



INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL
ESCUELA SUPERIOR DE INGENIERÍA MECÁNICA Y ELÉCTRICA
SECCIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO E INVESTIGACIÓN

**“ANÁLISIS DE MECÁNICA DE LA FRACTURA
PROBABILÍSTICA PARA INSPECCIÓN EN SERVICIO DE LA
VASIJA DEL REACTOR TIPO AGUA HIRVIENTE (BWR-5)
INFORMADA EN EL RIESGO”**

T E S I S

QUE PARA OBTENER EL GRADO DE

MAESTRA EN CIENCIAS

CON LA ESPECIALIDAD EN INGENIERÍA MECÁNICA

P R E S E N T A

ING. ERIKA HERNÁNDEZ GARCÍA

MÉXICO D.F.

AGOSTO 2002

ANÁLISIS DE MECÁNICA DE LA FRACTURA PROBABILÍSTICA PARA INSPECCIÓN EN SERVICIO DE LA VASIJA DEL REACTOR TIPO AGUA HIRVIENTE (BWR-5) INFORMADA EN EL RIESGO

ÍNDICE	PÁGINA
SIMBOLOGÍA	iv
ÍNDICE DE TABLAS	viii
ÍNDICE DE FIGURAS	x
RESUMEN	xiii
ABSTRACT	xiv
INTRODUCCIÓN	xv
OBJETIVOS	xxi
JUSTIFICACIÓN	xxii
METODOLOGÍA	xxiv

CAPÍTULO 1

ESTADO DEL ARTE DE LAS SOLDADURAS EN LAS VASIJAS DE LOS REACTORES BWR-5

1.1	Antecedentes	1
1.2	Retrospectiva histórica de las Vasijas de los Reactores BWR-5 (Unidades 1 y 2) de la Central Nucleoeléctrica “Laguna Verde”.	4
1.3	Generalidades del estado actual de las Vasijas de los Reactores BWR-5 (Unidades 1 y 2) de la Central Nucleoeléctrica “Laguna Verde”.	11
1.3.1	Vasija del Reactor Nuclear.	20
1.3.2	Especificaciones técnicas del BWR-5. Evaluación del límite de temperatura.	43

CAPÍTULO 2

ANÁLISIS DE MECÁNICA DE LA FRACTURA PROBABILÍSTICA DE LAS VASIJAS DE LOS REACTORES NUCLEARES

2.1	Fragilización de materiales de la Vasija por radiación de neutrones.	51
-----	--	----

2.2	Inspección de las soldaduras de la Vasija del Reactor en servicio basada en un análisis de Mecánica de la Fractura Determinística.	62
2.3	Concepto de riesgo.	66
2.4	Distribución de defectos en las soldaduras de la Vasija.	68
2.5	Mecánica de la Fractura Probabilística.	76
2.6	La filosofía de tolerancia al daño.	82
2.7	Observaciones de la sensibilidad de la integridad de Vasijas de reactores a Presión mediante evaluaciones de Mecánica de la Fractura Probabilística.	86
2.7.1	Los Transitorios utilizados para el Análisis de Sensibilidad de la Integridad de los PVR.	87
2.7.2	Parámetros de Entrada para Simulaciones Monte Carlo.	87
2.7.3	Resultados de Estudios Paramétricos.	94
2.7.4	Caso Límite del Análisis.	100
2.7.5	Discusión.	105
2.8	Programas piloto de inspección en las Vasijas de Reactores en servicio informada en el riesgo.	110
2.9	Programas para el análisis de Mecánica de la Fractura Probabilística.	113

CAPÍTULO 3

METODOLOGÍA DEL ANÁLISIS DE MECÁNICA DE LA FRACTURA PROBABILÍSTICA APLICADA A LAS SOLDADURAS DE LA VASIJA DEL REACTOR BWR-5

3.1.	Especificación del transitorio.	118
3.2.	Análisis de transferencia de Calor.	119
3.3.	Modelado de la fluencia de neutrones.	121
3.4.	Efecto del recubrimiento.	122
3.5.	Análisis de esfuerzos.	123
3.6.	Análisis determinístico de fallas en las Vasijas.	130
3.7.	Relevado de esfuerzos.	133
3.8.	Simulaciones de Monte Carlo de fallas de Vasijas.	134
3.9.	Simulaciones de inspecciones en servicio de soldaduras	

de las Vasijas.	140
3.9.1 Examinación Superficial.	141
3.9.2 Examinación Volumétrica.	144

CAPÍTULO 4

ANÁLISIS DE MECÁNICA DE LA FRACTURA PROBABILÍSTICA (PROGRAMA CNSNSGpc CON SIMULACIONES DE MONTE CARLO) DE LA VASIJA DEL REACTOR BWR-5 DE LA CENTRAL “LAGUNA VERDE”

4.1. Descripción del programa.	146
4.2. Datos para el programa CNSNSGpc.	148
4.3. Resultados de simulaciones Monte Carlo de la Vasija de la Unidad-1 de la Central “Laguna Verde”.	155
4.4. Discusión de los resultados.	160

CONCLUSIONES	164
---------------------	-----

RECOMENDACIONES PARA TRABAJOS FUTUROS	168
--	-----

ANEXOS

ANEXO A: Subrutinas del Programa CNSNSGpc.	169
ANEXO B: Datos de entrada para simulaciones Monte Carlo de la Vasija de la Unidad-1 de la Central “Laguna Verde”.	174
ANEXO C: Resultados de simulaciones Monte Carlo de la Vasija De la Unidad-1 de la Central “Laguna Verde”.	178
ANEXO D: Formato del archivo de datos.	182
ANEXO E: Publicación.	183

REFERENCIA BIBLIOGRÁFICA	206
---------------------------------	-----

SIMBOLOGÍA

BWR	Reactor de Agua Hirviente.
NSSS	Sistema Nuclear de Suministro de Vapor.
IGSCC	Agrietamiento Intergranular por Corrosión Bajo Esfuerzo.
BWRVIP	Vasijas de Reactores de Agua Hirviente y Proyectos Internos.
ISI	Inspección en Servicio.
ASME	Sociedad Americana de Ingenieros Mecánicos.
US NRC	Comisión Reguladora Nuclear de los Estados Unidos.
SCC	Corrosión Bajo Esfuerzos.
PWR	Reactor de Agua a Presión.
RPV	Vasijas a Presión de Reactores.
MFP	Mecánica de Fractura Probabilística.
EPRI	Instituto de Investigación de Energía Eléctrica.
EPFY	Años de Generación de Energía.
CDF	Frecuencia de Daño al Núcleo.
LERF	Frecuencia de Falla Temprana Grande.
SMAW	Soldadura de Arco de Metal Sumergido.
SAW	Soldadura de Arco Sumergido.
ESW	Soldadura Electroescoria.
LOCA	Accidente de Pérdida de Refrigerante.
LWR	Reactor de Agua Ligera.
CGD	Criterios Generales de Diseño.
RT _{NDT}	Temperatura de Transición Dúctil-Frágil.
USE	Límite de Energía Superior.
CRD	Accionamientos de las Barras de Control.
ECCS	Sistemas de Emergencia de Enfriamiento del Núcleo.
DBA	Accidente Base de Diseño.
APTE	Años de Potencia Total Efectiva.
RWCU	Sistema de Limpieza del Agua del Reactor.

PRA	Evaluaciones Probabilísticas de Riesgo.
ART	Temperatura de Referencia Ajustada.
K_{IC}	Tenacidad a la Fractura.
Initial RT_{NDT}	Temperatura de Referencia para el material sin Radiación.
ΔRT_{NDT}	Ajuste medio de la Temperatura de Referencia causado por Radiación.
FF	Factor de Fluencia.
CF	Factor Químico.
F_{SURF}	Fluencia de Neutrones en la Superficie Interior.
α	Constante de Atenuación de Neutrones.
ERF	Error de la Función.
K_{IA}	Tenacidad de Arrestamiento.
BAF	Fondo del Envoltente de Combustible.
MFD	Mecánica de Fractura Determinista.
$N(X)$	Distribución del Tamaño de Grietas Marshall.
P_S	Probabilidad de Tamaño de Grieta.
P	Probabilidad de Falla.
F	Frecuencia de Falla del Sistema.
E	Total de Sistemas Simulados.
PR	Parámetro de Resistencia.
a	Tamaño de grieta (profundidad).
t	Tiempo.
$RT_{NDT(U)}$	Temperatura de Referencia Inicial.
LTOP	Sobre-Presión a Baja Temperatura.
σ_{res}	Esfuerzo Residual.
UT	Prueba de Ultrasonido.
PVRUF	Investigación de Vasijas a Presión Usos y Facilidades.
CNSNSGpc	Comisión Nacional de Seguridad Nuclear y Salvaguardias.
T	Temperatura del Refrigerante.
T_0	Temperatura Inicial del Refrigerante. }
T_f	Temperatura Final del Refrigerante.
β	Constante de Decaimiento de Temperatura del Refrigerante.

T_{trans}	Tiempo del Transitorio Analizado.
H_{eff}	Coefficiente de Película.
H_{f-w}	Coefficiente de Película para la Interface del Fluido y pared de la Vasija.
t_{clad}	Espesor del recubrimiento.
K_{clad}	Conductividad Térmica del Recubrimiento.
K_{base}	Conductividad Térmica del Metal-Base.
h_{eff}	Coefficiente de Transferencia de Calor Efectivo.
h_{fluid}	Coefficiente de Transferencia de Calor del Fuido.
q	Flujo de Calor.
T_1	Temperatura para la interface del recubrimiento y Metal-Base.
T_0^B	Temperatura para la superficie interior de la Vasija sin Recubrimiento.
T_0^C	Temperatura para la superficie interior del Recubrimiento.
$f(X)$	Atenuación de la Fluencia a través de la pared de la Vasija.
σ_θ	Esfuerzo Circunferencial.
σ_z	Esfuerzo Axial.
E_{clad}	Módulo de Elasticidad del Recubrimiento.
α_{clad}	Coefficiente de Expansión Térmica del Recubrimiento.
α_{base}	Coefficiente de Expansión Térmica del Metal-Base.
T_i	Temperatura para la Interfase del Recubrimiento con el Metal-Base.
R_0	Radio Interno de la Vasija.
R_1	Radio del Recubrimiento para la Interface con el Metal-Base.
R_2	Radio Exterior de la Vasija.
i_j	Funciones de Fluencia.
σ^*	Esfuerzo Máximo Circunferencial.
L	Espesor de la Pared de la Vasija.
x	Distancias de las Superficies.
ψ	Relación del Espesor del Recubrimiento y el Espesor de la pared de la Vasija.
p, q	Pendientes constantes de la distribución de esfuerzos en el Recubrimiento y el Metal-Base.

ξ	Relación de la distancia de superficies y el espesor de pared de la Vasija.
NS	Número de Simulaciones.
THRESH	Margen de profundidad de grieta.
POD	Probabilidad de detección.
$P_{\text{máx}}$	Probabilidad de Falla máxima.
a_c	Profundidad de grieta crítica.
d_c	Espesor del ligamento interior crítico.

ÍNDICE DE TABLAS

TABLA	TÍTULO	PÁGINA
1.1	Requerimiento de Sección XI para inspecciones de las soldaduras de la vasija del reactor BWR en servicio.	3
1.2	Tres casos de referencia de análisis de MFP de las vasijas de BWR.	11
1.5	Datos de las pruebas de Charpy de los anillos y las soldaduras de la vasija del reactor (Unidad 1).	18
1.6	Inspección en servicio de las soldaduras de la vasija del reactor de la Unidad 1 de la Central “Laguna Verde” (al 20 de mayo del 2000).	20
1.7	Defectos detectados en las soldaduras de la vasija de la Unidad 1 (tolerancia acuerdo al Código ASME es área de laminación $< 18\text{pulg}^2$).	20
1.8	Parámetros principales de la vasija de los reactores BWR-5 (Unidades 1 y 2) instalados en la Central Nuclear “Laguna Verde”.	25
1.9	Las penetraciones de la vasija del reactor BWR-5 de diámetro grande ($D > \phi = 25.4\text{ cm}$); total 25 penetraciones.	27
1.10	Las penetraciones de la vasija del reactor BWR-5 de diámetro pequeño ($D < \phi = 25.4\text{ cm}$); total 164 penetraciones.	28
1.11	Balance de flujos de la vasija del reactor BWR-5 de la Central “Laguna Verde”.	33
1.12	Materiales del cinturón de la vasija del reactor BWR-% de la Unidad 1 de la Central “Laguna Verde” (programa de vigilancia).	41
1.13	Materiales del cinturón de la vasija del reactor BWR-% de la Unidad 2 de la Central “Laguna Verde” (programa de vigilancia).	42
1.14	Propiedades termo-mecánicas de los materiales de la vasija.	43
2.1	Factor químico para las soldaduras, °F.	58
2.2	Factor químico para material de anillos, °F.	60
2.3	Composición química de las soldaduras y fluencia de neutrones a nivel De núcleo (Beltline) para vasijas de reactores BWR de los Estados Unidos de Norteamérica.	62

2.4	Distribución de tamaño de grieta OCTAVIA original.	71
2.5	Distribución interpolada OCTAVIA para el total de soldaduras en el Volumen de la vasija.	72
2.6	Distribución OCTAVIA para 1/6 del total del volumen de la vasija.	72
2.7	Distribución de grietas con profundidad y longitud por French.	73
2.8	Diversas distribuciones de diferentes profundidades de grieta.	74
2.9	Distribución PVRUF-Marshall de profundidad de grieta.	92
2.10	Comparación de 2 distribuciones de profundidad de grieta (PVRUF-Exponencial y BWRVIP-Marshall).	93
2.11	Tres casos de referencia de análisis de MFP de vasijas de BWR.	97
2.12	Resumen de resultados para los estudios paramétricos (Soldaduras Axiales).	98
2.13	Resultados de loa análisis de sensibilidad a inspecciones en servicio (ISI) de grietas axiales.	102
2.14	Resumen de resultados para análisis de casos más severos (32 EFPY).	
2.15	Resumen de resultados para análisis de casos más severos (64 EFPY).	103
2.16	Distribución de fallas de vasija como función del tamaño de grieta para 32 EFPY casos más severos.	106
2.17	Efecto del programa ISI Informada en el Riesgo en la integridad del recipiente BWR (requerimientos actuales – 90% de inspección de todas las soldaduras longitudinales y circunferenciales; requerimientos informada en el riesgo – 50% inspección de soldaduras longitudinales y 0% inspección de soldaduras circunferenciales.	114
4.1	Resultados para 20,000,000 de simulaciones Monte Carlo de las Fallas en la vasija, Unidad – 1 de la Central “Laguna Verde”	157

ÍNDICE DE FIGURAS

FIGURA	TÍTULO	PÁGINA
1.1	Vasija del reactor BWR-5.	13
1.2	Formas de mecanismos de corrosión en las plantas de energía nuclear BWR en base a IAEA-IRS desde 1993 a 1998.	16
1.3	Construcción típica de la vasija del reactor BWR-5.	22
1.5	Penetraciones de la vasija.	26
1.8	Cambios en la temperatura de transición para los materiales de la vasija Como consecuencia de la irradiación y las soldaduras.	31
1.9	Violación del límite de la curva P –T.	31
1.10	Aislamiento de la vasija.	36
1.13	Envolvente del núcleo.	39
1.14	Plano de soldaduras del recipiente de la vasija al nivel del envolvente Del núcleo (Beltline).	40
1.15	Choque térmico en el sistema de recirculación y de la tapa del fondo de la vasija.	45
1.16	Temperatura vs. Tiempo después del cierre automático.	47
2.1	Principios de toma de decisiones integrada informada en el riesgo.	49
2.2	Principales elementos del análisis informada en riesgo y toma de Decisión para plantas específicas.	51
2.3	Variaciones de la Tenacidad a la fractura con temperatura para una vasija de acero a presión.	53
2.4	Energía de impacto vs. Temperatura, para acero irradiado con Diferentes fluencias de neutrones.	54
2.5	Carta genérica 88-11 de U.U. NRC.	56
2.6	Criterio básico en Mecánica de la Fractura.	63
2.7	Método de cálculo de vida residual de la vasija con grietas detectadas.	64
2.8	Monitoreo e inspección.	66
2.9	Diagrama de probabilidad – consecuencia.	68
2.10	Evaluaciones de Mecánica de Fractura Probabilística para un número	

	Asumido de grietas en el sistema analizado.	75
2.11	Diagrama de flujo para describir el procedimiento de cálculo.	80
2.12	Diagrama de flujo del programa de inspección basado en el riesgo.	86
2.13	Comparación de las distribuciones de profundidad de grietas.	95
2.14	Datos de la figura 2.13 multiplicados por la densidad de grietas Apropiadas.	95
2.15	Efecto de la inspección en servicio (ISI) en la distribución de profundidad de grietas.	96
2.16	Comparación de los resultados de MFP para distintos grupos de RPV y transitorios en los estudios paramétricos.	99
2.17	Límite inferior de K_{1C} y K_{1A} del código ASME.	100
2.18	Comparación de resultados de MFP para algunos análisis de plantas específicas con los datos de tendencia de los estudios paramétricos.	104
2.19	Soldaduras circunferenciales para algunas plantas, probabilidades de falla para grietas de distintos tamaños, utilizando diferentes parámetros de distribución de densidad de grietas y profundidad.	108
2.20	Porcentajes de fallas que ocurren dentro de rangos específicos de profundidad de grieta para una variedad de condiciones de fragilización de soldaduras circunferenciales.	109
2.21	Distribución de fallas con profundidad de grieta para los casos indicados en la figura 2.20.	109
2.22	Distribución de fallas con el tamaño de grieta para el caso de dos soldaduras axiales y una soldadura circunferencial.	110
2.23	Porcentaje de fallas que ocurren dentro de rangos específicos de profundidad de grieta para los tres casos ilustrados en la figura 2.22.	110
2.24	Distribución de fallas con el tamaño de grieta para el caso de dos soldaduras axiales y una soldadura circunferencial.	111
3.1	Distribución de temperatura en el espesor de la vasija.	122
3.2	Comparación de ANSYS y VISA-II. Soluciones para la Transferencias de Calor.	123
3.3	Dimensiones de la vasija para el análisis del efecto de recubrimiento.	129
3.4	Comparación de ANSYS y VISA-II. Soluciones para los esfuerzos del	

recubrimiento.	129
3.5 Resultados de ANSYS validan la igualdad asumida de los esfuerzos Circunferenciales en el recubrimiento y el Metal-Base.	130
3.6 Distribución de esfuerzos utilizados el esfuerzo máximo circunferencial en el recubrimiento y el metal base.	132
3.7 Comparación de los resultados de K_I con los datos obtenidos mediante MEF	132
3.8 Diagrama de flujo del análisis determinístico de falla de la Vasija.	134
3.9 Probabilidad de detección para grietas superficiales se incrementa con el tamaño de grieta para cierta profundidad.	143
3.10 Probabilidad de detección para grietas sub-superficieles.	145
3.11 Probabilidad de detección de la profundidad de la grieta en la pared de la Vasija.	146
4.1 Gráfica OCTAVIA. Probabilidad de Falla vs. Número de Simulaciones.	158
4.2 Gráfica MARSHALL. Probabilidad de Falla vs. Número de Simulaciones.	158
4.3 Gráfica PROMEDIO MARSHALL – OCTAVIA. Probabilidad de Falla vs. Número de Simulaciones.	159
4.4 Gráfica $F(X)=1/(1+X)^2$. Probabilidad de Falla vs Número de Simulaciones.	159
4.5 Gráfica MARSHALL. Frecuencia de Falla vs. Profundidad de Grieta.	160
4.6 Gráfica OCTAVIA. Frecuencia de Falla vs. Profundidad de Grieta.	160
4.7 Gráfica PROMEDIO MARSHALL – OCTAVIA. Frecuencia de Falla vs. Profundidad de Grieta.	161

TÍTULO

ANÁLISIS DE MECÁNICA DE LA FRACTURA PROBABILÍSTICA PARA INSPECCIÓN EN SERVICIO DE LA VASIJA DEL REACTOR TIPO AGUA HIRVIENTE (BWR-5) INFORMADA EN EL RIESGO

RESUMEN

En éste trabajo se presenta la metodología y el programa de cómputo para el análisis de Mecánica de la Fractura Probabilística de las soldaduras de la vasija del reactor BWR-5 de la Central “Laguna Verde”, así como las simulaciones Monte Carlo de las soldaduras con mayor probabilidad de falla, ya que los requerimientos de inspección para las soldaduras en vasijas se han incrementado excesivamente, además son muy costosas, implican la exposición del personal de mantenimiento a elevadas dosis de radiación ionizante y algunas soldaduras son prácticamente inalcanzables para su inspección. Debido a esto, surge la necesidad de desarrollar un nuevo programa de inspección que permita reducir el volumen y el costo de inspección sin sacrificar la seguridad del personal y la planta. El resultado del Análisis de Mecánica de la Fractura justifica el desarrollo del Programa de Inspección en Servicio Informada en el Riesgo, el cual se implantará en la Central Nucleoeléctrica “Laguna Verde”.

