$$GCI_{fine}^{21} = \frac{Fs}{r_{21}^p - 1} \left| \frac{\varphi_2 - \varphi_1}{\varphi_1} \right|$$

其中 Fs 係數，是依據 ASME V&V 20-2009 之建議，以修正利用不同格點分佈進行評估之修正係數，當採用三格點進行誤差評估時，其值為 1.25；而採用二格點分佈時其值為 2。

5. 不準度 (Uncertainty, U_{num} , u_{num}) ;

$$u_{mesh} = \frac{GCI}{k} = \frac{U_{mesh}}{k},$$

其中 k 為分佈係數因子，與誤差分佈有關；在 95% 信心水準且為常態分佈之條件下，其 k 值為 1.15。

針對以上 ASME 校驗報告所述之方法，本評估選用系統之壓力差作為分析目標，其結果壓力差值與網格數目如表 12 所示。

表 12 網格誤差測試之網格-壓差(Pa)表

Mesh size	Pressure drop (pa)
733054	860857
3236505	870033
11744329	872032

而計算所得則如下所示：

$$r_{21} = \frac{h_{coarse}}{h_{fine}} = 1.5367 ,$$

$$r_{32} = \frac{h_{coarse}}{h_{fine}} = 1.6405 ,$$

$$p = \left[\frac{1}{\ln(r_{21})} \right] \left[\ln \left| \frac{\varphi_3 - \varphi_2}{\varphi_2 - \varphi_1} \right| + q(p) \right] = 2.94419 ,$$

$$\ln \left| \frac{\varphi_3 - \varphi_2}{\varphi_2 - \varphi_1} \right| = 1.5329 ,$$

$$q(p) = \ln \left(\frac{r_{21}^p - s}{r_{32}^p - s} \right) = -0.25902 ,$$

$$s = 1 \cdot \text{sign} \left(\frac{\varphi_3 - \varphi_2}{\varphi_2 - \varphi_1} \right) = 1 ,$$

$$GCI_{fine}^{21} = \frac{Fs}{r_{21}^p - 1} \left| \frac{\varphi_2 - \varphi_1}{\varphi_1} \right| = 0.0001114 .$$

經上述計算後，網格不準度(u_{mesh})可量化為：

$$0.0001114/1.15=0.0968% .$$

(三)模式不準度

有鑑於單純管流中將僅有摩擦損耗，而在噴嘴處，則將同時存在摩擦損耗與形狀阻力之損耗，因此在紊流模式的不準度的評估部分，本分析擬採用噴嘴之比對誤差作為整體紊流模式之不準度，並加至整個 CFD 分析所得之結果中，如此即可獲得趨於保守之分析結果。

如圖 19 所示，在同時加入模式不準度與網格之影響後，CFD 所得之結果可被保守考慮 2% 後之誤差帶所涵蓋，因此於後續之整體不準度評估中，CFD 模式之不準度將以此值為基準加以考慮。