ABSTRACT

In this work appears the methodology and the software for the Probabilistic Fracture Mechanics Analysis of the welds of reactor vessel (BWR-5) of the nuclear power plant “Laguna Verde”, as well as the Monte Carlo simulations of the welds with greater probability of failure, since the requirements of inspection for the welds in pressure vessels have been increased excessively, in addition they are very expensive, they imply the exhibition of the maintenance personnel to high ionizing radiation doses and some welds are practically unattainable for their inspection. Due to this, the necessity arises to develop a new program of inspection that allows to reduce to the volume and the cost of inspection without sacrificing the security of the personnel and the plant. The result of Probabilistic Fracture Mechanics Analysis justifies the development of Risk Informed In-Service Inspection Program, which will be adopted for the nuclear power plant “Laguna Verde”.

ALUMNA: ERIKA HERNÁNDEZ GARCÍA

TEMA DE TESIS:

Análisis de Mecánica de la Fractura Probabilística para Inspección en Servicio de la Vasija del Reactor tipo Agua Hirviente (BWR-5) Informada en el Riesgo.

INTRODUCCIÓN

Los requerimientos en la Sección XI del *Código ASME, Calderas y Recipientes a Presión (B&VP)* son citados en el *Código Federal de Regulaciones de los Estados Unidos* para inspección en servicio de vasijas a presión (RPV, siglas en inglés) de reactores nucleoelectrónicos comerciales. Específicamente, una regla final [10 CFR 50.55a(g)(6)(ii)(A)] fue publicada por la *Comisión de Regulación Nuclear de los Estados Unidos (US-NRC)* en 1992, ésta exige a los titulares de licencia que realicen inspecciones volumétricas de **esencialmente el 100%** de las soldaduras de la RPV, **sobre una base expedita**. Esto significa que durante el periodo de inspección cuando la regla fue publicada o durante el primer periodo del siguiente intervalo de inspección. “**Esencialmente 100%**” significa que **al menos el 90%** del volumen de las soldaduras debe inspeccionarse cuando el acceso completo está impedido por interferencias.

Para algunas plantas que tienen vasijas a presión BWR, las inspecciones no siempre se pueden desarrollar en el 100% de las soldaduras de la vasija debido a las restricciones de accesibilidad e interferencia de componentes. En casos de accesibilidad limitada, la regla *10FR50.55a* permite acreditar la inspección de al menos el 90% del volumen de cada soldadura no inspeccionada. Desgraciadamente, el volumen excesivo de inspección es muy difícil de realizar en la práctica.

En respuesta a ésta regla en **1992, Vasijas de Reactores Tipo Agua Hirviendo y Proyectos Internos** (BWRVIP, siglas en inglés), envió un reporte a la US-NRC donde propone una revisión del alcance de las inspecciones de soldadura de la vasija para plantas BWR. La propuesta de BWRVIP podría reducir el alcance de las inspecciones de esencialmente el 100% de las soldaduras de la vasija BWR al **100% de soldaduras longitudinales y 0% de soldaduras circunferenciales**, con excepción de las **intersecciones de las soldaduras longitudinales y circunferenciales**. Aproximadamente del **2 - 3 %** de las soldaduras circunferenciales deberán ser inspeccionadas bajo ésta propuesta. Las bases técnicas para la propuesta BWR-VIP son proporcionadas por resultados de la mecánica de fractura probabilística (MFP), dirigiendo el cambio en la probabilidad de falla de RPV, con y sin inspección en servicio.

Para desarrollar la propuesta del BWRVIP, el equipo de trabajo de la US-NRC inició un esfuerzo multi-tarea, el cual incluye una matriz extensiva de cálculos de MFP.

De acuerdo a la carta fechada el 28 de Septiembre de 1995, complementada por las cartas del 24 de Junio y 29 de Octubre de 1996; 16 de Mayo, 4 de Junio, 13 de Junio y 18 de Diciembre de 1997; y del 13 de Enero de 1998; el BWRVIP sometió al Electric Power Research Institute (EPRI) el reporte TR-105697, “**BWR Proyecto para Vasija e Internos (BWRVIP), BWR Recomendaciones de Inspección de Soldaduras de la Vasija a Presión del Reactor (BWRVIP-05)**”. El reporte BWRVIP-05 evalúa los requerimientos reales de inspección para las soldaduras de la vasija a presión del reactor en BWR, propone recomendaciones para requerimientos alternativos de inspección, y provee la base técnica para éstos. Inicialmente se propuso reducir el alcance de inspecciones de soldaduras en la vasija a presión del reactor BWR del 100 por ciento de todas las soldaduras de la vasija al 50% de las soldaduras axiales y al cero por ciento de las soldaduras circunferenciales; sin embargo, como se modificó, éste propone desarrollar inspecciones en servicio (ISI, siglas en inglés: **In-Service Inspections**) en el 100% de las soldaduras longitudinales de la vasija, y esencialmente el 0 % de las soldaduras circunferenciales de la vasija, con excepción de las intersecciones de las soldaduras longitudinales y circunferenciales. Aproximadamente del 2-3 % de las soldaduras circunferenciales serán inspeccionadas bajo esta propuesta.

El **7 de Agosto de 1997**, la NRC emitió información en el aviso (IN, Information Notice) 97-63, “**Estado del equipo de trabajo NRC de revisión del BWRVIP-05**”, con respecto a las peticiones de licencia para excensión. IN 97-63 declara que la NRC podrá “...considerar peticiones técnicamente-justificadas para excensión del aumento de examinación en acuerdo con 10 CFR 50.55a(a)(3)(ii) y 50.55a(g)(6)(ii)A(5) de licencias de BWR las cuales están programadas a desarrollar inspecciones de las soldaduras circunferenciales del BWR RPV durante el otoño de 1997 o primavera de 1998, estaciones de paro. La US NRC emitió la excensión de inspección de soldaduras circunferenciales del BWR RPV durante la estación de paro del otoño de 1997 para cuatro unidades que sometieron requerimientos técnicamente-justificados, y emitió excensiones para dos unidades durante el periodo de paro en la primavera de 1998”.

El **7 de Mayo de 1998**, la US NRC emitió el Suplemento 1, del IN 97-63, el cual informaba a los titulares de licencias de BWR que la NRC extendía el periodo en el cual podría “...considerar peticiones técnicamente justificadas para la excensión del aumento de examinaciones en acuerdo con 10 CFR 50.55a(a)(3)(i), 50.55a(a)(3)(ii), y 50.55a(g)(6)(ii)(A)(5) de licencias BWR, las cuales están programadas para desarrollar inspecciones de las soldaduras circunferenciales de BWR RPV durante las estaciones de paro del otoño de 1998 o primavera de 1999. Esto fue justificado aceptablemente, sería considerado para el retraso de inspección a dos ciclos de operación, sólo para soldaduras circunferenciales del BWR RPV. Los titulares de las licencias tendrán que realizar las inspecciones requeridas de “esencialmente el 100 por-ciento de las soldaduras axiales”.

El equipo de trabajo de la US NRC ha completado la revisión final de la información sometida por BWRVIP y la evaluación de seguridad fue transmitida a Carl Terry, Presidente de BWRVIP, en una carta fechada el **30 de Julio de 1998**.

El equipo de trabajo previamente concluye que más allá de los eventos base de diseño que ocurren durante el paro de la planta, puede presentarse eventos de sobre-presión fría que pueden cambiar la integridad de la vasija. La respuesta de la industria concluye que la condensación y las bombas de las barras de control podrían causar condiciones que podrían llevar a eventos de sobre-presión fría que eventualmente podrían cambiar la integridad de la

vasija. El BWRVIP estima que la frecuencia de eventos de sobre presurización, que pueden cambiar la integridad del RPV, es $9.5 \times 10^{-4}/\text{año}$ para BWR-4 y $9 \times 10^{-4}/\text{año}$ para otros. Después de considerar las recargas actuales las cuales no fueron incluidas en el análisis del BWRVIP, la NRC estima que la frecuencia total puede ser tan alta como $1 \times 10^{-3}/\text{año}$.

La revisión inicial a la industria determinó que la frecuencia de fallas de soldaduras circunferenciales fue $2.2 \times 10^{-4}/\text{año}$. Esta fue determinada utilizando pruebas importantes, variables genéricas de soldaduras y eventos base de diseño. Análisis subsecuentes utilizando el método de “Monte Carlo”, variables específicas de soldaduras en planta, presiones y temperaturas asociadas con eventos de sobre-presión fría determinó que para una planta la probabilidad condicional específica de falla de la vasija, P(FIE), para soldaduras circunferenciales para **32 años de generación de energía (32 EFPY, siglas en inglés)** fue de 1×10^{-6} del re-análisis del BWRVIP y 8.2×10^{-5} del análisis de la US NRC. Combinando la frecuencia de los eventos de la sobre-presión fría con el P(FIE), la frecuencia de falla del BWRVIP para las soldaduras circunferenciales fue $9.0 \times 10^{-10}/\text{año}$ [$(9 \times 10^{-4}/\text{año}$ frecuencia de evento para un BWR-3) x (1.0×10^{-6} probabilidad de falla condicional)]. La frecuencia de falla para una planta específica para soldaduras circunferenciales para 32 EFPY fue determinada por la US NRC como $8.2 \times 10^{-8}/\text{año}$ [$(1 \times 10^{-3}/\text{año}$ frecuencia del evento) x (8.2×10^{-5} P(FIE))]. Como se describe en NUREG 1560, Vol. I, la frecuencia de daño del núcleo (CDF, siglas en inglés) para plantas BWR fueron reportados ser aproximadamente $10^{-7}/\text{año}$ a $10^{-4}/\text{año}$. Además, la Guía Reguladora (RG) 1.154 indica que las plantas PWR son **aceptables para operación** si los análisis de planta específicos predicen la frecuencia media de penetración de grietas pasantes, para eventos de choque térmico presurizado es menor que $5 \times 10^{-5}/\text{año}$. La frecuencia de falla de soldaduras circunferenciales en vasijas BWR está **significativamente abajo** del criterio especificado en el RG 1.154.

La RG 1.174 provee una guía acerca de cómo defenderse a fondo (toma en cuenta las fallas potenciales de equipos y errores humanos para que puedan aplicarse las medidas preventivas pertinentes) y cómo se mantienen los márgenes de seguridad, y expone cómo la evaluación de riesgo se puede usar para su principal propósito, el determinar el aumento en riesgo y su efecto acumulativo, de tal manera que sea pequeño y no cause que los objetivos de seguridad de la NRC sean excedidos. La frecuencia de falla estimada de las soldaduras

circunferenciales de la BWR RPV está por debajo de la frecuencia de daño aceptable para el núcleo, y un criterio de frecuencia de falla temprana grande (LERF, siglas en inglés) discutida en RG 1.174. Aunque la frecuencia de falla de la soldadura del RPV no pueda ser directamente comparada a la frecuencia de daño del núcleo o fallas tempranas grandes, la US NRC cree que los límites de la frecuencia de falla de la soldadura circunferencial del RPV corresponden al CDF y LERF que puede resultar de una falla de soldadura de la vasija. Con base en lo anterior, se concluye que el propósito del BWRVIP-05, modificado, para la eliminación de las inspecciones de la soldadura circunferencial de la vasija del BWR, es aceptable.

El 18 de Noviembre de 1998 US NRC emite una carta (98-05) para informar que la NRC ha completado la revisión del “BWR Proyecto para Vasija e Internos (BWRVIP), BWR Recomendaciones de Inspección de Soldaduras de la Vasija a Presión del Reactor (BWRVIP-05)”, y que licencias de BWR pueden pedir excensión permanente (es decir, el termino restante de operación bajo la licencia existente, inicial) de los requerimientos de inspección en servicio de 10CFR 50.55a(g) para la inspección volumétrica de las soldaduras circunferenciales de la vasija a presión del reactor.

Los titulares de licencias de BWR pueden pedir permanente (es decir, para el resto del tiempo de operación bajo la vigencia de la licencia inicial) la eliminación de los requerimientos de inspección en servicio de 10 CFR 50.55a(g) para la inspección volumétrica de las soldaduras circunferenciales de la vasija a presión del reactor (Código ASME Sección XI, Tabla IWB-2500-1, Categoría de Examinación B-A, Item 1.11, Soldaduras Circunferenciales de la vasija) demostrando que: (1) a la expiración de la licencia, las soldaduras circunferenciales continuaran satisfaciendo las condiciones límite de probabilidad de falla para soldaduras circunferenciales del **30 de Julio de 1998**, evaluación segura; y (2) los titulares de las licencias tendrán que implementar entrenamiento a los operadores y establecer los procedimientos que limiten la frecuencia de eventos de sobrepresión fría por la cantidad especificada en el equipo de trabajo del **30 de Julio de 1998**, evaluación segura. Los titulares de las licencias todavía necesitarán realizar sus inspecciones requeridas del “**100 %**” de todas las soldaduras axiales.

La **carta genérica, 98-05** de la US NRC no requiere ninguna acción específica o la contestación escrita. Cualquier acción para pedir la eliminación de los requisitos de inspección en servicio de 10 CFR 50.55a(g) para la evaluación volumétrica de las soldaduras circunferenciales de la vasija a presión del reactor, en acuerdo con la guía de ésta carta genérica, es estrictamente voluntaria.

Para las plantas BWR comerciales en los Estados Unidos, fueron fabricadas por cinco compañías: Chicago Bridge and Iron (16 vasijas), Combustion Engineering (10 vasijas), Babcock & Wilcox (9 vasijas), New York Shipbuilding (una vasija) y Hitachi (1 vasija). Las soldaduras circunferenciales y axiales fueron generalmente fabricadas por tres procesos: SMAW, SAW y ESW. Ocho de estas vasijas fueron fabricadas en taller, y ocho completadas en campo. Otras variaciones encontradas en la soldadura de RPV incluyen la geometría de la soldadura autógena, detalles de los procedimientos de reparación de soldadura, detalles de procedimientos en partes posteriores y detalles del revestimiento.

Para simplificar los cálculos de la MFP, los RPV fueron divididos en tres grupos de vasijas basado en las características de fabricación. Para cada grupo de RPV, un "caso de referencia" el cual representa la media de los datos para la vasija en cada grupo.

La Gerencia de Centrales Nucleoeléctricas, cuenta con la Central Laguna Verde, localizada sobre la costa del golfo de México, en el Municipio de Alto Lucero, en el estado de Veracruz, a 70 Km al Noroeste de la ciudad de Veracruz. La Central Laguna Verde, está integrada por dos unidades, cada una con una capacidad de 682 MW; los reactores son tipo Agua Hirviente (BWR-5) y la contención tipo Mark II de ciclo directo.

La Gerencia de Seguridad Nuclear de la Comisión Nacional de Seguridad Nuclear y Salvaguardias (CNSNSG) en su afán de mantenerse a la vanguardia tecnológica, inició en 1998 los primeros estudios en México de éste tipo para el área nuclear, desarrollando un análisis de factibilidad de la aplicación de la Inspección en Servicio Informada en el Riesgo, en la Central Laguna Verde, Unidad-1, para lo cual se ha apoyado con investigadores del grupo Mecánica Fractal de la SEPI-ESIME del Instituto Politécnico Nacional (IPN), dirigido por el Dr. Alexander Balankin. La meta global de éste desarrollo es aplicar nuevos programas de Inspección en Servicio de soldaduras de la vasija de la

Central Nuclear Laguna Verde, basados en Evaluación Informada en el Riesgo, además del entendimiento de los componentes específicos de los mecanismos de degradación, para establecer un programa efectivo de manejo de la integridad de la planta, que mantenga la seguridad de la misma, mientras que al mismo tiempo reduzca la dosis de radiación al personal de mantenimiento, así como el costo de las inspecciones.

OBJETIVOS

Los objetivos del presente trabajo son:

- Evaluar los requerimientos actuales de inspección de soldaduras de vasijas de reactores a presión en Reactores Tipo Agua Hirviente (BWR, siglas en inglés).
- Formular recomendaciones para requerimientos de inspección alternativos.
- Proveer una base técnicamente justificada para los requerimientos recomendados.

La meta principal es el desarrollo de la Metodología y Software realizando el Análisis de Mecánica de Fractura Probabilística de las soldaduras de la vasija del reactor BWR-5, **Unidad-1** de la Central “Laguna Verde” para el desarrollo del nuevo Programa de Inspección en Servicio Informada en el Riesgo.

Los objetivos específicos son los siguientes:

- Desarrollar una **Metodología** del Análisis de Mecánica de la Fractura Probabilística de la vasija del reactor BWR-5 de la Central “Laguna Verde”.
- Adoptar códigos “VISA-II”, originalmente desarrollados para Análisis Probabilístico de las soldaduras de vasija del reactor tipo PWR, serán adoptados para Análisis de Mecánica de Fractura Probabilística de la vasija del reactor BWR-5.
- Realizar el análisis del **estado actual** de las soldaduras de la vasija del reactor de la **Unidad-1** de la Central “Laguna Verde” en base de los datos proporcionados por personal de mantenimiento de la Central.
- Realizar el Análisis de Mecánica de Fractura Probabilística (10^9 simulaciones Monte Carlo) de las soldaduras de la vasija del reactor de la **Unidad-1** de la Central “Laguna Verde”.

- Los resultados de este trabajo permitirán el desarrollo o la implantación de nuevas normas de Inspección de soldaduras de la vasija en Servicio Informada en el Riesgo para la Unidad 1 de la Central “Laguna Verde”.
- La metodología podrá aplicarse para el Análisis de Mecánica de Fractura Probabilística de la vasija de la Unidad-2 de la Central “Laguna Verde”.

Los resultados de las evaluaciones desarrolladas podrán demostrar la inherente seguridad y la integridad de la vasija de la Unidad – 1. Dichos resultados también demostrarán que el número actual de inspecciones en servicio se pueden reducir mientras las metas de seguridad de la NRC sean cubiertas por un margen significativo. Por lo tanto, las inspecciones en servicio podrán ser enfocadas a las soldaduras de la vasija que se consideren más apropiadas, eliminando aquellas que presentan un efecto despreciable en la seguridad de la vasija.

JUSTIFICACIÓN

Durante los últimos años, los requerimientos de Inspección en Servicio para las soldaduras en vasijas a presión nucleares se han incrementado excesivamente. Este aumento significativo en los criterios de inspección ha elevado el número de problemas importantes acerca de la inspección de vasijas a presión de reactores, de tal manera que los objetivos de éste trabajo de Tesis son evaluar los requerimientos actuales de inspección de soldaduras de vasijas de reactores a presión en Reactores Tipo Agua Hirviente (BWR, siglas en ingles), formular recomendaciones para requerimientos de inspección alternativos y proveer una base técnicamente justificada para los requerimientos recomendados.

Los requerimientos de la Sección XI del Código ASME, Calderas y Recipientes a Presión (B&VP) son citados en el Código Federal de Regulaciones de los Estados Unidos para inspección en servicio en vasijas de reactores nucleoelectrónicos comerciales. Específicamente, una regla final [10 CFR 50.55a(g)(6)(ii)(A)] publicada por la Comisión de Regulación Nuclear de los Estados Unidos (US NRC, siglas en ingles) en 1992, exige a los titulares de licencias operativas que realicen inspecciones volumétricas de esencialmente el 100% de las soldaduras de la vasija una vez cada 120 meses.

Las inspecciones en servicio de las soldaduras de la vasija son muy costosas e implican la exposición del personal de mantenimiento a elevadas dosis de radiación ionizante. Además, algunas soldaduras son prácticamente inalcanzables para su inspección, de tal modo que dicha norma no puede cumplirse en su totalidad. Debido a esto, surge la necesidad de desarrollar nuevas normas y programas de inspección que permitan reducir el volumen y el costo de inspecciones, así como la exposición del personal de mantenimiento a dichas radiaciones, sin sacrificar la seguridad de la planta.

Con tal propósito, a finales del año de 1998, la Comisión Reguladora Nuclear de los Estados Unidos (US NRC) a través de la Carta Genérica 98-05 aprueba una alternativa denominada Programa de Inspección en Servicio Informada en el Riesgo. Dicho programa está basado en el análisis de Mecánica de la Fractura Probabilística y permite reducir el volumen de inspecciones de las soldaduras circunferenciales de la vasija de 100% al 2-3%. La aplicación de éste programa implica la reducción de más de la mitad en el costo de inspección y más importante aún la reducción de la dosis de radiación absorbida para el personal de mantenimiento.

Una parte fundamental del presente trabajo será el desarrollo de la Metodología y el programa de cómputo para el Análisis de Mecánica de Fractura Probabilística de las soldaduras de la vasija del reactor BWR-5, Unidad-1 de la Central “Laguna Verde”, para desarrollar el nuevo Programa de Inspección en Servicio Informada en el Riesgo.

METAS

Entre las metas específicas deben destacarse: a) el establecimiento del marco teórico del problema, b) análisis del Software comercial que pueda utilizarse para tal efecto, así como c) identificar las compañías especializadas con experiencia en el análisis de las vasijas de reactores nucleares que utilizan análisis de mecánica de fractura probabilística. Además se planea el análisis del estado actual de las soldaduras de la vasija del reactor BWR-5 de la Unidad-1 de la Central “Laguna Verde”, así como las simulaciones Monte Carlo de las probables fallas en dichas soldaduras con el fin de determinar las soldaduras con mayor

probabilidad de falla y elaborar el programa de inspección en servicio informada en el riesgo.

METODOLOGÍA

Para tal efecto serán analizados el Estado de Arte de dicho Problema, así como el programa de cómputo existente para tal propósito. Al mismo tiempo se identificarán las Compañías extranjeras con experiencia en análisis de Mecánica de la Fractura Probabilística de vasijas de reactores nucleares. Las de más prestigio son: “Structural Reliability Technology” y “Structural Integrity Associates”, ambas de Estados Unidos de Norteamérica.

Dentro de los programas de cómputo para el análisis de mecánica de la fractura probabilística de las soldaduras de la vasija deben destacarse los siguientes:

- 1) FRACTUREgraphic, software comercial desarrollado por “Structural Reliability Technology”.
- 2) CRACKS (siglas en inglés: Code for Reliability Analysis of CraCK Containing Structures), software comercial desarrollado por “Research Centre Karlsruhe”);
- 3) FAVOR (siglas en inglés: Fracture Analysis of Vessel: Oak Ridge), software comercial desarrollado por “Oak Ridge Laboratory”.
- 4) ProFES (siglas en inglés: Probabilistic Finite Element System), software para el análisis de elemento finito probabilístico, software comercial desarrollado por “Applied Research Associates, Inc.”.
- 5) VIPER (siglas en inglés: Vessel Inspection Program Evaluation for Reliability), al software desarrollado por “Structural Integrity Associates”.
- 6) VISA-II (siglas en inglés: Vessel Integrity Simulation Análisis), software desarrollado por “Pacific Northwest Laboratory” y certificado por “U.S. Regulatory Commission” .

Se eligió el programa VISA-II desarrollado para el Análisis de Mecánica de la Fractura Probabilística de las vasijas del reactor tipo PWR (Reactor de Agua a Presión) y certificada por U.S. Nuclear Regulatory Comisión. En base a éste programa será desarrollado el nuevo

programa de cómputo para Análisis de Mecánica de la Fractura Probabilística de la vasija del reactor BWR-5 instalada en la Central “Laguna Verde”. Este será validado comparando los resultados de las simulaciones con resultados publicados y validados por “U.S. Regulatory Commission”. Al mismo tiempo será el análisis del estado actual de las soldaduras de la vasija del reactor de la Unidad-1 de la Central “Laguna Verde”.

Finalmente se la evaluará la vasija del reactor BWR-5 mediante el Análisis de Mecánica de la Fractura Probabilística (10^9 simulaciones Monte Carlo) de las soldaduras de la vasija del reactor de la Unidad-1 de la Central “Laguna Verde”.

REPORTE TÉCNICO FINAL

1. RESUMEN

Los objetivos de este proyecto son: evaluar los requerimientos actuales de inspección de soldaduras de vasijas de reactores a presión en Reactores Tipo Agua Hirviente (BWR, siglas en ingles), formular recomendaciones para requerimientos de inspección alternativos y proveer una base técnicamente justificada para los requerimientos recomendados.

El resultado principal de este Proyecto es el desarrollo de la Metodología y Software *CNSNSGpc* (*adaptación de Códigos VISA-II, originalmente desarrollados para análisis de las vasijas de reactores PWR*) para *Análisis de Mecánica de Fractura Probabilística* de las soldaduras de la vasija del reactor BWR-5.

El Análisis de Mecánica de la Fractura Probabilística realizado para la Unidad 1 de la Central “Laguna Verde” ha demostrado que la aplicación de las técnicas informadas en riesgo, permiten reducir el alcance de las inspecciones de las soldaduras de la vasija Unidad 1, hasta un 80% del programa de inspección en servicio actual, sin sacrificar seguridad. Este resultado justifica la aprobación de nuevas normas de la inspección de soldaduras de la vasija en servicio basada en el riesgo.

La metodología desarrollada permite evaluar los resultados que la compañía “*Structural Integrity Associates*” debe presentar a la *Comisión Federal de Electricidad* en enero del 2001. Cualquier diferencia entre los resultados del presente estudio y los resultados obtenidos por la compañía “Structural Integrity Associates” deben aclararse antes de la aprobación del nuevo programa de inspección en servicio informada en riesgo.

Los resultados de este proyecto justifican la aprobación de nuevas normas de *Inspección de soldaduras de la vasija en Servicio Informada en el Riesgo* para la Unidad 1 de la Central “Laguna Verde”. Además, la metodología desarrollada puede aplicarse para el Análisis de Mecánica de Fractura Probabilística de la vasija de la Unidad 2 de la Central “Laguna Verde”.

REPORTE TÉCNICO FINAL

2. Objetivos y Alcances

Los objetivos de este proyecto son: evaluar los requerimientos actuales de inspección de soldaduras de vasijas de reactores a presión en Reactores Tipo Agua Hirviente (BWR, siglas en ingles), formular recomendaciones para requerimientos de inspección alternativos; y proveer una base técnicamente justificada para los requerimientos recomendados.

La meta principal de este Proyecto fue el desarrollo de la **Metodología** y **Software** realizando el *Análisis de Mecánica de Fractura Probabilística* de las soldaduras de la vasija del reactor BWR-5, Unidad-1 de la Central “Laguna Verde” para el desarrollo del **nuevo Programa de Inspección en Servicio Informada en el Riesgo**.

Los objetivos han sido cumplidos plenamente obteniendo los siguientes resultados:

- Ha sido desarrollada la Metodología del *Análisis de Mecánica de la Fractura Probabilística* de la vasija del reactor BWR-5 de la Central “Laguna Verde”.
- Códigos “VISA-II”, originalmente desarrollados para Análisis Probabilístico de las soldaduras de vasija del reactor tipo PWR, ha sido adoptados para *Análisis de Mecánica de Fractura Probabilística* de la vasija del reactor BWR-5, renombrados como Software CNSNSGpc.
- Se hizo el análisis del estado actual de las soldaduras de la vasija del reactor de la Unidad-1 de la Central “Laguna Verde” en base de los datos proporcionados por personal de mantenimiento de la Centra.
- Se realizó el *Análisis de Mecánica de Fractura Probabilística (10⁹ simulaciones Monte Carlo)* de las soldaduras de la vasija del reactor de la Unidad-1 de la Central “Laguna Verde”.
- Los resultados de este proyecto permiten la aprobación de nuevas normas de *Inspección de soldaduras de la vasija en Servicio Informada en el Riesgo* para la Unidad 1 de la Central “Laguna Verde”.
- La metodología desarrollada puede aplicarse para el Análisis de Mecánica de Fractura Probabilística de la vasija de la Unidad-2 de la Central “Laguna Verde”.

Los resultados de las evaluaciones desarrolladas en este proyecto demostraron la inherente seguridad y la integridad de la vasija de la Unidad – 1. Dichos resultados también demuestran que el número actual de inspecciones en servicio requeridas puede ser reducidas mientras las metas de seguridad de la NRC sean cubiertas por un margen significativo. Por lo tanto, las inspecciones en servicio podrán ser enfocadas a las soldaduras de la vasija que se consideren más apropiadas, eliminando las inspecciones que presentan un efecto despreciable en la seguridad de la vasija.

REPORTE TÉCNICO FINAL

3. Resumen Ejecutivo

Durante los últimos años, los requerimientos de Inspección en Servicio (ISI, siglas en ingles) para las soldaduras en vasijas a presión nucleares se han incrementado excesivamente. Este aumento significativo en los criterios de inspección han elevado el número de problemas importantes acerca de la inspección de vasijas a presión de reactores. Los objetivos de este proyecto son evaluar los requerimientos actuales de inspección de soldaduras de vasijas de reactores a presión en Reactores Tipo Agua Hirviente (BWR, siglas en ingles), formular recomendaciones para requerimientos de inspección alternativos y proveer una base técnicamente justificada para los requerimientos recomendados.

3.1 Antecedentes

Eventos en 1993 y 1994 confirmaron que el Agrietamiento Intergranular por Corrosión Bajo Esfuerzo (IGSCC, siglas en ingles) es un problema significativo para los internos de un reactor BWR. Ejecutivos de US BWR formaron el BWRVIP en Junio de 1994, para dirigir sus estudios en temas relacionados con la integridad del servicio relacionado con la degradación de los internos de la vasija.

Los requerimientos de la Sección XI del Código ASME, *Calderas y Recipientes a Presión (B&VP)* son citados en el *Código Federal de Regulaciones de los Estados Unidos* para inspección en servicio (ISI, siglas en ingles) en vasijas de reactores nucleoelectrónicos comerciales. Específicamente, una regla final [10 CFR 50.55a(g)(6)(ii)(A)] publicada por la Comisión de Regulación Nuclear de los Estados Unidos (US NRC, siglas en ingles) en **1992**, ésta exige a los titulares de licencia que realicen inspecciones volumétricas de **esencialmente el 100% de las soldaduras de la vasija** una vez cada **120 meses**.

Las inspecciones en servicio de las soldaduras de la vasija son muy costosas e implican la exposición del personal de mantenimiento a elevadas dosis de radiación ionizante. Además, algunas soldaduras son prácticamente inalcanzables para su inspección, de tal modo que dicha norma no puede cumplirse en su totalidad en la vida real. Debido a esto, surge la necesidad de desarrollar nuevas normas y programas de inspección que permitan reducir el volumen y el costo de inspecciones, así como la exposición del personal de mantenimiento a las radiaciones ionizantes, sin sacrificar la seguridad de la planta.

REPORTE TÉCNICO FINAL

Con tal propósito, a finales del año de **1998** la *Comisión Reguladora Nuclear de los Estados Unidos* (US NRC) a través de la *Carta Genérica 98-05* aprueba una alternativa denominada *Programa de Inspección en Servicio Informada en el Riesgo*. Dicho programa está basado en el análisis de Mecánica de la Fractura Probabilística y permite **reducir el volumen de inspecciones de las soldaduras circunferenciales de la vasija de 100% al 2-3%**. La aplicación de este programa implica la reducción de **más de la mitad en el costo de inspección** y más importante aún la reducción de la **dosis de radiación absorbida** para el personal de mantenimiento.

- Para desarrollar el *Programa de Inspección en Servicio Informada en el Riesgo* para la Central Laguna Verde U-1, actualmente la **Comisión Federal de Electricidad** contrató a la Compañía “**Structural Integrity Associates**” para hacer el análisis de Mecánica de la Fractura Probabilística de la vasija del reactor de la Unidad-1. Dicho análisis debe ser entregado a la *Comisión Federal de Electricidad* en enero de 2001, esto con el fin de justificar el nuevo *Programa de Inspección en Servicio Informada en el Riesgo* para la vasija de la Unidad-1 antes de su recarga programada en marzo de 2001.
- Por otro lado, la Gerencia de Seguridad Nuclear de la *Comisión Nacional de Seguridad Nuclear y Salvaguardias* (CNSNS) formó un grupo, dirigido por el **Dr. Alexander BALANKIN** para realizar el propio estudio del problema, con el fin de aprobar las *nuevas normas de Inspección en Servicio Informada en el Riesgo de soldaduras de la vasija*.

3.2. Planeación del proyecto

Los objetivos de este proyecto son: evaluar los requerimientos actuales de inspección de soldaduras de vasijas de reactores a presión en Reactores Tipo Agua Hirviente (BWR-5), formular recomendaciones para requerimientos de inspección alternativos y proveer una base técnicamente justificada para los requerimientos recomendados.

Una parte fundamental de los objetivos fue el desarrollo de la **Metodología** y **Software** para el *Análisis de Mecánica de Fractura Probabilística* de las soldaduras de la vasija del reactor

REPORTE TÉCNICO FINAL

BWR-5, Unidad-1 de la Central “Laguna Verde”, para desarrollar el nuevo **Programa de Inspección en Servicio Informada en el Riesgo**.

Entre las metas específicas de este proyecto deben destacarse: a) el establecimiento del marco teórico del problema, b) análisis del Software comercial que pueda utilizarse para tal efecto, así como c) identificar las compañías especializadas con experiencia en el análisis de las vasijas de reactores nucleares que utilizan análisis de mecánica de fractura probabilística.

Además se planeo: el análisis del estado actual de las soldaduras de la vasija del reactor BWR-5 de la Unidad-1 de la Central “Laguna Verde”, así como las simulaciones *Monte Carlo* de las probables fallas en dichas soldaduras con el fin de determinar las soldaduras con mayor probabilidad de falla y elaborar el programa de inspección en servicio informada en el riesgo.

3.3. Desarrollo del proyecto

Con tal efecto han sido analizados el Estado de Arte de dicho Problema (ver **Reporte Técnico No. 1**), así como el Software existente para tal propósito (ver **Reporte Técnico No. 2**). Al mismo tiempo se identificaron las Compañías extranjeras con experiencia en análisis de mecánica de la fractura probabilística de vasijas de reactores nucleares. Las de más prestigio son: “*Structural Reliability Technology*” y “*Structural Integrity Associates*”, ambas de Estados Unidos de Norteamérica (ver **Reporte Técnico No. 2**). La última fue contratada por la *Comisión Federal de Electricidad* para hacer el análisis de la vasija del reactor de la Unidad-1 de la Central “Laguna Verde”.

Dentro de los Softwares para el análisis de mecánica de la fractura probabilística de las soldaduras de la vasija deben destacarse los siguientes programas de computo:

- 1) FRACTUREgraphic, software comercial desarrollado por “*Structural Reliability Technology*”.
- 2) CRACKS (siglas en inglés: **C**ode for **R**eliability **A**nalysis of **C**ra**CK** **C**ontaining **S**tructures), software comercial desarrollado por “*Research Centre Karlsruhe*”;
- 3) FAVOR (siglas en inglés: **F**racture **A**nálisis of **V**essel: **O**ak **R**idge), software comercial desarrollado por “*Oak Ridge Laboratory*”.

REPORTE TÉCNICO FINAL

- 4) ProFES (siglas en ingles: **P**robabilistic **F**inite **E**lement **S**ystem), software para el análisis de elemento finito probabilístico, software comercial desarrollado por “*Applied Research Associates, Inc.*”.
- 5) VIPER (siglas en ingles: **V**essel **I**nspection **P**rogram **E**valuation for **R**eliability), al software desarrollado por “*Structural Integrity Associates*”.
- 6) VISA-II (siglas en ingles: **V**essel **I**ntegrity **S**imulation **A**nálisis), software desarrollado por “*Pacific Northwest Laboratory*” y certificado por “*U.S. Regulatory Commission*”.

Elegimos el programa VISA-II desarrollado para el análisis de mecánica de la fractura probabilística de las vasijas del reactor tipo PWR y certificada por U.S. Nuclear Regulatory Comisión. En base de este programa ha sido desarrollado el nuevo software para análisis de mecánica de la fractura probabilística de la vasija del reactor BWR-5 instalada en la Central “Laguna Verde” (ver [Reporte Técnico No. 3](#)).

El nuevo Software (Códigos CNSNSGpc) ha sido validado comparando los resultados de simulaciones con resultados publicados y validados por “*U.S. Regulatory Commission*” (ver [Reporte Técnico No. 3](#)).

Al mismo tiempo se hizo el análisis del estado actual de las soldaduras de la vasija del reactor de la Unidad-1 de la Central “Laguna Verde” (ver Reporte Técnico Final) y se elaboro la Metodología de *Análisis de Mecánica de la Fractura Probabilística* de la vasija del reactor BWR-5 de la Central “Laguna Verde” (ver [Reporte Técnico No. 3](#)).

Finalmente desarrollamos la Metodología de Análisis de Mecánica de la Fractura Probabilística para evaluación de la vasija del reactor BWR-5 y se realizo el *Análisis de Mecánica de la Fractura Probabilística (10⁹ simulaciones Monte Carlo)* de las soldaduras de la vasija del reactor de la Unidad-1 de la Central “Laguna Verde” (ver [Reporte Técnico Final](#)).

La metodología desarrollada permite evaluar los resultados que la compañía “*Structural Integrity Associates*” debe presentar a la *Comisión Federal de Electricidad* en enero del 2001.

REPORTE TÉCNICO FINAL

3.4. Resultados

Como resultado de este proyecto se ha establecido el marco teórico del Análisis de Mecánica de la Fractura Probabilística de las soldaduras de las vasijas del reactor BWR-5.

En este base:

- Ha sido desarrollada la Metodología del *Análisis de Mecánica de la Fractura Probabilística* de la vasija del reactor BWR-5 de la Central “Laguna Verde”.
- Códigos “VISA-II”, originalmente desarrollados para Análisis Probabilístico de las soldaduras de vasija del reactor tipo PWR, ha sido adoptados para *Análisis de Mecánica de Fractura Probabilística* de la vasija del reactor BWR-5, renombrados como Software CNSNSGpc.
- Se hizo el análisis del estado actual de las soldaduras de la vasija del reactor de la Unidad-1 de la Central “Laguna Verde”.
- Se realizó el *Análisis de Mecánica de Fractura Probabilística (10⁹ simulaciones Monte Carlo)* de las soldaduras de la vasija del reactor de la Unidad-1 de la Central “Laguna Verde”. En base de este se determinó que la probabilidad de falla de soldaduras de la vasija del reactor Unidad-1 es del orden de 10^{-5} para las soldaduras longitudinales y del orden 10^{-7} para las soldaduras circunferenciales.

Se determinó que la mayor probabilidad de falla ($3 \cdot 10^{-5}$) se presenta en las soldaduras longitudinales “BB”, “BA”, “BE”, y “BF” entre las placas que forman los **Anillos 1 y 2** de la vasija, debido a la elevada fluencia de neutrones rápidos en las superficies de estos anillos, los cuales se encuentran al nivel del envolvente de núcleo.

- Las fallas de las soldaduras circunferenciales normalmente inician en los cruces de las soldaduras longitudinales y circunferenciales.

3.5. Conclusiones y Recomendaciones

El objetivo principal de este Proyecto fue el desarrollo de la Metodología y Software para *Análisis de Mecánica de la Fractura Probabilística* de las soldaduras de la vasija del reactor BWR-5, Unidad-1 de la Central “Laguna Verde” para el desarrollo del nuevo *Programa de Inspección en Servicio Informada en el Riesgo*. Este objetivo ha sido cumplido plenamente

REPORTE TÉCNICO FINAL

Los resultados de las evaluaciones desarrolladas en este proyecto demostraron la inherente seguridad y la integridad de la vasija de la Unidad – 1. Dichos resultados también demuestran que el número actual de inspecciones en servicio requeridas puede ser reducido mientras las metas de seguridad de la NRC sean cubiertas por un margen significativo. Por lo tanto, las inspecciones en servicio podrán ser enfocadas a las soldaduras de la vasija que se consideren más apropiadas, eliminando las inspecciones que presentan un efecto despreciable en la seguridad de la vasija.

El Análisis de Mecánica de Fractura Probabilística realizado para la Unidad 1 de la Central “Laguna Verde” ha demostrado que la aplicación de las técnicas informadas en riesgo, permiten reducir el alcance de las inspecciones de las soldaduras de la vasija Unidad 1, hasta un 80% del programa de inspección en servicio actual, sin sacrificar seguridad. Este resultado justifica la aprobación de nuevas normas de inspección de soldaduras de la vasija en servicio.

En base de este análisis, recomendamos inspección de **100 % de los cruces entre soldaduras circunferenciales y longitudinales**, así como la soldadura “**AB**” entre los Anillos 1 y 2 y **50 % de soldaduras longitudinales**, esencialmente entre las placas de los Anillos 1 y 2.

La metodología desarrollada permite evaluar los resultados que la compañía “*Structural Integrity Associates*” debe presentar a la *Comisión Federal de Electricidad* en enero del 2001. Cualquier diferencia entre los resultados del presente estudio y los resultados obtenidos por la compañía “Structural Integrity Associates” debe aclararse antes de la aprobación del nuevo programa de inspección en servicio informada en riesgo.

Los resultados de este proyecto justifican la aprobación de nuevas normas de Inspección de soldaduras de la vasija en Servicio Informada en el Riesgo para la Unidad 1 de la Central “Laguna Verde”.

Además, la metodología desarrollada puede aplicarse para Análisis de Mecánica de Fractura Probabilística de la vasija de la Unidad 2 de la Central “Laguna Verde”.

CAPÍTULO 1

ESTADO DEL ARTE DE LAS SOLDADURAS DE LAS VASIJAS DE LOS REACTORES BWR-5

1.1. ANTECEDENTES

Los reactores Tipo Agua Hirviente (BWR, siglas en inglés) fueron originalmente desarrollados por *Allis-Chambers* y *General Electric* (GE). El diseño de GE se ha mantenido, mientras que todas las unidades *Allis-Chambers* han sido cerradas. La primer planta comercial GE US fue para *Humboldt Bay* (cerca de *Eureka*) en California. Otros proveedores de diseños de BWR alrededor del mundo incluyen a: *ASEA-Atom*, *Kraftwerk Unio* y *Hitachi*. Actualmente, los reactores BWR trabajan en Finlandia, Alemania, Los Países Bajos, Suecia, España, India, Japón, Suiza, Taiwán, y México.

La Gerencia de Centrales Nucleoeléctricas, cuenta con la Central *Laguna Verde*, localizada sobre la costa del Golfo de México, en el *Municipio de Alto Lucero*, en el estado de Veracruz, a 70 km al Noroeste de la Ciudad de Veracruz. La Central *Laguna Verde*, está integrada por dos unidades, cada una con una capacidad de 682 MW; los reactores son tipo Agua Hirviente (BWR-5) y la contención tipo Mark II de ciclo directo. El Sistema Nuclear de Suministro de Vapor (NSSS, siglas en inglés) fue construido por *General Electric Co.* y el turbogenerador por *Mitsubishi Heavy Industries*.