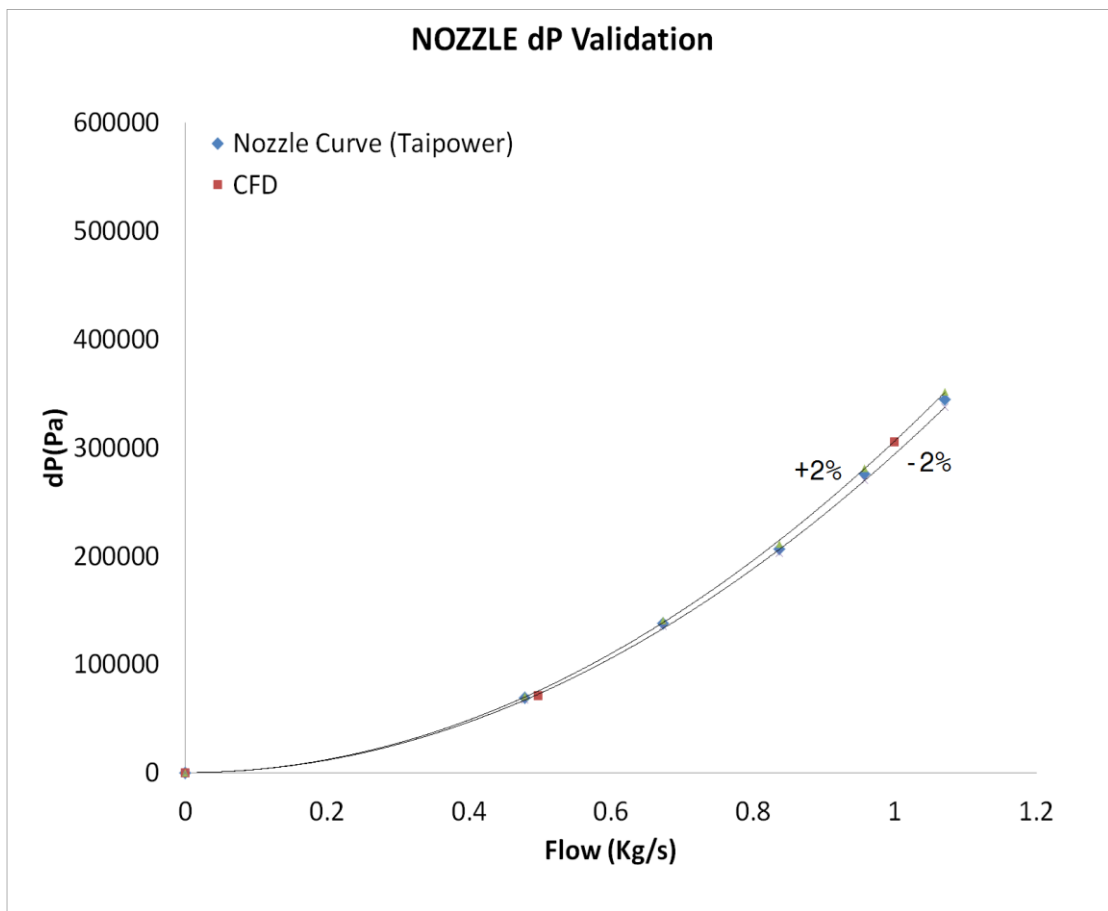


圖 19 噴嘴流量-壓損比對圖

$$\text{System Head Loss} = \Delta Z + \Delta P_{ATM} + \Delta P_{pipe} + \Delta P_{spary ring} + \Delta P_{orifice} \text{。}$$

上式中 $\Delta P_{orifice}$ 、 ΔP_{pipe} 及 ΔP_{atm} 沿用原始計算書之計算方式，不涉及 CFD，僅 $\Delta P_{spary ring}$ 與 ΔZ 項與 CFD 計算有關，因此在 System Head Loss 計算不準度之處理，僅考慮 $\Delta P_{spary ring}$ 與 ΔZ 項兩項，各分項之常態值(μ)及不準度(u)分別為；

$$\mu_{\Delta Z} = 517768.5 \text{ Pa}, u_{\Delta Z} = 517768.5 \times 0.8\% = 4142.2 \text{ Pa},$$

$$\mu_{\Delta P_{spary ring}} = 97834.1 \text{ Pa},$$

$$u_{\Delta P_{spary ring}} = 97834.1 \times 2.0\% = 1956.68 \text{ Pa},$$

上述 $\Delta P_{spary ring}$ 之不準度由 CFD 之模式與網格不準度所貢獻，為 2%。

假設 $\Delta P_{spary ring}$ 與 ΔZ 項兩項參數不準度為均為均勻機率分布 (uniform probability distribution) 則，

標準差分別為：

$$\sigma_{\Delta Z} = 4142.2 / \sqrt{3} = 2391.5 \text{ Pa},$$

$$\sigma_{\Delta P_{spary ring}} = 1956.68 / \sqrt{3} = 1129.69 \text{ Pa},$$

因此

$$\sigma_{\text{system head loss}} = \sqrt{\sigma_{\Delta Z}^2 + \sigma_{\Delta P_{\text{spary ring}}}^2} = 2644.869 \text{ Pa} = 0.430\% \text{。}$$