En julio de 1990, la Unidad 1 inició sus actividades de operación comercial, y generando más de 42 millones de MWh, con una disponibilidad del 85% y un factor de capacidad del 80.25%. Posteriormente, el 10 de abril de 1995, la Unidad 2, inició sus actividades de operación comercial; con una producción superior a 22.6 millones de MWh, siendo el factor de disponibilidad del 85% y 87.86% de capacidad. Ambas unidades presentan el 4.1% de potencia real instalada del Sistema Eléctrico Nacional, y su contribución a la generación es del 7%.

El edificio del Reactor con dimensiones de 42x40 m de base y de 74 m de altura, se divide en dos secciones: Contenedor Primario donde se ubica la vasija del reactor y el

Contenedor Secundario. El Contenedor Secundario está construido con paredes de concreto de 0.5 m de espesor subdividido en 8 niveles o pisos, estando en la cota 49.90 el piso superior o de recarga de combustible. En este último se encuentran las albercas de combustible nuevo y gastado, y la cavidad del reactor. Los equipos necesarios para la introducción y extracción de los elementos de combustibles, también están ubicados en dicho nivel. Cabe resaltar que la contención secundaria siempre se mantiene a una presión menor a la exterior, lo que impide en todo momento la salida de gases si esto se presentara. El Contenedor Primario tiene la estructura cilíndrica-cónica constituida con paredes de concreto de 1.5 m de espesor. La parte interna de esta estructura está recubierta con una placa de acero de 6 mm de espesor asimismo, la contención primaria se divide en dos partes; la parte superior llamada *Pozo Seco* que contiene fundamentalmente a la *Vasija del Reactor*, las tuberías de los sistemas de vapor principal, agua de alimentación de recirculación; además de los sistemas auxiliares, controles e instrumentación necesarios de acuerdo con el diseño. La parte inferior llamada *Alberca de Supresión de Presión*, se utiliza para aliviar excesos de presión en la vasija y tuberías del sistema de vapor principal.

La vasija del reactor, conjuntamente con sus componentes internos, constituyen una parte esencial del ciclo agua-vapor de la Central, debido a que contiene y soporta al núcleo; además es donde se lleva a cabo la reacción nuclear controlada, para poder realizar la conversión de energía nuclear en térmica. Este conjunto es el enlace entre los diferentes sistemas de la Central y constituye parte de lo que se considera el *Sistema de Suministro de Vapor Nuclear*.

El reactor BWR permite que un volumen de agua hierva en el reactor. La temperatura de operación del reactor es aproximadamente 575° F (320°C), produciendo vapor a una presión alrededor de 1250 psi (88 kg/cm²). Eventos en 1993 y 1994 confirmaron que el *Agrietamiento Intergranular por Corrosión Bajo Esfuerzo* (IGSCC, siglas en inglés) es un problema significativo para los componentes de un reactor BWR. Ejecutivos de US BWR formaron el BWRVIP (Vasijas de Reactores de Agua Hirviente y Proyectos Internos) en Junio de 1994, para dirigir sus estudios en temas relacionados con la integridad del servicio relacionado con la degradación de los componentes de vasija.

Durante los últimos años, los requerimientos de inspección en-servicio (ISI, siglas en inglés) para las soldaduras en vasijas nucleares a presión se han incrementado excesivamente (ver Tabla 1.1). Este aumento significativo en los criterios de inspección ha elevado el número de problemas importantes acerca de la inspección de vasijas a presión.

Tabla 1.1. Requerimiento de Sección XI para inspecciones de las soldaduras de la vasija del reactor BWR en servicio. [1]

Código aplicable (Año y Addenda)	Excensión y Frecuencia de Inspección para Las soldaduras de la vasija del reactor
1970 a invierno de 1975	10% de soldaduras longitudinales (axiales) y 5% de soldaduras circunferenciales cada intervalo. Para la región a nivel del núcleo, incrementar a 50% para las áreas que reciben una alta fluencia de neutrones.
Invierno 1975 a invierno de 1982	100% de todas las soldaduras de la vasija en el primer intervalo. Para intervalos sucesivos: 100% de una soldadura longitudinal (axial) y una circunferencial en la región nivel núcleo.
Invierno 1982 a invierno de 1988	Ningún cambio para este intervalo. Para sucesivos intervalos: 100% de una soldadura a nivel del núcleo.
Invierno de 1988	100% de todas soldaduras cada intervalo

Nota: En adición a todas las soldaduras inspeccionadas anteriormente, 100% de la inspección de las soldaduras en los cruces fueron requeridos en cada intervalo de 1970 hasta el invierno de 1988.

1.2. RETROSPECTIVA HISTÓRICA DE LAS VASIJAS DE LOS REACTORES BWR-5 (UNIDADES 1 Y 2) DE LA CENTRAL NUCLEOELÉCTRICA “LAGUNA VERDE”

Los requerimientos de inspección para vasijas a presión de reactores tienen su origen en la Sección XI del Código de la *Sociedad Americana de Ingenieros Mecánicos* (ASME), “*Reglas para Inspección de Componentes de Plantas Nucleares*”. Antes de la Addenda del invierno de 1975 de la Sección XI del Código ASME, las inspecciones en las regiones que no están a nivel del núcleo fueron solamente requeridos en un 10% de la longitud soldada, en soldaduras longitudinales y meridionales, y el 5% en las soldaduras circunferenciales. Para soldaduras de la región a nivel del núcleo, el porcentaje fue incrementado al 50% en áreas que reciben una alta fluencia de electrones. A partir de la Addenda de 1975, las inspecciones fueron solicitadas en todas las *Categorías de Examinación B-A* de las soldaduras de la vasija durante el primer intervalo, pero en intervalos sucesivos, las inspecciones fueron limitadas a una soldadura longitudinal y una circunferencial en la región a nivel del núcleo. En la *Addenda del Invierno de 1982*, estos criterios fueron modificados ligeramente, de tal manera que el requerimiento para intervalos de inspecciones sucesivas disminuye a solamente una soldadura de la región a nivel del núcleo. Este criterio permaneció sin cambio hasta la *Addenda de 1998* de la Sección XI del Código ASME cuando fueron revisados al ser requeridas inspecciones en todas las soldaduras en cada intervalo.

Como se publicó en Agosto de 1992, el *Registro Federal* bajo información suplementaria con respecto a la regla final, la posición de la US NRC (Comisión Reguladora Nuclear de los Estados Unidos) con respecto al aumento de la examinación de las soldaduras de la vasija de un reactor la cual está fundamentada en las tres siguientes preocupaciones:

1. Una fragilización que proviene de la irradiación observada de materiales probados, los resultados muestran que ciertos materiales de la vasija del reactor presentan un daño mayor por radiación que el esperado.
2. Datos operacionales indican que el agrietamiento por *Corrosión Bajo Esfuerzos* (SCC, siglas en ingles), de vasijas de reactores BWR es más probable de lo que previamente se había pronosticado.

3. Una preocupación significativa con respecto al agrietamiento inducido en servicio que ha ocurrido en vasijas grandes (por ejemplo, presurizadores, generadores de vapor) diseñados y fabricados de acuerdo al *Código ASME*.

Las preocupaciones expresadas por la NRC se relacionan a datos específicos que no son necesariamente aplicables a los reactores de BWR, o que pueden no ser resueltos mediante el incremento del alcance de las inspecciones de las soldaduras de la vasija. El agrietamiento significativo inducido en servicio, el cual ha ocurrido en vasijas grandes a presión diseñadas y fabricadas de acuerdo al *Código ASME*, se ha **limitado a reactores de agua a presión PWR. Ningún caso de agrietamiento significativo en servicio de vasijas a presión de reactores BWR de material de baja aleación ha sido identificado.**

Los requerimientos en la Sección XI del *Código ASME, Calderas y Recipientes a Presión (B&VP)* se citan en el *Código Federal de Regulaciones de los Estados Unidos* para inspección de vasijas de reactores nucleoelectrónicos comerciales. Específicamente, una regla final [10 CFR 50.55a(g)(6)(ii)(A)] fue publicada por la *Comisión de Regulación Nuclear de los Estados Unidos (US-NRC)* en 1992. Esta exige a los titulares de licencia que realicen inspecciones volumétricas de **esencialmente el 100%** de las soldaduras de la RPV, **sobre una base expedita**. Esto último significa que es durante el periodo de inspección cuando la regla fue publicada o durante el primer periodo del siguiente intervalo de inspección. **“Esencialmente 100%”** significa que **al menos el 90%** del volumen de las soldaduras debe revisarse cuando el acceso completo esta impedido por interferencias.

Para algunas plantas BWR, la inspección no puede ser aplicada al 100% de las soldaduras de la vasija debido a las restricciones de accesibilidad e interferencia de componentes. En casos de accesibilidad limitada, *10FR50.55a* permite acreditar la inspección al menos el 90% del volumen de cada soldadura. Desgraciadamente, el volumen excesivo de inspección es muy difícil de realizar en la práctica.

En respuesta a esta regla en 1992, *Vasijas de Reactores Tipo Agua Hirviente y Proyectos Internos* (BWRVIP, siglas en inglés), sometió un reporte a la US-NRC donde propone una revisión al alcance de las inspecciones de soldadura de la vasija para plantas BWR. La propuesta de BWRVIP podría reducir el alcance de las inspecciones de esencialmente el 100% de las soldaduras de la vasija BWR al **100% de soldaduras longitudinales y 0% de soldaduras circunferenciales**, con excepción de las **intersecciones de las soldaduras longitudinales y circunferenciales**. Aproximadamente del **2 - 3 %** de las soldaduras circunferenciales deberán ser inspeccionadas bajo esta propuesta. Las bases técnicas para la propuesta BWRVIP son proporcionadas por resultados de la Mecánica de Fractura Probabilística (MFP), dirigiendo el cambio en la probabilidad de falla de la RPV, con y sin inspección en servicio.

De acuerdo a la carta fechada el 28 de Septiembre de 1995, complementada por las cartas del 24 de Junio y 29 de Octubre de 1996; 16 de Mayo, 4 de Junio, 13 de Junio y 18 de Diciembre de 1997; y del 13 de Enero de 1998; el BWRVIP sometió al *Electric Power Research Institute* (EPRI) el reporte TR-105697, “**Proyecto para Vasija e Internos BWR (BWRVIP), Recomendaciones de Inspección de Soldaduras de la Vasija a Presión del Reactor BWR (BWRVIP-05)**”. El reporte BWRVIP-05 evalúa los actuales requerimientos de inspección para las soldaduras de la vasija a presión del reactor BWR, manifiesta recomendaciones para requerimientos alternativos de inspección, y provee la base técnica para esos requerimientos. Este inicialmente propuso reducir el alcance de inspecciones de las soldaduras en la vasija a presión del reactor BWR del 100 por ciento de todas las soldaduras de la vasija al 50 por-ciento de las soldaduras axiales y al cero por ciento de las soldaduras circunferenciales; sin embargo, como se modificó, éste propone desarrollar **inspecciones en servicio** (ISI, siglas en ingles: *In-Service Inspections*) en el 100 por ciento de las soldaduras longitudinales de la vasija, y esencialmente el cero por ciento de las soldaduras circunferenciales de la vasija, con excepción de las intersecciones de las soldaduras longitudinales y circunferenciales. Aproximadamente del 2-3 % de las soldaduras circunferenciales serán inspeccionadas bajo esta propuesta.

El **7 de Agosto de 1997**, la NRC emitió información en el aviso (IN, *Information Notice*) 97-63, “*Estado del equipo de trabajo de la NRC de revisión del BWRVIP-05*”, con respecto a las peticiones de licencia para excensión. IN 97-63 declara que la NRC podrá “...considerar peticiones técnicamente-justificadas para reducir del aumento de examinación en acuerdo con 10 CFR 50.55a(a)(3)(ii) y 50.55a(g)(6)(ii)A(5) de licencias de BWR, las cuales están programadas a desarrollar inspecciones de las soldaduras circunferenciales del BWR RPV durante el otoño de 1997 o primavera de 1998, en los paros. La US NRC emitió la reducción de inspección de soldaduras circunferenciales del BWR RPV durante los paros del otoño de 1997 para cuatro unidades que sometieron requerimientos técnicamente-justificados, y emitió excensiones para dos unidades durante el periodo de paro en la primavera de 1998”.

El **7 de Mayo de 1998**, la US NRC emitió el *Suplemento 1, del IN 97-63*, el cual informaba a los titulares de licencias de BWR que la NRC extendía el periodo en el cual ésta podría “...considerar peticiones técnicamente justificadas para evitar el aumento de examinaciones en acuerdo con 10 CFR 50.55a(a)(3)(i), 50.55a(a)(3)(ii), y 50.55a(g)(6)(ii)A(5) de licencias BWR, las cuales están programadas a inspecciones de las soldaduras circunferenciales de BWR RPV durante los paros del otoño de 1998 o primavera de 1999. Estas excensiones están justificadas aceptablemente, sería considerado para el retraso de inspección a dos ciclos de operación sólo para soldaduras circunferenciales del BWR RPV. Los titulares de las licencias tendrán que realizar las inspecciones requeridas de “esencialmente el 100 porciento de las soldaduras axiales”.

El equipo de trabajo previamente concluye que más allá de los eventos base de diseño que ocurren durante el paro de la planta, puede presentarse eventos de sobre presión fría que pueden cambiar la integridad de la vasija. La respuesta de la industria concluye que la condensación y las bombas de las barras de control podrían causar condiciones que podrían llevar a eventos de sobre presión fría. El BWRVIP estima que la frecuencia de eventos de sobre presurización, que pueden cambiar la integridad del RPV, es $9.5 \times 10^{-4}/\text{año}$ para BWR-4 y $9 \times 10^{-4}/\text{año}$ para otros. Después de considerar las recargas actuales, las cuales no fueron incluidas en el análisis del BWRVIP, el staff de la NRC conservativamente estima que la frecuencia total puede ser tan alta como $1 \times 10^{-3}/\text{año}$ (una estimación puntal).

La revisión inicial a la industria determinó que la frecuencia de fallas de soldaduras circunferenciales fue $2.2 \times 10^{-41}/\text{año}$. Esta frecuencia fue determinada utilizando pruebas importantes, variables genéricas de soldaduras y eventos base de diseño. Análisis subsecuentes utilizando el método de “*Monte Carlo*”, variables específicas de soldaduras en planta, presiones y temperaturas asociadas con eventos de sobre presión fría, determinó que para una planta en particular la probabilidad condicional específica de falla de la vasija, P(F/E), para soldaduras circunferenciales para **32 años de generación de energía (32 EFPY**, siglas en inglés) fue de 1×10^{-6} del re-análisis del BWRVIP y 8.2×10^{-5} del análisis de la US NRC. Combinando la frecuencia de los eventos de la sobre presión fría con el P(F/E), la frecuencia de falla del BWRVIP para las soldaduras circunferenciales fue $9.0 \times 10^{-10}/\text{año}$ [$9 \times 10^{-4}/\text{año}$ frecuencia de evento para un BWR-3) x (1.0×10^{-6} probabilidad de falla condicional)]. La frecuencia de falla para una planta específica para soldaduras circunferenciales para 32 EFPY fue determinada por la US NRC como $8.2 \times 10^{-8}/\text{año}$ [$(1 \times 10^{-3}/\text{año}$ frecuencia del evento) x (8.2×10^{-5} P(F/E))]. Como se describe en *NUREG 1560, Vol. I*, la *frecuencia de daño del núcleo* (CDF, siglas en inglés) para plantas BWR fueron reportados ser aproximadamente $10^{-7}/\text{año}$ a $10^{-4}/\text{año}$. En adición, la *Guía Reguladora* (RG) 1.154 indica que las plantas PWR son **aceptables para operación** si los análisis de planta específicos predicen la frecuencia media de penetración de grietas pasantes, para eventos de choque térmico presurizado menor que $5 \times 10^{-5}/\text{año}$. La frecuencia de falla de soldaduras circunferenciales en vasijas BWR está **significativamente abajo** del criterio especificado en el *RG 1.154*.

La *RG 1.174* provee una guía acerca de cómo defenderse a fondo (toma en cuenta las fallas potenciales de equipos y errores humanos para que puedan aplicarse las medidas preventivas pertinentes) y como los márgenes de seguridad son mantenidos, y expone cómo la evaluación de riesgo puede ser usada para su propósito principal el determinar el aumento en riesgo y su efecto acumulativo, de tal manera que sea pequeño y no cause que los objetivos de seguridad de la NRC sean excedidos. La frecuencia de falla estimada de las soldaduras circunferenciales de la BWR RPV está por debajo de la frecuencia de daño aceptable para el núcleo, y un criterio de *frecuencia de la descarga temprana grande* (LERF, siglas en inglés) discutido en *RG 1.174*. Aunque la frecuencia de falla de la soldadura del RPV no pueda ser

directamente comparada a la frecuencia de daño del núcleo o descargas tempranas grandes, la US NRC cree que los límites de la frecuencia de falla de la soldadura circunferencial del RPV corresponden al CDF y LERF que puede resultar de una falla de soldadura de la vasija. En las bases anteriores, el equipo de trabajo concluye que el propósito del BWRVIP-05, modificado, para la eliminación de las inspecciones de la soldadura circunferencial de la vasija del BWR, es aceptable.

El **18 de Noviembre de 1998** la US NRC emite la carta (98-05) para informar que el equipo de trabajo de la NRC ha completado la revisión del “*Proyecto para Vasija e Internos BWR (BWRVIP), Recomendaciones de Inspección de Soldaduras de la Vasija a Presión del Reactor BWR (BWRVIP-05)*”, y qué licencias de BWR pueden pedir excensión permanente (es decir, el término restante de operación bajo la licencia inicial) de los requerimientos de inspección volumétrica en servicio de *10CFR 50.55a(g)* de las soldaduras circunferenciales de la vasija a presión del reactor, (Código ASME Sección XI, Tabla IWB-2500-1, *Categoría de Examinación B-A, Item 1.11*, Soldaduras Circunferenciales de la vasija) demuestran que: (1) a la expiración de la licencia, las soldaduras circunferenciales continuaran satisfaciendo las condiciones límites de probabilidad de falla para soldaduras circunferenciales de acuerdo con la comunicación del **30 de Julio de 1998**, evaluación segura, y (2) los titulares de las licencias tendrán que implementar entrenamiento a los operadores y establecer los procedimientos que limiten la frecuencia de eventos de sobre presión fría por la cantidad especificada en éste documento, evaluación segura. Los titulares de las licencias todavía necesitarán realizar inspecciones del “**100 por ciento**” de todas las soldaduras axiales.

La **carta genérica, 98-05**, de la US NRC no requiere ninguna acción específica o la contestación escrita. Cualquier acción para pedir la excensión de los requisitos de inspección volumétrica en servicio de *10 CFR 50.55a(g)* de las soldaduras circunferenciales de la vasija a presión del reactor, es estrictamente voluntaria. Para las plantas BWR comerciales en los Estados Unidos, las vasijas de reactores a presión fueron fabricadas por cinco compañías: *Chicago Bridge and Iron* (16 vasijas), *Combustion Engineering* (10 vasijas), *Babcock & Wilcox* (9 vasijas), *New York Shipbuiding* (una vasija) y *Hitachi* (1 vasija). Las soldaduras circunferenciales y axiales fueron generalmente fabricadas por tres procesos: SMAW, SAW y

ESW. Ocho de estas vasijas fueron fabricadas en taller, y ocho completados en campo. Otras variaciones encontradas en la soldadura de las RPV's incluyen la geometría de la soldadura autógena, detalles de los procedimientos de reparación de soldadura, detalles de procedimientos en partes posteriores y detalles del revestimiento. Para simplificar los cálculos de la MFP, las RPV's fueron divididos en tres grupos de vasijas basado en las características de fabricación. Para cada grupo de RPV, un "caso de referencia" es definido el cual representa la media de los datos para la vasija en cada grupo. La Tabla 1.2 lista los distintos parámetros de entrada para los casos de referencia de cada grupo.

Tres casos de referencia de análisis de MFP de las vasijas de BWR.

Orientación de la Grieta	Grupo RPV	Promedio de RT_{NDT} (°F)	Distribución de Grietas		P(F E)	
					Marshall PVRUF-	Exponencial PVRUF
Longitudinal (Axial)	Grupo 1	34.7	Mejor Estimación	Sin ISI	1.52 E-3	1.97 E-3
				Con ISI	4.44 E-4	8.51 E-4
			Límite Superior	Sin ISI	2.62 E-3	5.31 E-3
				Con ISI	7.48 E-4	1.26 E-3
			Mejor Estimación	Sin ISI	4.3 E-6	6.7 E-6
				Con ISI	5.0 E-7	6 E-7
	Grupo 2	- 25.9	Límite Superior	Sin ISI	3.8 E-6	1.65 E-5
				Con ISI	NF (10 ⁷)*	NF (10 ⁷)*
			Mejor Estimación	Sin ISI	8.19 E-3	1.11 E-2
				Con ISI	3.12 E-3	6.54 E-3
			Límite Superior	Sin ISI	1.28 E-2	2.37 E-2
				Con ISI	4.65 E-3	8.56 E-3
Circunferencial	Grupo 1	34.7	Mejor Estimación	Sin ISI	NF (10 ⁷)*	NF (10 ⁷)*
				Con ISI	-----	-----
			Límite Superior	Sin ISI	-----	1.4 E-6
				Con ISI	-----	NF (10 ⁷)*
			Mejor Estimación	Sin ISI	NF (10 ⁷)*	NF (10 ⁷)*
				Con ISI	-----	-----
	Grupo 2	- 25.9	Límite Superior	Sin ISI	-----	-----
				Con ISI	-----	-----
			Mejor Estimación	Sin ISI	1.0 E-6	2.0 E-6
				Con ISI	-----	NF (10 ⁷)*
			Límite Superior	Sin ISI	-----	2.37 E-2
				Con ISI	-----	NF (10 ⁷)*

* Sin fallas en el número indicado de simulaciones de vasija.