靈敏度分析顯示改變 1% 之 system head loss 約改變 1.4842% 之流量，因此流量不準度之標準差 $\sigma_{\text{flow}} = 1.4842 \times 0.430\% = 0.63767\%$ 。假設流量不準度亦為均勻機率分布，則可估算不準度為 $\sqrt{3}\sigma_{\text{flow}}$ ，因此預期保守使用 $2\sigma_{\text{flow}} = 1.275\%$ 來進行後續之估算，即可將分析之不準度納入考量。

二、法蘭流阻對整體系統壓損-流量之影響評估

此節主要目的係以用探討當圍阻體噴灑系統因泵浦效能過度衰退而需調整法蘭流阻令整體系統能力符合原有 FSAR 之設計條件。故在進行相關評估前，首先應利用新建立之分析模式，並考慮分析不準度之前提下，評估現行噴灑系統之狀態是否仍符合設計需求。

如圖 20 所示，原始 FSAR 中 Beltech 利用簡易模式進行估算所得之流量於 20-80 psi 之背壓下，係為 3000-2000 gpm 左右，故當泵浦因老化而衰退時，即會面臨不符設計需求之狀況。反之，若採用本研究利用真實幾何形狀與流徑所建立之模式，不會過度保守，故其計算所得之噴灑流量在泵浦效能未衰退前之流量係為 3200-2500 gpm，較原有分析結果高約 6%。故顯示現有系統仍有一定餘裕可因應。

基於上述之評估結果，並將前一節中所求得之分析不準度納入考量時，即評估系統之最大容許泵浦劣化限值。

在此分析中，除了需考慮泵浦的劣化外，亦需同時考量以下條件：

1. 運轉規範中允許之最大圍阻體壓力 3 psig 作為事故初始壓力，此時事故最高壓力將為 48.24 psig
(45.24+3=48.24 psig)，保守以 49 psig 作為系統背壓；
2. 假設系統水頭存在不同程度之減損。

如表 13 所示，經由 CFD 分析計算，後可以求得在泵浦減損 30 ft 之條件下，最大系統背壓為 49 psig 時，系統流量為 2717.3

gpm；但若再考慮 1.275% 不準度，則僅餘為 2682.7 gpm (2717.3-2717.3×1.275% = 2682.7 gpm)，並不符合 2700 gpm 之設計要求。

但若將泵浦之容許水頭減損設定為 25 ft 時，在上述之事故背壓下，系統流量可達 2741.4 gpm。此時，即使考慮 1.275% 不準度，此系統仍有 2706.5 gpm (2741.4-2741.4×1.275% = 2706.5 gpm) 之流量，可符合 2700 gpm 之要求。故未來評估系統中之法蘭流阻是否需要進行調整時，可據此結果作為判定基準。例如，因本系統之流阻式可以發現，泵浦之水頭損失與法蘭之流阻係為串聯：

$$SYSTEM_HEAD_LOSS = \Delta Z + \Delta P_{ATM} + \Delta P_{pipe} + \Delta P_{nozzle} + \Delta P_{orifice}$$

因此若假設泵浦水頭減損達 35 ft 時，則至少需將法蘭之流阻在設計流量 2700 gpm 下減少 10 ft，所求得得法蘭之新流阻即可符合原有 FSAR 之設計需求。

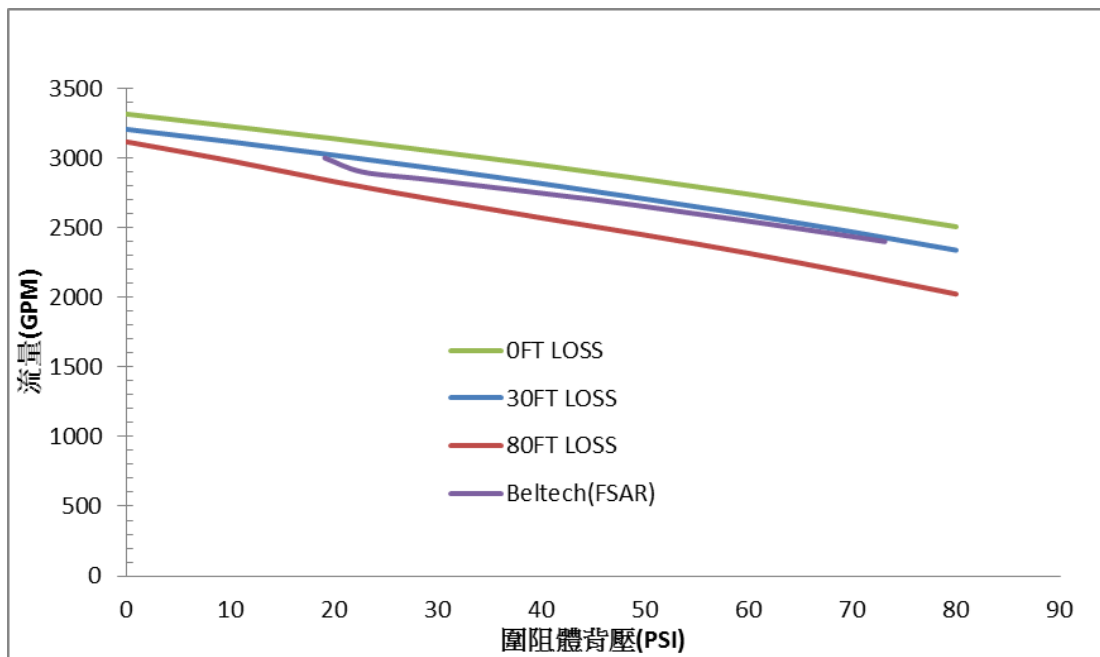


圖 20 原始 FSAR 與新式分析模式所得圍阻體噴灑系統之背壓-流

量關係圖

表 13 考慮不同水頭損失與分析不準度後之系統流量

水頭損失	系統流量(GPM)
30FT	2682.7
25FT	2706.5

三、評估噴灑系統流量分佈不均狀況對圍阻體壓降之影響

圍阻體噴灑系統中所具有的四個噴灑環，其各別流量將會因為高程差與管路長度、管徑及噴嘴數量等參數之影響而有著不同的噴灑流量，因此要能更進一步探討各噴灑環因不同流量分佈所造成的圍阻體降壓效果，則必需先行估算不同圍阻體背壓與泵浦水頭損失下之流量分佈。

如圖 21-圖 23 所示，不同的圍阻體背壓與水頭損失的狀況下，各環流量將因為所受到的總水頭損耗差異，而出現不同的流量趨勢。但整體而言，其流量趨勢可歸納為以下數點：

1. 編號愈小的噴灑環因為高程愈高，故流量愈低；除了因為 RING3 的噴嘴數量遠大於 RING4 而使其流量稍大外；整體而言，流量受到高程之影響最為顯著。
2. 由於泵浦運轉曲線之故，在背壓較低時，各環之流量變化近似於線性，但當水頭損失過大時(如圖 23)，將因為特性曲線之故，而使流量出現明顯降低狀況。
3. 除了水頭大幅減損 80 呎之案例外，最上環之流量變化並不明顯，但因為在此狀況下之整體流量已不符設計需求，故亦無需對此案例以 GOTHIC 進行圍阻體之降壓效果評估。

基於以上之討論，本節選用上述三個狀況進行圍阻體之降壓影響分析，而所得結果如圖 24 所示。由於噴灑水量在損失 80 呎水頭時將大幅減少，因此可以預期的在此狀況下，圍阻體的昇壓狀

況將超過 49 psig。但由於在此條件下之總流量早已不符原始設計需求，因此在此狀況下的降壓能力不足並不會造成任何運轉的疑慮。相較於減損 80 呎水頭的案例，當系統發生 25 呎容許最大水頭減損時，其圍阻體降壓效果僅略高於原始流量之分析結果，且其最高壓力僅約 47 psig，仍符合整體之設計需求。而此結果亦充份證實即使圍阻體噴灑系統之總流量與各環之流量分佈，在泵浦水頭減損 25 呎時略受影響，但其設計流量仍達 2706 gpm 且其降壓效果亦符合圍阻體之降壓需求，而無需擔心水量與分佈狀況受到泵浦劣化之影響。