1.3. GENERALIDADES DEL ESTADO ACTUAL DE LAS VASIJAS DE LOS REACTORES BWR-5 (UNIDADES 1 Y 2) DE LA CENTRAL NUCLEOELÉCTRICA “LAGUNA VERDE”

La vasija del reactor BWR-5 (ver Figura 1.1), instalado en ambas unidades de la Central “Laguna Verde”, es un recipiente a presión, cilíndrico vertical, con un fondo semiesférico soldado al cuerpo cilíndrico en la parte inferior. La parte superior tiene una brida de unión con una tapa semiesférica, unida mediante pernos para cerrar la vasija. Dicha tapa es desmontable para permitir el acceso a la vasija durante el mantenimiento y cambio de combustible.

Las funciones de la vasija (ver Figura 1.1) son:

- a) Contener el núcleo del reactor. El núcleo del reactor está constituido por 444 ensamblajes de combustible que contiene cerca de 81 toneladas de Uranio en 109 barras de control y el agua utilizada como refrigerante y moderador. El núcleo del reactor, es alojado en el interior de la vasija y es aquí donde tiene lugar la fusión nuclear. El combustible nuclear se encuentra alojado en cilindros pequeños de 1.25 cm de diámetro y 1 cm de altura, introducidos a su vez en tubos construidos con Zircaloy 2, con una longitud aproximada de 4 m a las que se denominan barras de combustibles. El arreglo de 62 de estas barras, más dos barras huecas por donde circula agua, forman un ensamble del combustible.
- b) Contener el refrigerante-moderador;
- c) Contener los componentes estructurales internos necesarios para obtener vapor de una forma controlada y enviarlo a la turbina;
- d) Servir como barrera de alta integridad contra las fugas de sustancias radiactivas al pozo seco;
- e) Proporcionar un volumen inundable para asegurar la capacidad de enfriamiento del núcleo después de un *Accidente de Pérdida de Refrigerante* (LOCA).

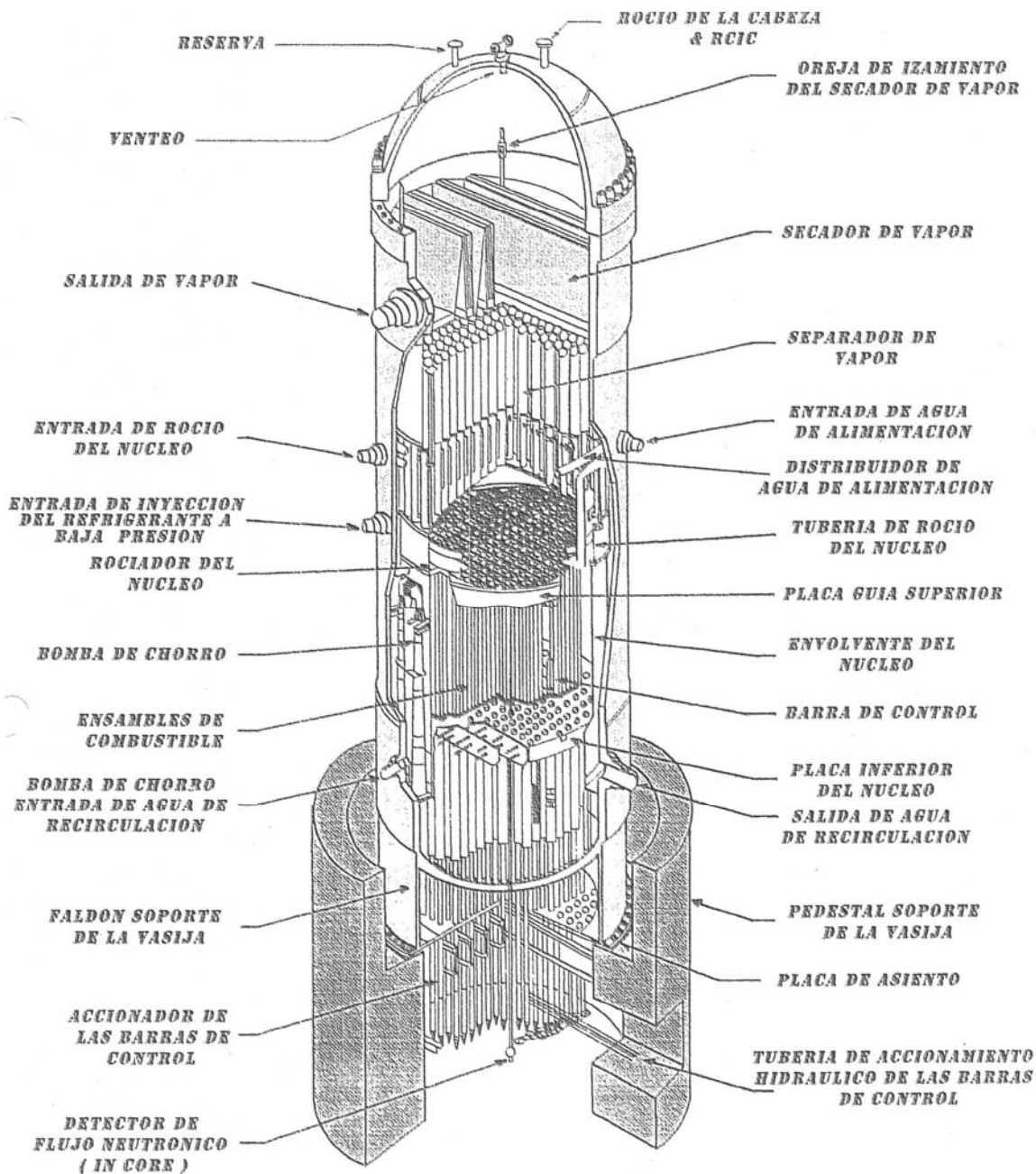


Figura 1.1. Vasija del reactor BWR-5.

Los reactores BWR-5 fueron construidos bajo estrictas normas de fabricación, inspección y reparación. Se hicieron tratamientos térmicos de la soldadura durante la fabricación, en algunos casos tratamientos múltiples, para minimizar los esfuerzos residuales de la soldadura.

La experiencia de operación y la información de laboratorio muestran que la alta radiación en componentes de acero inoxidable puede desarrollar agrietamiento por corrosión bajo esfuerzo en agua en Reactores de Agua Ligera (LWR, siglas en ingles). Además, elevados niveles de radiación de neutrones modifican las propiedades mecánicas de dichos componentes, haciendo a éstos más susceptibles a los defectos. Inspecciones periódicas limitadas de los componentes internos del reactor y evaluaciones de mecánica de fractura utilizando valores estimados de fluencia y de las propiedades mecánicas, han sido realizadas en un esfuerzo por tener una perspectiva del problema. La experiencia operacional adicional y la información de materiales continúan siendo obtenidas para ayudar al entendimiento de ISAAC y su efecto en la integridad estructural de los componentes del reactor.

En el presente estudio se consideraron los mecanismos de envejecimiento por corrosión y por daño estructural, ver Figura 1.2, más factibles de presentarse en la Central *Laguna Verde*. Así mismo, para la vasija se consideran transitorios provocados por eventos de enfriamiento bajo presión en el núcleo exponiendo la integridad de la vasija, los cuales no están considerados como un Evento Base de Diseño y si son susceptibles de presentarse en un reactor BWR por la inyección no controlada del sistema de agua de alimentación y del sistema de remoción de calor residual.

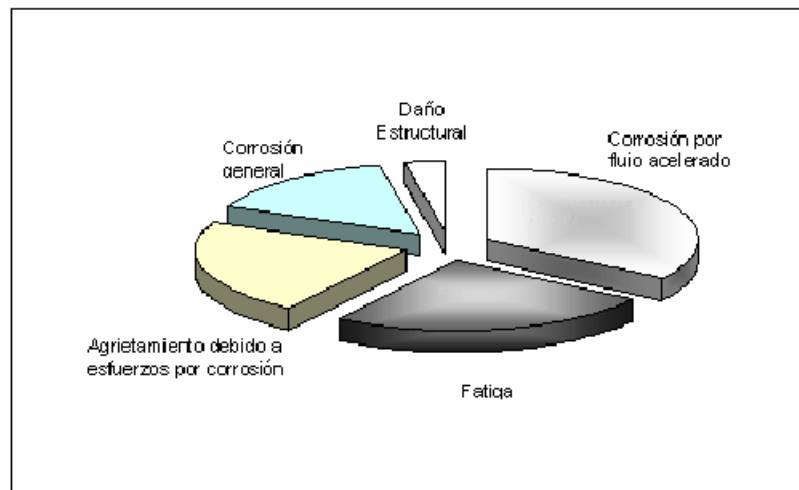


Figura 1.2. Formas de mecanismos de envejecimiento en las plantas de energía nuclear BWR basándose en IAEA-IRS desde 1993 a 1998.

Para tener la certeza de que existen márgenes de seguridad contra posibles fallas del reactor nuclear, se realiza permanentemente la **inspección en servicio**. Uno de los requisitos que el aspirante debe cumplir para el otorgamiento de una licencia para operar una central nuclear, es el cumplimiento de *los Criterios Generales de Diseño* (CGD) 31 y 32 descritos en el *Apéndice A del Código Federal de Regulaciones* título 10, parte 50 de los Estados Unidos, los cuales consideran que la frontera de presión del refrigerador del reactor deberá ser diseñada para prevenir su fractura, así como para permitir su inspección de manera periódica.

La capacidad de un material para resistir la fractura frágil, o su tenacidad a la fractura, está caracterizada en el Código ASME Sección III, por ciertas propiedades medidas mediante una prueba de impacto *Charpy*. Estas propiedades son la temperatura de transición sin ductilidad (RT_{NDT}) y el límite superior de energía (USE, siglas en inglés). La definición actual de RT_{NDT} establecida en NB-2300, fue establecida en la *Addenda del Verano de 1972* para la *Edición de 1971 de la Sección III*. El límite superior de energía está definido en *ASTM E185*, y requerimientos relacionados al límite superior de energía están dados en *10CFR50*, *Apéndices G y H*.

El entendimiento de los efectos de radiación en la tenacidad de aceros de baja aleación ha mejorado en los últimos 25 años. La importancia del contenido de cobre en los materiales de la región del núcleo de la vasija, como se discutieron en la *Guía Reguladora 1.99, Revisión 1 y 2*, no se comprendió al momento en el que las vasijas BWR/2,3, y 4 fueron fabricadas.

En general, las propiedades de tenacidad a la fractura de los materiales fueron congruentes para las vasijas **BWR/2-6**. Sin embargo, el método de medición de esas propiedades cambió en 1972, afectando a los datos tomados para las plantas construidas posteriormente. Antes de 1972, los requerimientos del *Código ASME* para pruebas de energía e impacto *Charpy* fueron diferentes de los actuales requerimientos que definen RT_{NDT} . Además, el límite superior de energía no fue directamente considerado en la selección de los materiales de fabricación. Como resultado, los materiales de soldadura que reunieron los requisitos de construcción cumplieron con la irradiación actual, causando cambios en detrimento a los valores de RT_{NDT} y el límite superior de energía en materiales de acero de

baja aleación. La NRC aprobó los métodos para las plantas en 1972 para establecer valores apropiados de RT_{NDT} y para demostrar el adecuado límite superior de energía.

Las propiedades de tenacidad a la fractura de las soldaduras a nivel del núcleo de vasijas son específicas para cada planta, dependiendo del calor del alambre de soldadura y, si es necesario, el flujo de soldadura aplicado. Debe señalarse que la RT_{NDT} inicial de la soldadura son típicamente más bajos que las placas que ella conecta. Las especificaciones de compra de la vasija usualmente requieren que la prueba de impacto sea realizada a 10°F. La mayoría de la RT_{NDT} de la soldadura está en un rango de -30°F y -70°F. Las diferentes soldaduras a nivel del núcleo fueron clasificadas de la siguiente manera: el *SMAW* es el mejor para baja RT_{NDT} , el *SAW* sería el siguiente mejor, y el *ESW* sería en tercer lugar. Esta clasificación es congruente con la cantidad de Ni en cada tipo de soldadura. *SMAW* generalmente tienen el más alto contenido de níquel y *ESW* el más bajo. Datos de las pruebas de *Charpy* de los anillos y las soldaduras de la vasija de la Unidad 1 están presentados en la Tabla 1.5.

Tabla 1.5. Datos de las pruebas de *Charpy* de los anillos y las soldaduras de la vasija del reactor (Unidad 1). [2]

	Identificación	% Cobre	Datos actuales (Ft-Lb)			Valores máximos (Ft-Lb)			% Corte	Temperatura (°F)
						EFPY=0 Flujo = 0	% incremento	EFPY = 32 años Flujo = 5.5×10^6 n/cm^2		
Anillos	C1880-1	0.15	76	78	80	52 ^b	21.0	41	60	10
	C1880-2	0.15	48	46	55	36 ^b	21.0	28	40	10
	C1888-1	0.15	76	75	61	49 ^b	21.0	39	70	10
	C1888-2	0.15	129	140	137	84	21.0	66	100	175
Soldaduras	627260	0.06	115	108	104	104	17.5	86	100	150
	05P018	0.09	31	36	38	38 ^b	20.0	30	40	-20
	624063	0.03	51	57	70	70 ^b	16.0	59	50	-20
	624039	0.07	118	99	124	99	18.5	81	100	175
	3P4955	0.025	56	60	65	65 ^b	16.0	55	40	10
	04P046	0.06	37	39	40	40 ^b	17.5	33	30	-20
	3P4966	0.03	100	93	102	93	16.0	78	100	175
	492L487	0.03	126	129	136	126	16.0	106	100	130
	04T931	0.03	148	149	152	148	16.0	124	100	130
	05T776	0.06	103	126	127	103	17.5	85	100	130
422K8511	0.01	153	143	165	143	16.0	120	100	68	

- a) Incluye 65% de reducción de longitudinal y transversal de acuerdo con MTEB 5-2.
- b) Valor *Charpy* máximo utilizado subsecuentemente, para valores de temperatura y % cortantes, esta todavía claramente en la región de transición.

La vasija del reactor es el componente principal de dicha frontera de presión y es inspeccionada siguiendo los lineamientos establecidos en la sección 50.55a del *Código Federal de Regulaciones*. Los requerimientos del *Código ASME sección XI* para calidad de inspecciones de vasija del reactor están provistas en *IWB-2420*. Este criterio requiere la revalorización de fallas de defectos o condiciones relevantes durante cada uno de los 40

meses siguientes del periodo de inspección, con tal que la falla o la condición de falla sea aceptada para continuar su uso según la evaluación analítica. Si la falla permanece esencialmente sin cambio por tres periodos de inspección sucesivos, entonces el programa de inspección puede revertirse a los requerimientos originales para el componente (**intervalos una vez cada 120 meses para las soldaduras de la vasija**).

El alcance actual de inspecciones en servicio de las soldaduras de la vasija de la Unidad-1 está presentado en Tabla 1.6. Podemos ver que el porcentaje de soldaduras inspeccionados está lejos del criterio *IWB-2420*, sobre todo para las soldaduras circunferenciales. Hasta hoy, solo en 4 soldaduras (3 circunferenciales y 1 longitudinal) fueron detectados defectos (ver Tabla 1.7). Todos estos defectos son tolerables de acuerdo al *Código ASME*, el cual establece el criterio “área de laminación $< (18\text{pulg}^2)$, como límite de tolerancia”.

Tabla 1.6. Inspección en servicio de las soldaduras de la vasija del reactor de la Unidad 1 de la Central “Laguna Verde” (al 20 de mayo de 2000). [2]

Tipo de soldadura	Soldadura	Cobertura de Código ASME Sección 11, edición 1986		
		Total	Parcial	No inspeccionados
circunferencial	AA	88%	12%	0
	AB	11%	0	89%
	AC	9%	0	91%
	AD	5%	26%	69%
	AE	0	47%	53%
	Total Circunferenciales	22.6%	17%	60.4%
longitudinal	BA	84%	0	16%
	BB	84%	0	16%
	BE	0	0	100%
	BF	100%	0	0
	BJ	83%	17%	0
	BK	100%	0	0
	BN	98%	0	2%
	BO	100%	0	0
Total Longitudinales	81.125	2.125	16.75	
Total Soldaduras		58.6	7.8	33.6

Tabla 1.7. Defectos detectados en las soldaduras de la vasija de Unidad 1 (tolerancia acuerdo al Código ASME es Área de laminación $< (18'')^2$). [2]

Soldadura	Dirección	Laminación	Tamaño del defecto	Área de laminación
AA	circunferencial		Longitud = 1.2'' Profundidad = 1.37''	
AB	circunferencial	planar		
AC	circunferencial			$< (15'')^2$
BA	longitudinal	planar		

1.3.1 Vasija del Reactor Nuclear

La vasija del reactor está diseñada según el código *ASME sección III, clase I* (NB-3200). El diseño de la vasija y de su sistema de soporte cumplen los requisitos para los equipos de categoría sísmica I.

Las partes de la vasija (ver Figura 1.3) son: cuerpo, tapa, bridas de tapa, fondo, y faldón de soporte.

- El ***cuerpo de la vasija*** se compone de cuatro anillos cilíndricos; cada uno consta de dos secciones de placa forjadas soldadas en las juntas verticales (ver Figura 1.3).
- La ***tapa de la vasija*** (ver Figura 1.3) es un casquete esférico donde están situadas tres penetraciones, secciones trapezoidales forman el resto de la cabeza esférica, y la sección de la brida es de dos piezas semicirculares soldadas. La tapa se asegura a la vasija mediante pernos y tuercas que se aprietan con un tensor de pernos para asegurar la uniformidad del cierre. El sello de la tapa consiste en dos juntas tóricas concéntricas de acero inoxidable con una capa de plata y la superficie exterior pulida. Las juntas están diseñadas para no permitir fugas detectables a través del cierre interior, o exterior en ninguna condición de funcionamiento, incluido el calentamiento a la presión y temperatura de funcionamiento.
- La ***brida de la tapa*** es de gran espesor y está soldada a la porción cilíndrica de la vasija. Con perforaciones roscadas de 15.24 cm de diámetro que permiten mediante pernos el cierre de la tapa. En la brida hay maquinados dos canales para alojamiento de las juntas de sujeción para mantenerlas sobre la tapa y hacer más fácil su instalación. Para detectar un fallo del cierre de las bridas de la vasija se coloca una tubería de drenaje entre las dos juntas tóricas, la cual se conecta con una tubería sensora para que indique la fuga de refrigerante a través de la junta de sellado interior.