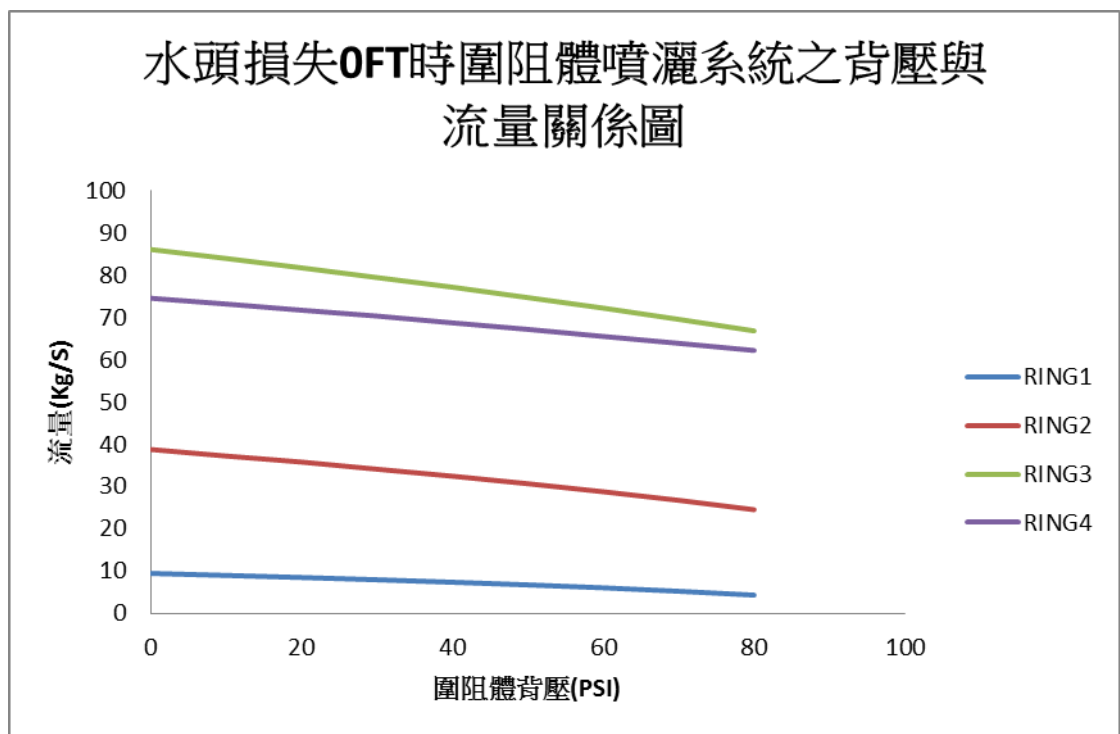


圖 21 泵浦水頭損失 0FT 時，噴灑系統各環流量隨背壓之變化趨勢

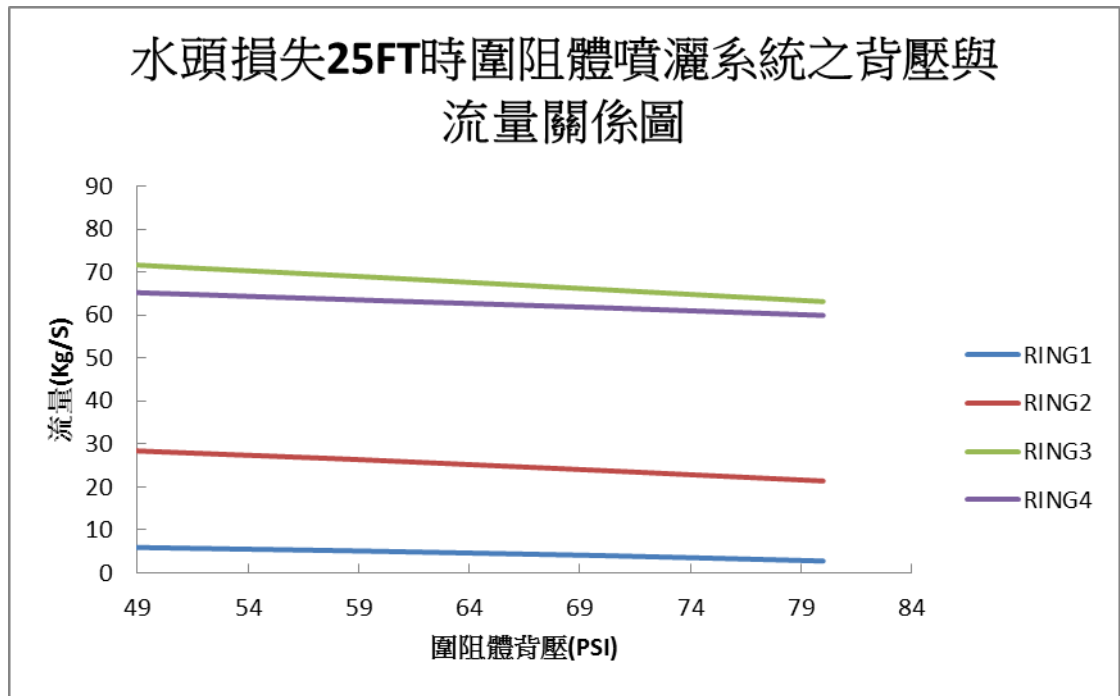


圖 22 泵浦水頭損失 25FT 時，噴灑系統各環流量隨背壓之變化

趨勢

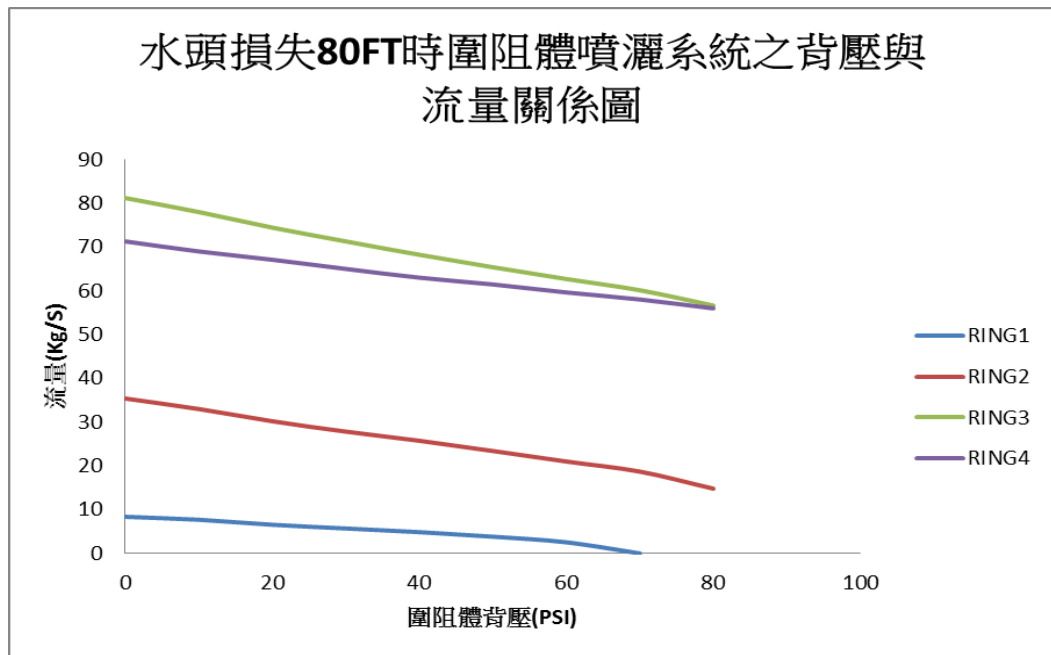


圖 23 泵浦水頭損失 80FT 時，噴灑系統各環流量隨背壓之變化

趨勢

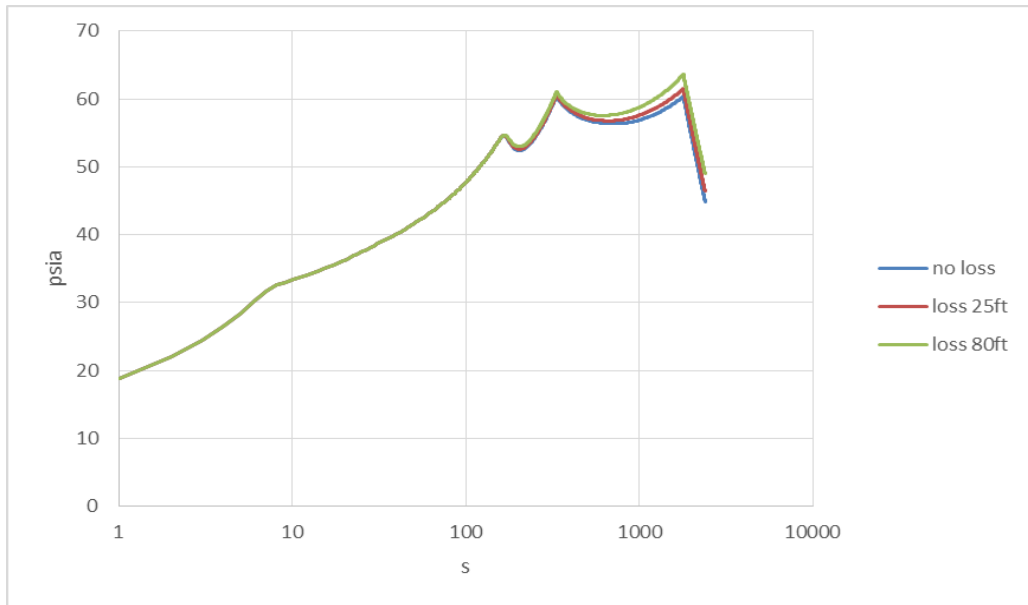


圖 24 不同流量水量分佈下噴灑系統對圍阻體之降壓效果

四、結論

核三廠之圍阻體噴灑系統原始設計流量為 2726 gpm，以確保機組發生事故時，得以提供充分之冷卻能力，以降低圍阻體之壓力。但由於泵浦特性曲線因為設備年限逐年老化之故，可能衰退而致使水頭減低，為確保該系統於泵浦水頭減低後仍可具有足夠之噴灑能力，本研究遂利用計算流體力學結合 GOTHIC 之分析技術，針對核三圍阻體系統之流量與流阻特性進行分析技術發展，以期建立一分析技術以供此系統之泵浦效能改變時，重新估算系統流量之用，並評估水頭改變所致之灑佈均勻性變化之影響。經過本研究的努力，已順利透過 CFD 與 GOTHIC 分析技術之整合建立乙套分析技術，並於進行量化分析時，透過完整且嚴謹的評估進行不準度量工作。

經過此新方法論的評估，其結果指出核三圍阻體系統 B 串，在排除原始 Beltech 採用簡化的過度保守模型後，將具有約 6% 之設計餘裕，故可用以彌補 25 呎之泵浦水頭損失。故核三廠在泵浦劣化狀況低於此限值前，無需調整法蘭流阻來滿足設計需求。另外，分析結果亦顯示，泵浦水頭減損 80 呎之前，噴灑系統之各噴灑環不會因為此一狀態的改變而出現頂環流量為零之狀況，而更進一步利用 GOTHIC 進行分析的結果亦顯示，在 25 呎之水頭損失下，圍阻體於事故期間的冷卻能力，不致因為各環流量比例的改變而形成明顯差異。