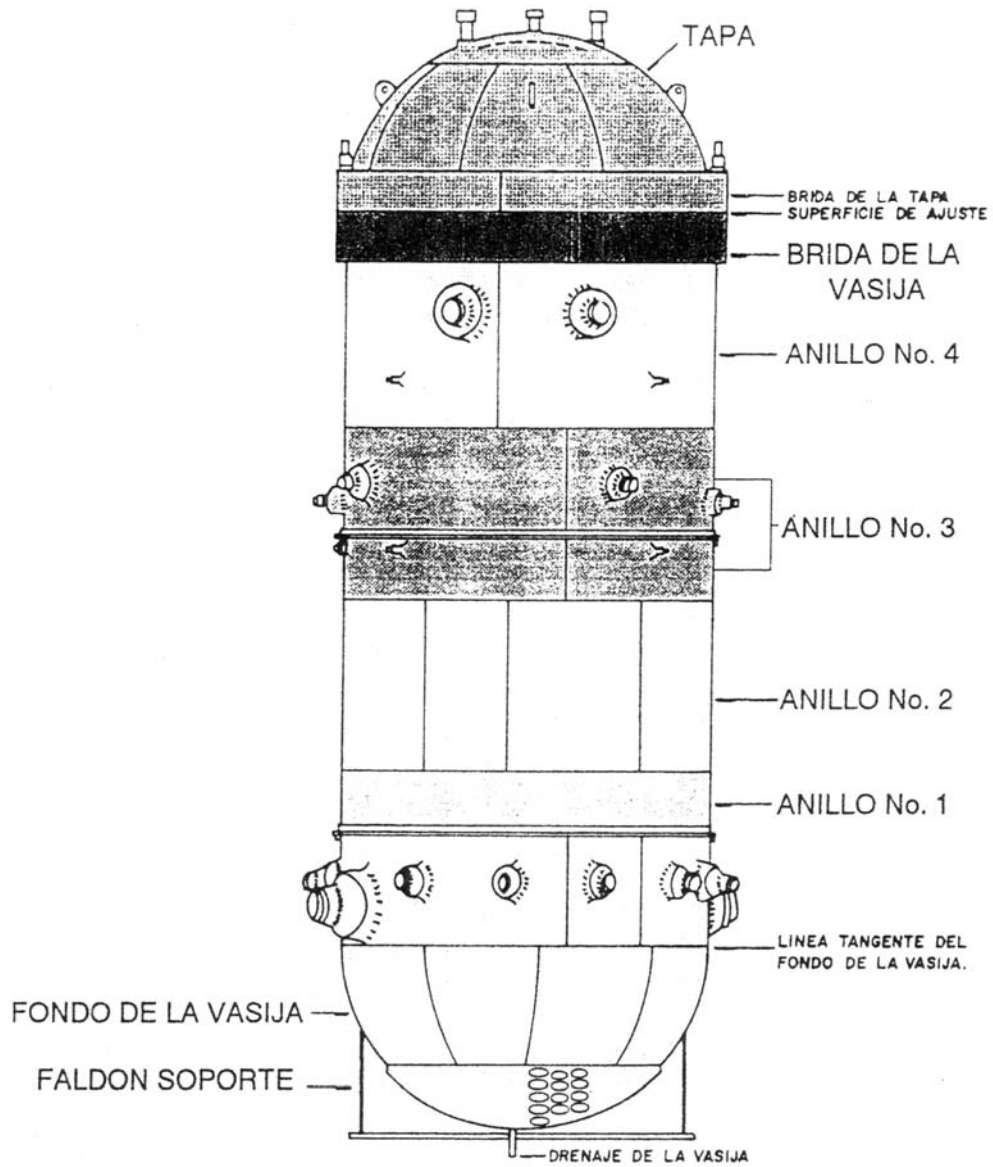


Figura 1.3. Construcción típica de la vasija del reactor BWR-5

- El *fondo de la vasija* es aproximadamente del mismo diseño que se ha empleado para la tapa. Debe notarse que todas las soldaduras están fuera del área en que se encuentran las penetraciones de los accionamientos de las barras de control (CRD) y de los alojamientos de los detectores de flujo neutrónico del núcleo y que el espesor es mayor en esta parte (ver Tabla 1.8).
- El *faldón soporte* está soldado al fondo de la vasija formando parte solidaria de la misma. El soporte de la vasija sirve de apoyo vertical y lateral. Soporte vertical se sustenta el peso completo de la vasija, los componentes estructurales internos, el combustible y el moderador. Soporte lateral está proyectado para absorber las fuerzas de reacción sísmica y las resultantes de la fractura de cualquier tubería que esté unida a la vasija (por ejemplo, una de vapor principal). Las componentes del soporte son: faldón soporte, pedestal de soporte, y placa de asiento. El pedestal de soporte es de acero y concreto reforzado como parte unitaria de la cimentación del edificio del reactor. Unos pernos de anclaje, de acero, colocados en el concreto atraviesan la placa de asiento y fijan la brida del faldón al pedestal de soporte.

Los parámetros principales de la vasija están presentados en la Tabla 1.8. Las penetraciones en la tapa, fondo y cuerpo de la vasija (ver Figuras 1.4 y 1.5) permiten el paso de afluentes y efluentes del reactor, el movimiento de los componentes internos para el control y vigilancia del reactor así como la instrumentación para los dispositivos de seguridad necesarios. Las penetraciones de la vasija se pueden dividir en dos grandes grupos: penetraciones de diámetro grande ($D \geq 25.4$ cm) y penetraciones de diámetro pequeño ($D < 25.4$ cm). Las diferentes penetraciones de la vasija se muestran en las Tablas 1.9 y 1.10.

La vasija del reactor está construida para una presión y una temperatura de diseño de **87.9 Kg/cm²** (1250 Psi), y **302 °C** (575 °F) respectivamente. Los límites apropiados son fijados a la presión y temperatura del reactor mediante el uso de las curvas de presión-temperatura (P-T). Las curvas P-T presentan la presión contra temperatura aceptables del reactor para las condiciones de operación normal y de prueba hidrostática, y se documentan en las Especificaciones Técnicas de la planta. Estas se establecen de acuerdo a los

requerimientos de *10CFR50, Apéndice G* para prevenir que la fractura frágil de la vasija del reactor. De manera periódica las curvas P-T se modifican para tomar en cuenta los efectos de la fragilización por radiación tomando como base los métodos de la Guía Reguladora 1.99 Revisión 2. 3. Esta tiene el efecto de cambiar la curva P-T a la derecha, estrechando el margen de operación aceptable (ver Figura 1.8). Esto puede causar limitaciones operacionales significantes como el envejecimiento del reactor. Las violaciones a la curva P-T, típicamente ocurren durante transitorios inadvertidos como se muestra en la Figura 1.9. Cuando los límites de la curva P-T son violados, las evaluaciones deben ser realizadas inmediatamente para evaluar los márgenes de la tenacidad a la fractura. Tal evaluación es costosa debido a que

Tabla 1.8. Parámetros principales de la vasija de los reactores BWR-5 (Unidades 1 y 2) instalados en la Central Nucleoeléctrica “Laguna Verde”.

	Parámetro	Sistema métrico	Sistema Inglés
Dimensiones de la vasija del reactor BWR-5	Altura total	20.80 <i>m</i>	819”
	Altura total hasta la brida	18.14 <i>m</i>	714”
	Diámetro interior	5.18 <i>m</i>	204”
	Espesor de pared	12.7 <i>cm</i>	5”
	Espesor de pared del fondo	17.7 <i>cm</i>	7”
	Espesor de revestimiento	0.31 <i>cm</i>	0.122”
	‘Capacidad total (volumen incluyendo la tapa)	424.9 <i>m</i> ³	
Pesos	Peso de la vasija vacía	544.8 <i>ton</i>	1,201,058.2 <i>lb</i>
	Peso de la tapa	63.5 <i>ton</i>	139,991.2 <i>lb</i>
Materiales	Material base	Acero al carbono con Manganeso y molibdeno	
	Material de revestimiento	Acero inoxidable austenítico SS-304	
Parámetros de funcionamiento	Presión de diseño	87.90 <i>kg/cm</i> ²	1250.18 <i>Psi</i>
	Temperatura de diseño	302 °C	575.6 °F
	Velocidad máxima de calentamiento y enfriamiento	55 °C/hora (0.83 °C/min)	131 °F/hora (2.18 °F/min)
Código de proyecto	Código ASME, sección III, Clase I (NB-3200)		
Vida de diseño	40 años		

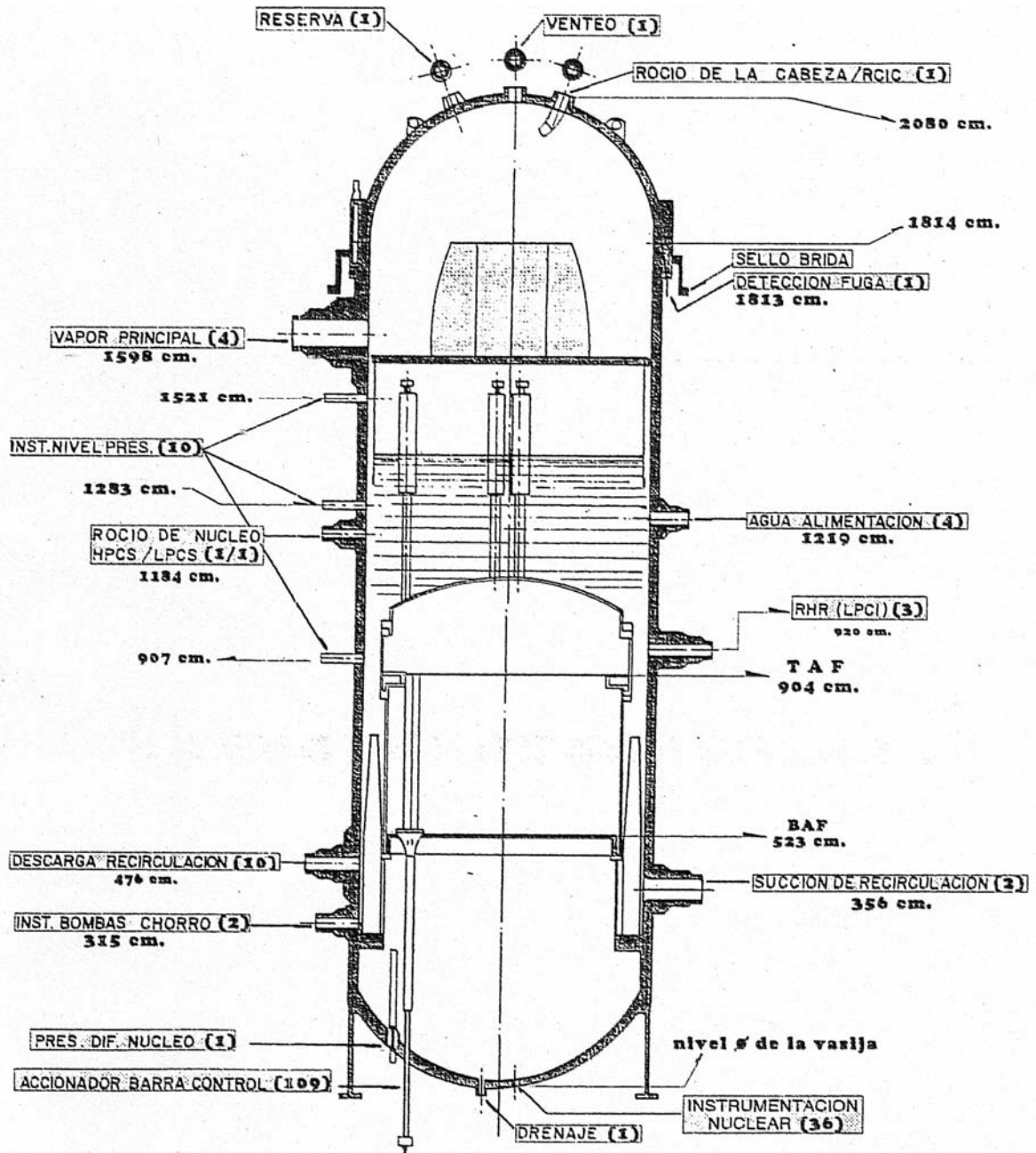


Figura 1.5. Penetraciones de la vasija

Tabla 1.9. Las penetraciones de la vasija del reactor BWR-5 de diámetro grande ($D \geq 25.4$ cm); total 25 penetraciones.

Penetración de gran diámetro denominación	Número	Diámetro (cm)	Elevación (cm)	Azimitud
Vapor principal	4	50.8	1598	72°, 100°, 252°, 288°
Succión de recirculación	2	50.08	356	0°, 180°
Agua de alimentación	4	30.48	1219	45° 135°, 225°, 315°
Descarga de recirculación	10	25.4	476	30°, 60°, 90°, 120°, 150°, 210°, 240°, 270°, 300°, 330°
HPCS (tubería de entrada de aspersión del núcleo alta presión)	1	25.4	1184	270°
LPCS(tubería de entrada de aspersión del núcleo baja presión)	1	25.4	1184	90°
RHR/LPCI (Tubería de rocío del núcleo)	3	25.4	920	45°, 135°, 315°

Tabla 1.10. Las penetraciones de la vasija del reactor BWR-5 de diámetro pequeño ($D < 25.4$ cm); total 164 penetraciones.

Penetración de pequeño diámetro denominación	Número	Diámetro (cm)	Elevación (cm)	Azimitud
RCIC (rocío de la cabeza)	1	15.24		Tapa
Venteo	1	5.08		Tapa
Reserva	1	15.24		Tapa
Instrumentación de nivel	2	5.08	1283	10°, 90°
Instrumentación de nivel	4	5.08	1521	20°, 160°, 90°, 200°, 340°
Instrumentación de nivel	4	5.08	907	20°, 160°, 90°, 200°, 340°
Instrumentación bombas de chorro	2		315	105°, 285°
Drenaje	1			Fondo de la Vasija
Accionamiento de las barras de control	109			Fondo de la Vasija
DP del núcleo	1			Fondo de la Vasija
Detección de fugas en sellos	1		1813	
Instrumentación nuclear	36	5.08		Fondo de la Vasija

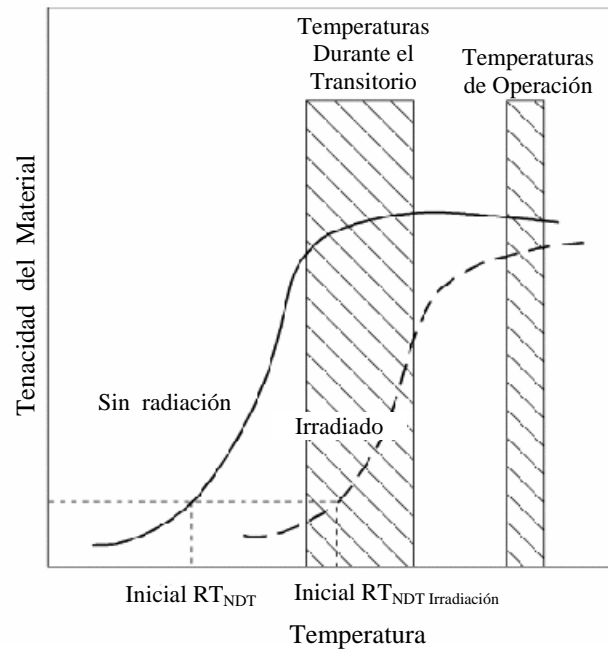


Figura 1.8. Cambios en la temperatura de transición para los materiales de la vasija como consecuencia de la irradiación y las soldaduras

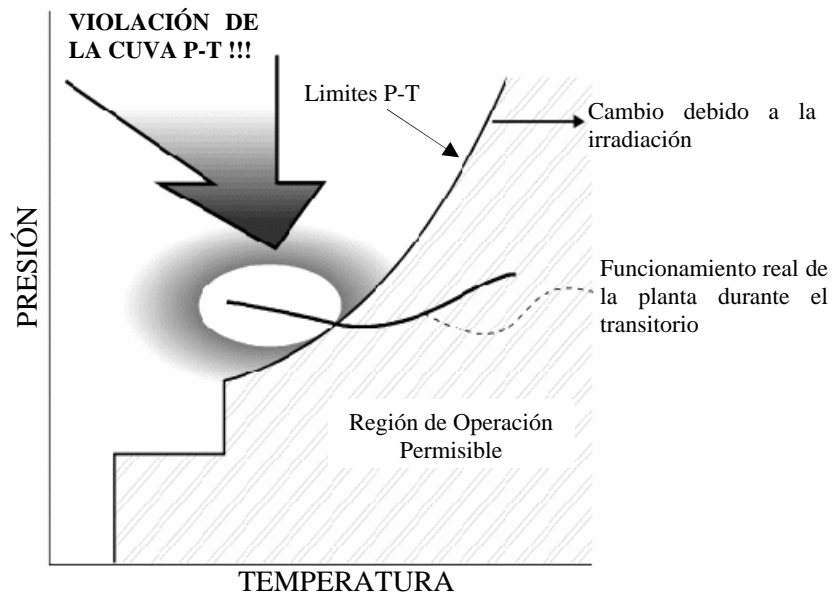


Figura 1.9. Violación del límite de la curva P-T.

típicamente es desarrollada en una base urgente. En algunos casos, las violaciones a la curva P-T pueden conducir al cierre de la planta pendiente de una extensa investigación.

La presión del sistema refrigerante del reactor no excederá de **93.27 Kg/cm²** (1325 Psi), medida en el domo de vapor de la vasija. Después de haberse instalado la vasija, se realiza una prueba hidrostática completa de la misma a 1.25 veces la presión de diseño: $1.25 \times 87.89 =$ **109.86 Kg/cm²**. Las normas de vasijas no especifican ninguna otra prueba hidrostática. En la práctica real, las pruebas hidrostáticas se realizan a juicio del Operador, generalmente estas pruebas se harán después de una instalación o una sustitución de mecanismos de los CDR o tras la retirada de la tapa de la vasija.

La velocidad máxima de cambio de la temperatura del refrigerante del reactor durante el calentamiento o el enfriamiento normales de la central no excederá de **55.5 °C/h** (2.1 °F/h), en cualquier período de una hora, para prevenir sobre fatigas de la vasija del reactor debido a temperaturas diferenciales grandes.

El balance de flujo de la vasija del reactor se presenta en la Tabla 1.11. El diseño de la vasija y los sistemas de emergencia de enfriamiento del núcleo (ECCS) tales que, en un accidente de pérdida de refrigerante (LOCA), el núcleo pueda ser adecuadamente refrigerado. El caso más desfavorable, considerado como accidente base de diseño, es la rotura total en cizalla de la tubería de succión (50.8 cm) de un lazo de recirculación, con el reactor a plena potencia y estable. En estas condiciones el núcleo quedaría completamente descubierto de no ser por el criterio de inundabilidad. Los distintos sistemas de emergencia pueden inyectar agua a la vasija después de un accidente de tipo LOCA con sus propias bombas, y poder mantener el nivel de agua en la vasija. Cuando el nivel de agua alcanza la parte superior de las secciones de mezcla de las bombas de chorro, el agua comenzará a derramarse por estos, y saldrá de la vasija por la tubería de recirculación. La altura a la que empieza a derramarse el agua a través de las bombas de chorro corresponde a los $2/3$ de la altura activa del combustible. Puede calcularse que si la inundación de la vasija se realiza dentro de un tiempo especificado, manteniéndose el nivel a los $2/3$, el núcleo permanecerá adecuadamente refrigerado de modo indefinido, manteniéndose la integridad de las varillas de combustible,

resultando que: a) los 2/3 inferiores del núcleo resultan inundados y debidamente refrigerados; b) el 1/3 superior se refrigera debido a la gran ebullición producida en la parte inferior, resultando que una mezcla de agua vapor ascienda al tercio superior del núcleo. Al largo plazo, cuando haya disminuido el calor residual, habrá menor ebullición en la zona inferior y la parte superior quedará menos refrigerada. La temperatura de las varillas aumentará con el tiempo. Sin embargo, en estas condiciones la refrigeración será todavía suficiente para evitar la fusión del núcleo. En las condiciones antes supuestas, hay que aportar constantemente agua a la vasija para reponer las pérdidas debidas a ebullición y fugas a través de la junta deslizante entre la sección de mezcla y el difusor de las bombas de chorro.

Tabla 1.11. Balance de flujos de la vasija del reactor BWR-5 de la Central “Laguna Verde”.

Localización	Tipo de flujo	<i>Kg/hora</i>	<i>lb/hora</i>
Flujo a través del núcleo	Flujo motriz de las bombas de chorro	9.6×10^6	21.1×10^6
	Flujo succionado de las bombas de chorro	18.3×10^6	40.4×10^6
	Flujo total del núcleo	27.9×10^6	61.5×10^6
Flujos de entrada y salida de la vasija del reactor a potencia nominal	Flujo de vapor	3.77×10^6	8.303×10^6
	Flujo de agua de alimentación	3.76×10^6	8.284×10^6
	Flujo de enfriamiento del sistema del CRDH	8626	19000

La diferencia de temperatura de un lazo de recirculación con relación al otro en funcionamiento debe mantenerse menos de **27.7 °C** de la temperatura de saturación del refrigerante, si no es así, debe enfriarse el otro lazo hasta que esté dentro del límite y se pueda arrancar la bomba de recirculación del lazo imperante. La diferencia de temperaturas entre la parte superior del espacio de vapor del domo y el refrigerante de la parte inferior de la vasija se debe mantener **< 80 °C**; si no es así se debe enfriar para poder arrancar las bombas de los lazos de recirculación.

Para reducir al mínimo las pérdidas caloríficas, la vasija está rodeada por una serie de paneles de aislamiento (ver Figura 1.10) con un coeficiente promedio de transmisión máxima de calor de **17.6 kcal/hora*cm²** aproximadamente en las condiciones de funcionamiento de **288 °C** en la vasija y **57 °C** en el aire del pozo.

Para reducir la fuga de los neutrones y la radiación gamma del reactor, la vasija está rodeada por un blindaje biológico. Este blindaje es una estructura cilíndrica de concreto de alta densidad con una envolvente de acero (interior y exterior) y columnas de soporte de viga tipo I, para atenuación neutrónica. La pared de blindaje está soportada en el pedestal de soporte de la vasija del reactor y tiene aproximadamente un espesor de 60 cm. Están previstos orificios de entrada alrededor de las penetraciones que permiten desmontar el aislamiento para la inspección en servicio durante las paradas de mantenimiento.

La vasija del reactor se proyecta para una vida útil de 40 años, sus componentes estructurales internos están diseñados para mantener su integridad estructural durante operaciones normales, perturbaciones sísmicas y condiciones de **Accidente Base de Diseño** (DBA). Las estructuras soporte del núcleo y los componentes internos de la vasija proporcionan la distribución adecuada de refrigerante en todas las condiciones previstas de funcionamiento normal, para permitir la operación a potencia del núcleo sin daño para el combustible.

Los materiales utilizados en la vasija son:

- 1) El metal base de la vasija es una aleación de acero al carbono con manganeso y molibdeno, *clase I*.
- 2) Las toberas y las bridas son forjas de baja aleación de *Ni, Cr, Mo*.
- 3) El revestimiento interior es una capa de soldadura de acero austenítico inoxidable de 0.317 cm (1/8") *SS-304*. El propósito de revestir interiormente todas las superficies de acero al carbono es el de reducir al mínimo la corrosión y facilitar la visibilidad durante las recargas de combustible.

La composición química y las propiedades mecánicas de los materiales de las vasijas de Unidades 1 y 2 se presentan en las Tablas 1.12 y 1.13, respectivamente. Las propiedades termo-mecánicas de estos materiales se presentan en la Tabla 1.14.

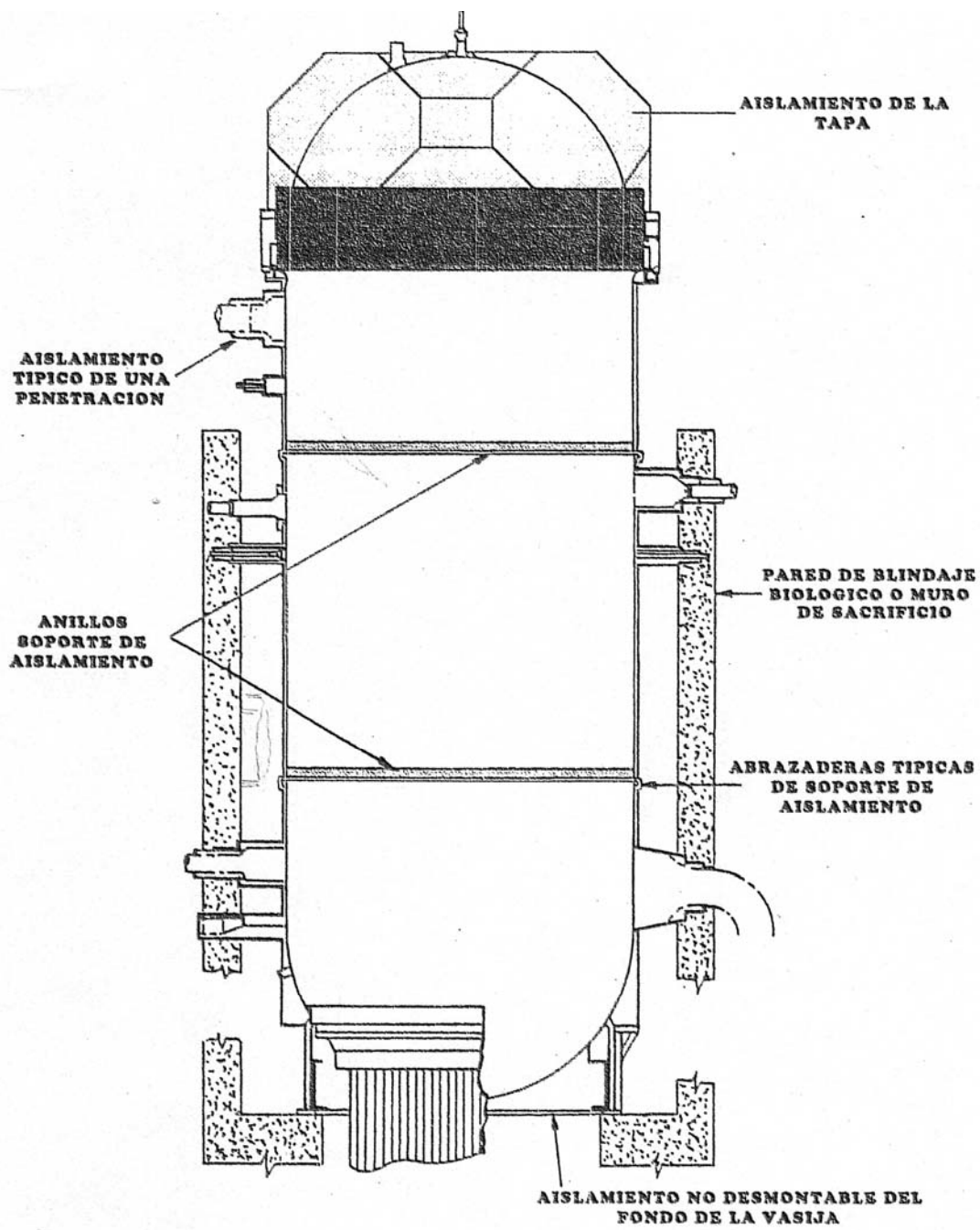


Figura 1.10. Aislamiento de la vasija.

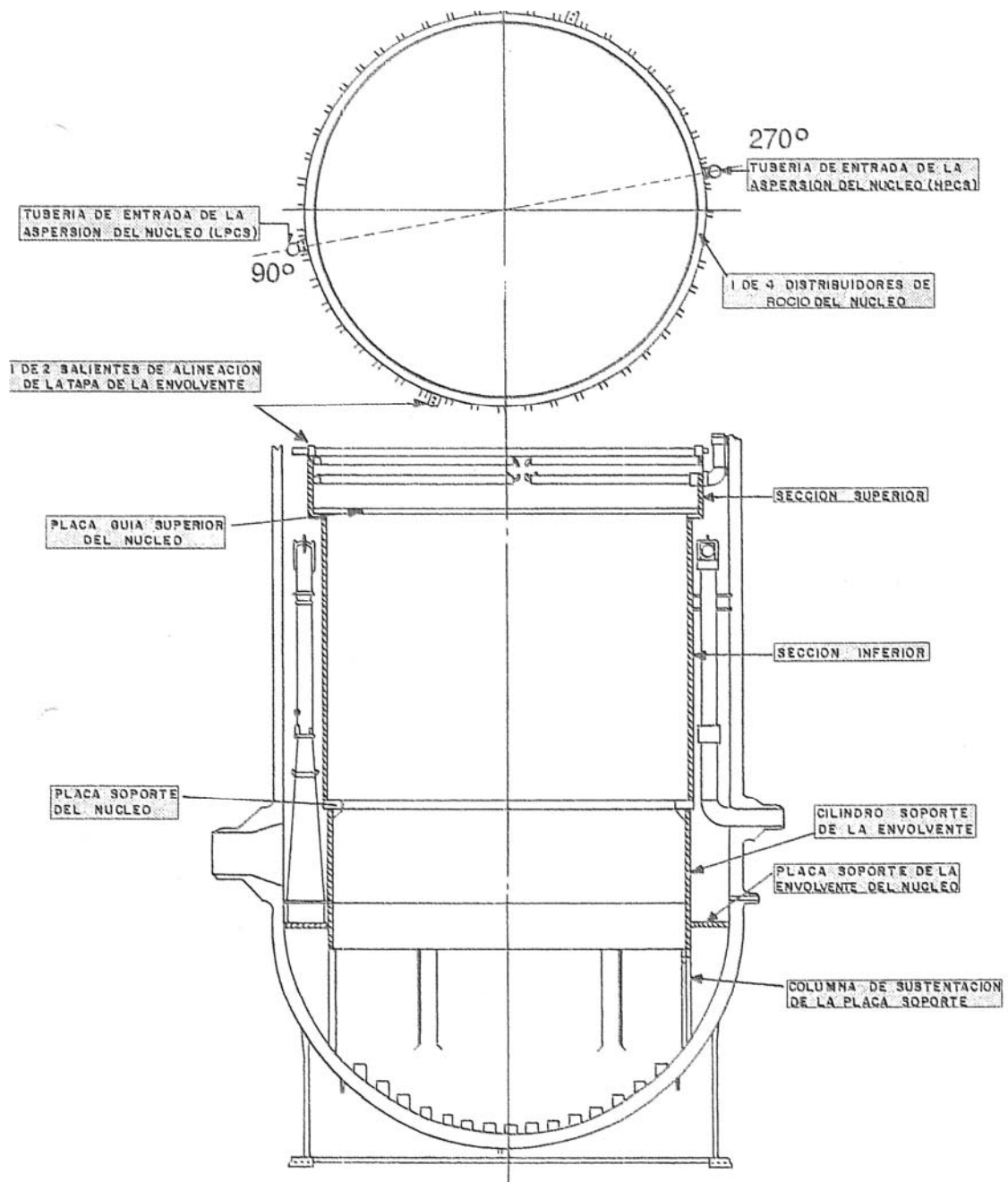


Figura 1.13. Envoltente del núcleo.

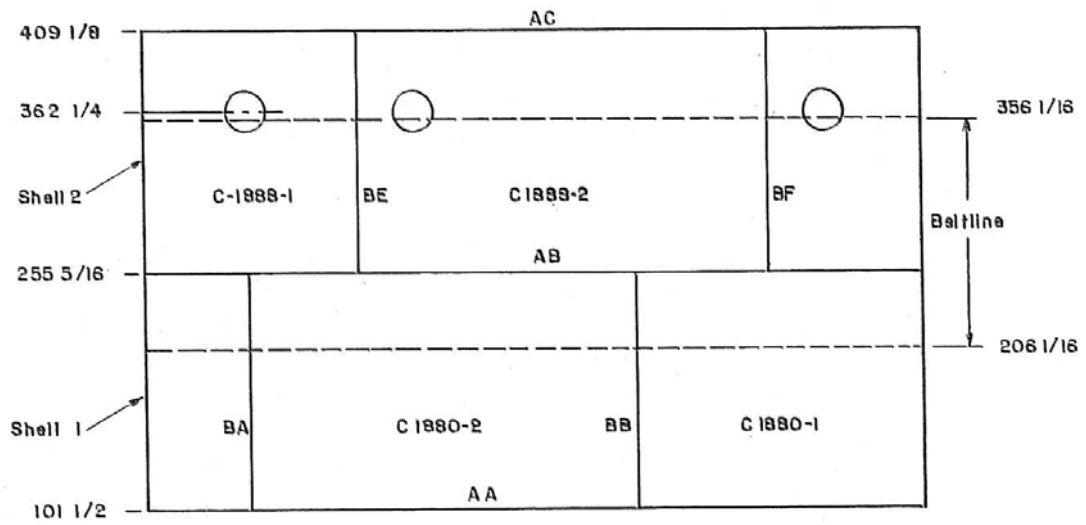


Figura 1.14. Plano de soldaduras del recipiente de la vasija al nivel del envoltorio del núcleo (*Beltline*). [3]

Tabla 1.12. Materiales del cinturón de la vasija del reactor BWR-5 de la Unidad 1 de la Central “Laguna Verde” (programa de vigilancia). [2]

Componente del cinturón	Número de colada	Tipo de material	Cu (%)	Ni (%)	Factor químico	BOL RT _{NDT} (°F)	Δ RT _{NDT} (°F)	Margen (°F)	ART 12 APT E	EOL RT _{NDT} (°F)
Anillo No. 1	C-1880/1	SA-533 Gr-BCL1	0.15	0.51	105	-20	28.8	28.8	37.6	62.0
	C-1880/2	SA-533 Gr-BCL1	0.15	0.51	105	8	28.8	28.8	65.6	90.0*
Anillo No. 2	C-1880/1	SA-533 Gr-BCL1	0.15	0.49	104	-20	34.6	34	48.6	69.7
	C-1880/2	SA-533 Gr-BCL1	0.15	0.49	104	-20	34.6	34	48.6	69.7
	C-1880/2*	SA-533 Gr-BCL1	0.12	0.52	81	-20	27.0	27.0	34	57.4
Boquilla LPCIN 6	Q2Q62 W	SA-508 CL-2	0.08	0.82	51	-2	11.9	119	21.8	37.7
	Q2Q66 W	SA-508 CL-2	0.07	0.66	44	-20	10.3	10.3	0.6	14.2

Tabla 1.13. Materiales del cinturón de la vasija del reactor BWR-5 de la Unidad 2 de la Central “Laguna Verde” (programa de vigilancia). [2]

Componente del cinturón	Número de colada	Tipo de material	Cu (%)	Ni (%)	Factor químico	BOL RT _{NDT} (°F)	Δ RT _{NDT} (°F)	Margen (°F)	ART 8 APTE
Anillo No. 1	B7308-1	SA-533 Gr-BCL1	0.12	0.65	83.8	-20	19.6	19.6	19.1
	B7307-1	SA-533 Gr-BCL1	0.13	0.64	92.0	0	21.5	21.5	43.0*
Anillo No. 2	C3869-1	SA-533 Gr-BCL1	0.12	0.65	83.8	-10	19.6	19.6	29.1
	C3870-2	SA-533 Gr-BCL1	0.11	0.67	75.1	-10	17.5	17.5	25.1
Boquilla N6 LPC1	Q2Q69 W	SA508 CL-2	0.11	0.75	77.0	0	11.8	11.8	23.6

Tabla 1.14. Propiedades termo-mecánicas de los materiales de la vasija. [2]

		A.L. Hiser <i>et al.</i>		VISA-II	
		<i>Sistema Inglés</i>	<i>Sistema Internacional</i>	<i>Sistema Inglés</i>	<i>Sistema Internacional</i>
Conductividad térmica	Anillos	24 BTU/hr*ft*°F	12.8 J/s*m°C		
	Recubrimiento	10 BTU/hr*ft*°F	5.34 J/s*m°C	9.8 BTU/hr*ft*°F	5.23 J/s*m°C
Capacidad calorífica	Anillos	0.12 BTU/lb*°F	155 J/kg°C		
	Recubrimiento	0.12 BTU/lb*°F	155 J/kg°C	0.105 BTU/lb*°F	135.6 J/kg°C
Densidad	Anillos	489 lb/ft ³	7833.78 kg/m		
	Recubrimiento	489 lb/ft ³	7833.78 kg/m	495 lb/ft ³	7930 kg/m
Módulo de elasticidad	Anillos	28,000 ksi	193 GPa	28,000 ksi	193 GPa
	Recubrimiento	22,000 ksi	151.7 GPa		
Coefficiente de Poisson	0.3				
Coefficiente de expansión térmica	Anillos	6.9*10⁻⁶ °F ⁻¹	3.8*10⁻⁶ °C ⁻¹		
	Encubrimiento	9*10⁻⁶ °F ⁻¹	5.3*10⁻⁶ °C ⁻¹		
Coefficiente de transferencia de calor		1000 BTU/ht*ft ² *°F	1752.6 J/s*m ² *°C		
Temperatura de referencia para el encubrimiento libre de esfuerzos		515 °F	268.33 °C		

1.3.2. Especificaciones técnicas del BWR. Evaluación del Límite de Temperatura.

Para los reactores BWR hay varias especificaciones técnicas que establecen los límites de cómo la planta debe ser operada, éstos incluyen lo siguiente:

- Operaciones Cíclicas de la Planta: Límites establecidos para asegurar que la vasija a presión del reactor es operada dentro del número de ciclos que fueron considerados en el diseño original de la vasija.
- Condiciones Presión-Temperatura (P-T): Límites establecidos para asegurar que la planta es operada con ciertos regímenes de calentamiento y enfriamiento tales que los requerimientos del *Código ASME, Sección XI* para la tenacidad a la fractura de la vasija sean cumplidos.
- Condiciones de Reinicio de la Bomba de Recirculación: Límites establecidos para evitar choques térmicos en el sistema de recirculación y componentes de la tapa del fondo de la vasija a presión del reactor.

Estos límites han sido difíciles de mantener por algunas plantas durante la operación asociada con paros automáticos y acompañando con los errores de operación las bombas de recirculación. En este tipo de evento, la región de la tapa inferior tiende a enfriarse rápidamente debido al enfriamiento de las barras de transmisión (CRD, siglas en ingles) del flujo de agua fría que entra en la región inferior de la tapa. La situación es especialmente severa si hay un aislamiento acompañado del sistema de limpieza del agua del reactor (RWCU, siglas en inglés), tal que el flujo frío no se retira del fondo de la región de la tapa a través del sistema de desagüe. Este fenómeno es esquematizado en la Figura 1.15.

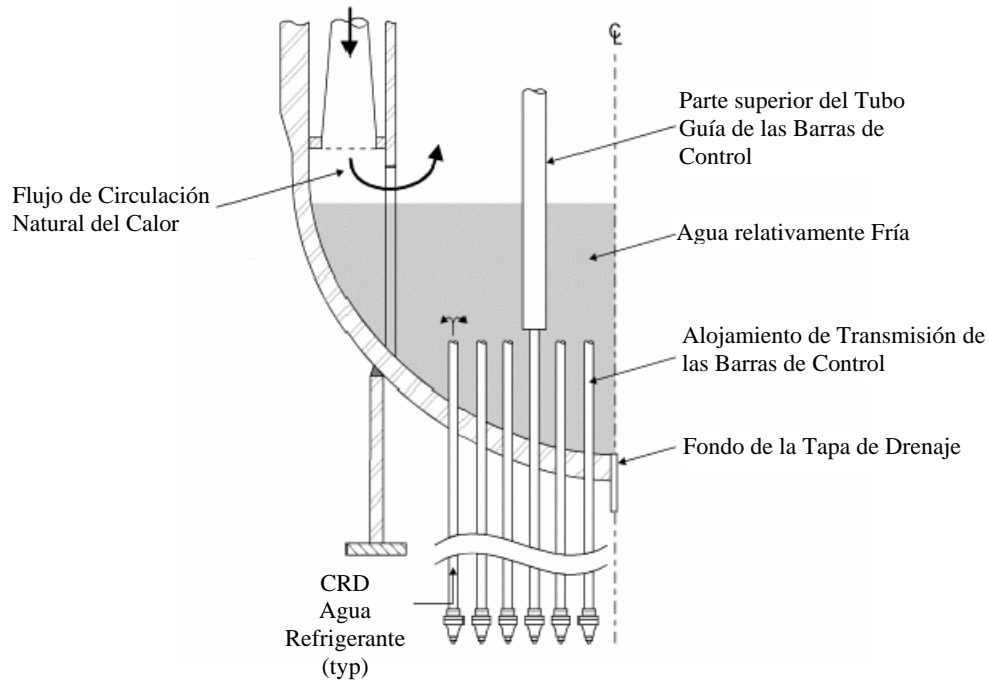


Figura 1.15. Choque térmico en el sistema de recirculación y de la tapa del fondo de la vasija

Si las bombas de recirculación no pueden ser puestas en línea relativamente pronto, la medición de caída de temperatura en la región del fondo de la tapa puede exceder **100°F/hora**. En adición, si el diferencial de temperatura al fondo de la RPV excede **145°F**, las bombas de recirculación pueden no ser reiniciadas, forzando a un cierre del reactor antes de las condiciones frías para reiniciar.

Para justificar la relación de los límites de temperatura operacional de la RPV, los siguiente problemas necesitan ser dirigidos:

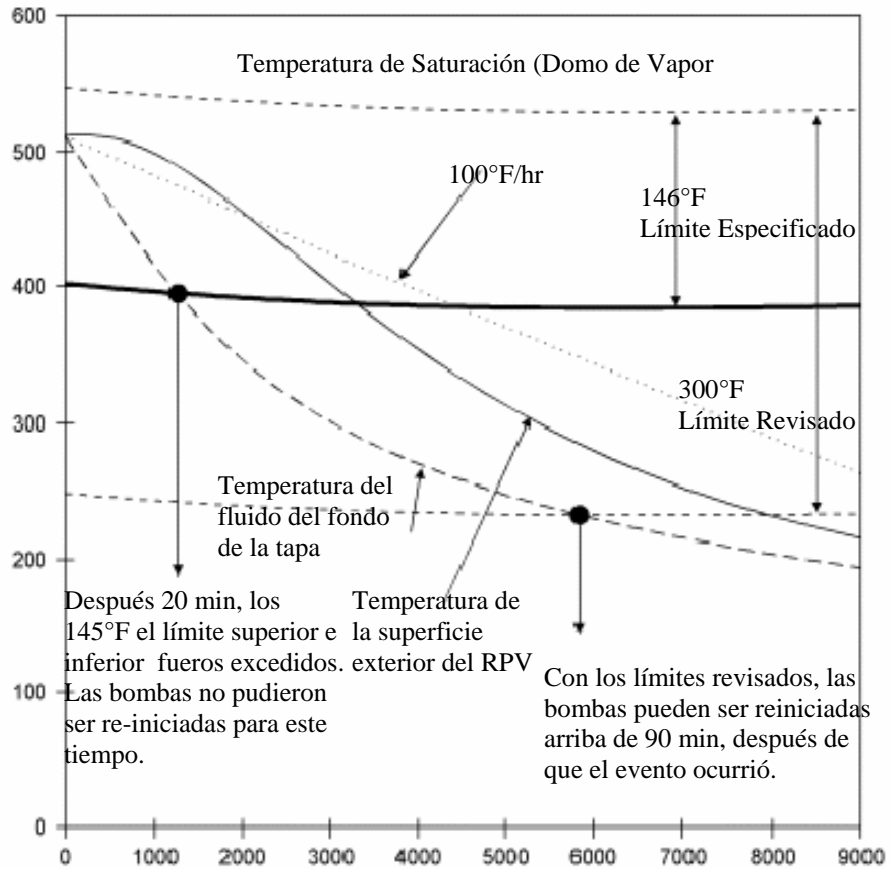
- Los transitorios introducen ciclos adicionales de esfuerzos en los componentes de la tapa del fondo. Esto requiere de análisis para mostrar que los límites de fatiga del *Código ASME* pueden ser satisfechos.
- Debido al incremento potencial de esfuerzos, un nuevo análisis de fatiga es requerido para los componentes afectados.

- Los transitorios más severos en la tapa del fondo requieren del establecimiento de limitaciones alternas P-T para la región de la tapa del fondo de la vasija del reactor.
- La definición de revisión de transitorios debe permitir el reinicio de las bombas de recirculación para diferenciales de temperatura que significativamente excedan 145°F.
- Una estrategia debe desarrollarse para el reinicio de las bombas de recirculación si el de temperatura del desagüe no esta disponible.