肆、參考文獻

- 1 BECHTEL, “Containment BLDG area 1&2 Piping Plan Containment Spray,” P-ZC-207(a), Rev. 6.
- 2 Final Safety Report, Maanshan Nuclear Power Station Units 1 and 2, Revision 39, Taiwan Power Company, 2005.
- 3 Calculation Sheet: Containment Spray System Design Flow Parameters, 3-M-BK-116.12, Rev. 1, Bechtel Corporation, 1984.
- 4 Nuclear Energy Agency, “Best Practice Guidelines for the use of CFD in nuclear Reactor Safety Applications”, NEA/CSNI/R(2007)5, 2007.
- 5 United States Nuclear Regulatory Commission, “Computational Fluid Dynamics Best Practice Guidelines for Dry Cask Applications- Final Report”, NUREG-2152(2013), 2013.
- 6 The American Society of Mechanical Engineers, “Standard for Verification and Validation in Computational Fluid Dynamics and Heat Transfer”, ASME V&V 20-2009, 2009.
- 7 Calculation Sheet: Containment Spray Area coverage verification, 3-M-BK-216.06, Rev. 1, Bechtel Corporation, 1984.

五、附錄

```
#include "udf.h"
#include "mem.h"
DEFINE_PROFILE (pump, t, i)
{
    real Psum, Pavg, area, NV_VEC(Vmag), NV_VEC(A), Qflow, Qflow_ini, Vinlet, Porifice, Ppipe, Pmod, Qcurrent,
    Vsum, Mflux;
    face_t f;
    Qflow=0;
    Vsum=0;
    Psum=0;
    area=0;
    Pavg=0;
    Vinlet=0;
    Pmod=0;
    Qcurrent=0;
    Mflux=0;
    Qflow_ini=0;
    begin_f_loop(f, t)/*loop1 利用， f_loop 蒐集進口所有資料之總合*/
    {
        F_AREA(A, f, t);
        NV_D(Vmag,=, F_U(f,t), F_V(f,t), F_W(f,t));
        Psum+=F_P(f, t)* NV_MAG(A); /*蒐集壓力*/
        Qflow_ini+=NV_DOT(Vmag, A); /*蒐集體積流量*/
        area += NV_MAG(A);/*計算面積*/
    }
    end_f_loop(f, t)/*loop1 結束*/

    Pavg=Psum/area; /*將進口壓力平均*/

    Porifice=1.075529e7*Qflow_ini*Qflow_ini-9.11996e-10*Qflow_ini;/*利用體積流量計算法蘭流阻**/改變此
    式即可改變法蘭特性*/
    Ppipe=6.23979e6*Qflow_ini*Qflow_ini-6.66205e-10*Qflow_ini;/*利用體積流量計算管路流阻**/改變此式
    即可改變管路特性*/
    Pmod=Pavg+Porifice+Ppipe;/*修正有效水頭*/
    Qcurrent=-1.526025e-18*Pmod*Pmod*Pmod+5.715495e-12*Pmod*Pmod-7.376737e-6*Pmod+3.483927; /*計
    算新的體積流量**/改變此式即可改變pump特性曲線*/
    /*Qcurrent=-4.683319e-7*Pmod+0.8090869;*/LINEAR*/

    if (Qcurrent<=0)
        Qcurrent=0;
    else if (Qcurrent>=0.22352)
        Qcurrent=0.22352;

    Qflow=Qcurrent*0.1+ fabs( Qflow_ini )*0.9; /*將權重分配給新舊體積流量，增進穩定性*/

    /*增加check點for Qflow_ini*/
    Vinlet=Qflow/area;/*將體積量流轉換為速度*/
    begin_f_loop(f, t)
    {
        F_PROFILE(f, t, i)=Vinlet; /*將速度代入每一個進口網格式*/
    }
    end_f_loop(f, t)
}
```

```
printf ("the Qflow_ini = %f, Pavg = %f\n ", Qflow_ini , Pmod);  
printf ("the Qflow = %f, QCcurrent = %f\n", Qflow , Qcurrent);  
printf ("the Vinlet = %f, the Area, %f \n", Vinlet, area);  
  
}
```