Structural Integrity Association recientemente completó una evaluación para las plantas BWR de los Estados Unidos, para justificar la relación existente de Especificaciones Técnicas RPV de temperaturas límites dirigiéndose a los problemas identificados anteriormente. Específicamente, el límite de temperatura del fluido de vapor 145°C del domo al fondo (discutido en *GE SIL No. 251*), y el límite de la recirculación es de 50°F. Este trabajo fue iniciado en parte por un evento inadvertido de cierre automático. Los procedimientos de la planta requieren de 20-30 minutos para reiniciar el sistema de bombas de recirculación. Durante este tiempo, el límite de 145°F fue excedido, previniendo reiniciar. Esta secuencia de eventos también resultó en un calentamiento-enfriamiento y violaciones al limite P-T, como se muestra en la Figura 1.16.

Es importante hacer notar que uno puede esperar tener el mismo problema para los reactores de BWR de la Planta "*Laguna Verde*".

Figura 1.16 Temperatura vs. Tiempo después del cierre automático.



CAPÍTULO 2

ANÁLISIS DE MECÁNICA DE LA FRACTURA PROBABILÍSTICA DE LAS VASIJAS DE REACTORES NUCLEARES

La NRC establece en evaluaciones probabilísticas de riesgo (PRA, siglas en inglés) USNRC, “*Uso de los Métodos de Evaluación Probabilísticos de Riesgo en Actividades Nucleares: Declaración de la Política Final*”, Vol. 60 p. 42622 (60FR 426222, Agosto 16, 1995) da soporte al uso de esta técnica para mejorar las decisiones hechas de seguridad y mejorar la *eficiencia de regulación*. El equipo de trabajo de la NRC Plan de Implementación PRA (“*Estado Trimestral para Actualizar el Plan de Implementación de Evaluación Probabilística de Riesgo*”, 14 de Octubre de 1997) describe ahora actividades o planes en marcha para expandir este uso. Aquí se incluyen; por ejemplo, proveer una guía para los inspectores de la NRC enfocándose en inspección de riesgo en equipo importante, así como reevaluando plantas con relativamente alta frecuencia de daño del núcleo para posibles ajustes.

Otra actividad en marcha, en respuesta a la declaración de la política PRA, es utilizada para apoyar decisiones para modificar la *licencia base* (LB) de cada planta. Esta guía reguladora proporciona lineamientos en el uso de PRA hallando e intuyendo riesgo en apoyo de peticiones de los titulares para la modificación de LB para una planta, como en la petición para la mejora de licencia y especificaciones técnicas bajo la *Sección 50.90-92* de 10CFR Parte 50. “*Licencias Domésticas de Producción y Facilidades de Utilización*”, esta dirige cambios de licencias para el LB que no requieran revisión y aprobación de la NRC.

Implementando la decisión informada en el riesgo, se esperan cambios en las licencias base para encontrar una serie de principios clave. Algunos de esos principios están escritos en términos típicos de decisiones tradicionales de ingeniería (por ejemplo, defensa a fondo). Mientras esté escrito en esos términos, debe entenderse que las técnicas de análisis de riesgo pueden ser, y están alentadas a ser utilizadas para ayudar a asegurar y mostrar que esos principios se reúnen. Dichos principios son:

1. Los cambios propuestos reúnen las actuales regulaciones a menos que se relacione explícitamente a una petición de excepción o regla de cambio, es decir, “*una excepción específica*” bajo 10 CFR 50.12 o una “*petición para la elaboración de una regla*” bajo 10 CFR 2.802.
2. El cambio propuesto es consistente con la filosofía de defensa a fondo.
3. El cambio propuesto mantiene los márgenes de seguridad suficientes.
4. Cuando los cambios propuestos resulten en un incremento de la frecuencia de daño al núcleo o riesgo, el incremento deberá ser pequeño y congruente con el propósito de la *Meta de la Declaración Política de Seguridad de la Comisión*.
5. El impacto de los cambios propuestos deberá ser monitoreado utilizando estrategias de medición del desempeño.

Cada uno de estos principios deberá ser considerado en la información de riesgo, integrando los procesos de toma de decisiones, como se ilustra en la Figura 2.1.

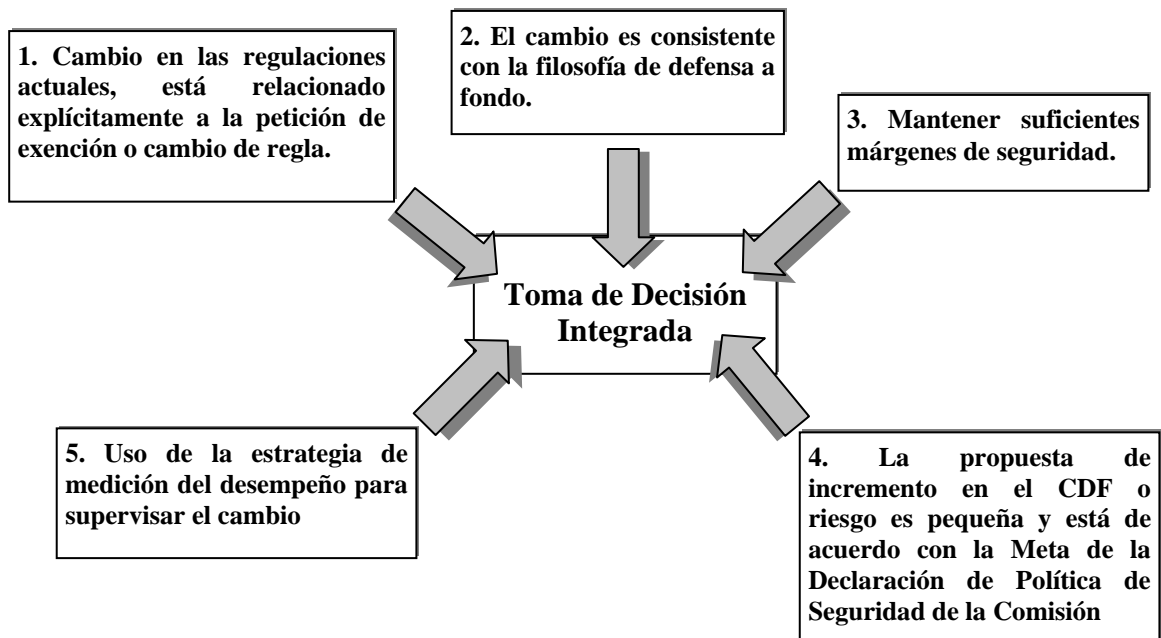


Figura 2.1. Principios de toma de decisión integrada informada en el riesgo.

El equipo de trabajo propuso el acercamiento de la evaluación y las pautas de aceptación de dichos principios. Implementando dichos principios, esperando que:

- Todos los impactos en seguridad de los cambios propuestos sean evaluados de una manera integral como parte del manejo de riesgo global, en el cual el titular del permiso está utilizando el análisis de riesgo para mejorar las decisiones de ingeniería y operacionales ampliamente identificadas y tomando oportunidades de reducir el riesgo, y no sólo para eliminar los requerimientos que el titular de la licencia ve como indeseables. Para los casos cuando el incremento en el riesgo es propuesto, los beneficios deberán ser descritos y deberán ser correspondientes con el incremento de riesgo propuesto. La aproximación utilizada para identificar cambios en los requerimientos deberá ser utilizada para identificar áreas donde los requerimientos deberán ser incrementados, así como donde éstos pueden ser reducidos.
- El alcance y calidad de los análisis de ingeniería (incluyendo análisis tradicionales y probabilísticos) dirigidos a justificar los cambios propuestos LB deberán ser apropiados para la naturaleza y alcance de los cambios, deberán estar basados en el cómo se construye, opera y se mantiene la planta, y deberá reflejar la experiencia operativa de la planta.
- La PRA específica para la planta, apoyando las propuestas del titular de licencia sea sujeta a control de calidad tal como una revisión independiente o certificación.
- La consideración apropiada de la incertidumbre está dada en el análisis y la interpretación de hallazgos, incluyendo la utilización de un programa de monitoreo, retroalimentación, y la acción correctiva dirigida a incertidumbres significantes.
- El uso de la *frecuencia de daño al núcleo* (CDF, siglas en inglés) y una *grande frecuencia de descarga temprana* (LERF, siglas en inglés) como bases para las pautas de aceptación de PRA, es un acercamiento aceptable se dirigió al Principio 4. El uso de las Metas de la Comisión de Seguridad QHOS en lugar de LERF es un principio aceptable, y los titulares de las licencias pueden proponer su uso. Sin embargo, en la práctica, el implementar tal aproximación puede requerir una extensión al Nivel 3 de PRA, en tal caso los métodos y las consideraciones utilizadas en el Nivel 3 de análisis, y asociados a incertidumbre, pueden requerir atención adicional.
- Los aumentos en la estimación de CDF y LERF resultados de los cambios propuestos de LB estarán limitados a pequeños incrementos. El efecto acumulativo de tales cambios deberá ser rastreado y considerado en el proceso de decisión.
- La aceptación de los cambios propuestos deberá ser evaluado por el titular de la licencia de una manera integrada que asegure que todos los principios son cumplidos.
- Datos, métodos, y criterios de evaluación utilizados para apoyar la decisión realizada deben estar bien documentados y disponibles para una revisión pública.

Dados los principios de decisión informada en riesgo discutidos anteriormente, el equipo de trabajo identificó cuatro elementos de aproximación para evaluar los cambios propuestos LB. Esta aproximación, la cual se representa gráficamente en la Figura 2.2, apoya aceptablemente las decisiones de la NRC tomadas en el proceso. Esta aproximación no es secuencial en naturaleza; más bien es iterativa.

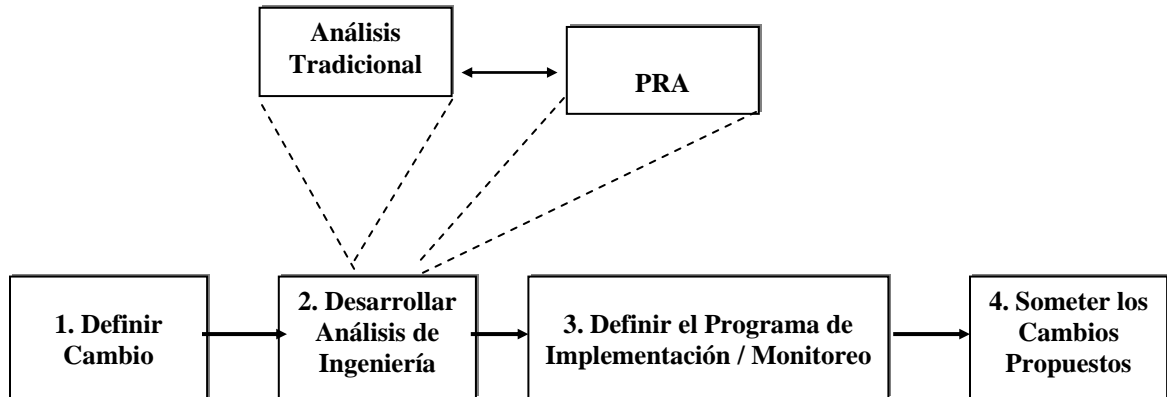


Figura 2.2. Principales elementos del análisis Informado en riesgo y toma de decisión para plantas específicas.

Las evaluaciones de la integridad con la *Mecánica de Fractura Probabilística* (MFP) de vasijas de reactores a presión, son utilizadas para entender la **vulnerabilidad de la vasija bajo condiciones transitorias postuladas**. En dichas evaluaciones, las simulaciones de *Monte Carlo* son utilizadas para probar valores críticos de tenacidad de materiales y otros parámetros característicos de grietas, con su historia de carga específica (presión y temperatura en función del tiempo) del reactor, para determinar la integridad estructural de la vasija bajo las condiciones de prueba.

Los parámetros que se prueban para obtener la tenacidad del material incluyen las propiedades iniciales [$RT_{NDT(U)}$], la composición química (contenido de cobre y níquel) y la fluencia de neutrones. Los parámetros característicos de la grieta incluyen la distribución de profundidad de la grieta y la densidad de la grieta. Estos parámetros característicos de la grieta juegan un papel importante en los resultados de la evaluación de la MFP, pero en la vida real, la determinación de estos está asociada con la incertidumbre.

2.1. FRAGILIZACIÓN DE MATERIALES DE LA VASIJA POR RADIACIÓN DE NEUTRONES

Las vasijas están fabricadas de acero al carbón ferrítico, seleccionado por su resistencia media, alta tenacidad y buena soldabilidad. Sin embargo, la irradiación modifica dichas propiedades provocando un envejecimiento de la vasija. Un incremento en la dureza y la resistencia a la tensión está acompañada por la reducción de la tenacidad a la fractura y un incremento en el comportamiento de fractura frágil. *El parámetro clave que caracteriza la tenacidad a la fractura del material es la temperatura de transición sin ductilidad (RT_{NDT}), temperatura debajo de la cual la falla ocurre de una manera frágil, sin ductilidad.* En la mayoría de los casos, las condiciones de operación normal del reactor están por arriba de la RT_{NDT} ; sin embargo, varias condiciones de transitorios desafían las capacidades de la tenacidad a la fractura de la vasija, como se muestra en la Figura 1.7.

Las soldaduras del Reactor Tipo Agua Hirviente en la región a nivel del núcleo están sujetas a fragilización por radiación de neutrones. Esto tiene un efecto importante en la integridad de la tenacidad a la fractura de la soldadura. Los decrementos de la tenacidad a la fractura en el material soldado está en función del contenido de cobre, níquel y el nivel de fluencia de neutrones en la región a nivel del núcleo (*Guía Reguladora 1.99, 1988*). Es probable que la vasija BWR-5 esté cerca del final de la vida de diseño, el incremento en la *temperatura de referencia ajustada (ART)* sería significativo que la tenacidad a la fractura del material sea mucho más baja que la energía máxima.

La fragilización resultante de la irradiación de electrones está asociada con el incremento de esfuerzos elevando los defectos generados por la irradiación de neutrones. El aumento de resistencia está acompañada por la tenacidad a la fractura, y para metales ferrosos con estructura cristalina cúbica centrada en el cuerpo (utilizados para vasijas a presión) un incremento en la temperatura de transición dúctil-frágil. El cambio en la tenacidad a la fractura se puede determinar midiendo directamente el K_{IC} en las condiciones con y sin irradiación (ver Figura 2.3), y el incremento en la temperatura de transición dúctil-frágil puede estar relacionada a cambios en la energía de impacto (ver Figura 2.4). La fragilización está acompañada no sólo por el incremento en la temperatura de transición dúctil-frágil, sino

también una disminución en el valor de meseta de la energía de impacto. La Figura 2.4 muestra que la temperatura de transición y la meseta (o máximo) valor de la energía de impacto. La Figura 2.4 además muestra que la temperatura de transición y la energía máxima está en correlación con la fluencia de neutrones.

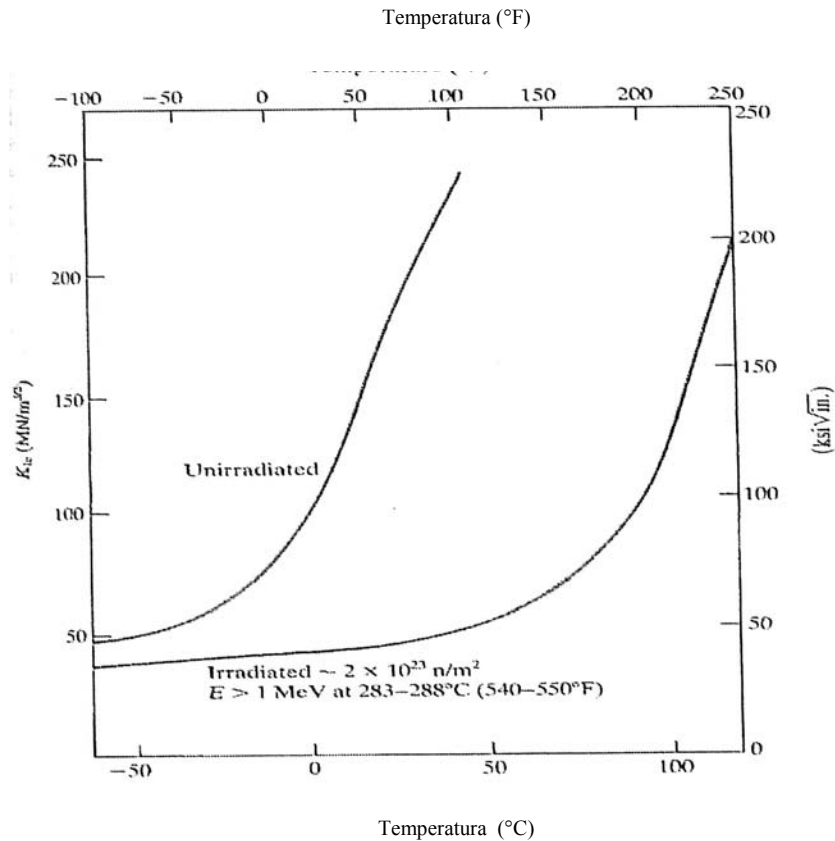
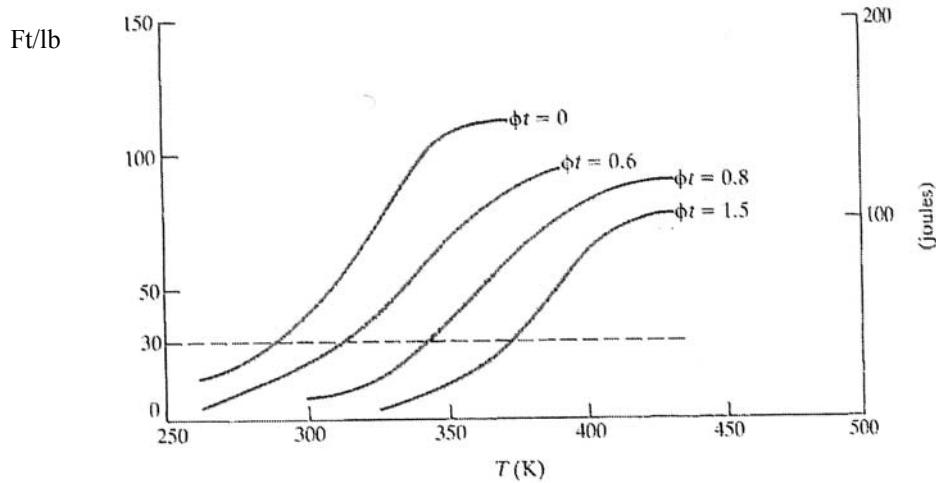


Figura 2.3. Variaciones de la tenacidad a la fractura con temperatura para una vasija de acero a presión. Las curvas muestran como la radiación de neutrones afecta la tenacidad: la radiación aumenta la temperatura de transición dúctil-frágil del acero. Figura reproducida de *J. Test. Eval.*, V. 2, p. 435, 1974 (S.H. Bus).



(ft/lb) Energía de Impacto

Figura 2.4. Energía de impacto vs. Temperatura, para acero irradiado con diferentes fluencias de neutrones (ϕt ; expresada aquí en unidades de 10^{22} n/m², teniendo una energía > 1 MeV). Incremento en la fluencia eleva la temperatura de transición dúctil-frágil (por ejemplo, medida por el criterio de energía 30 ft-lb) y también decrece la energía máxima de impacto. Figura reproducida de *ASTM STP 341, 162, 1963* (F.A. Brandt & A.J. Alexander, “*Radiation Effects on Metals and Neutron Dosimetry*”).

El efecto de la radiación de neutrones puede ser visto de una manera simple. Esto es, con la mayoría de efectos de “endurecimiento” en metales, un incremento en el esfuerzo de cedencia esta asociado con una disminución en la tenacidad a la fractura y, para materiales sensibles a una transición dúctil-frágil, también un incremento en la temperatura de transición dúctil-frágil. La temperatura de irradiación afecta el grado de fragilización. En particular, para una fluencia de neutrones dada, los cambios en la temperatura de transición dúctil-frágil y K_{IC} son menores que la temperatura de irradiación. Esto indica que alguna recuperación de defectos generados por neutrones tiene lugar a altas temperaturas de irradiación.

El Código Federal de Regulaciones requiere que el límite de la presión refrigerante del reactor sea diseñado con amplios márgenes para minimizar la fractura (ver Figura 2.5). Esto requiere de la evaluación de los cambios en la tenacidad a la fractura debido a la radiación de neutrones a lo largo de la vida de diseño. Los cambios en la tenacidad a la fractura pueden ser

estimados utilizando la temperatura de referencia ajustada del material. Esta temperatura para el material en la región a nivel del núcleo puede ser calculada con la siguiente ecuación [4].

$$ART = InitialRT_{NDT} + \Delta RT_{NDT} + M ,$$

donde $Initial RT_{NDT}$ es la temperatura de referencia para el material sin radiación; ΔRT_{ndt} es el ajuste medio en la temperatura de referencia causado por la radiación; M es el término del margen calculado como $M = \sqrt{\sigma_1 + \sigma_\Delta}$ donde σ_1 es la desviación estándar para la RT_{ndt} y σ_Δ es la desviación estándar para ΔRT_{NDT} .

La región a nivel del núcleo (*Beltline*) de la vasija es la zona que incluye material del cascarón, soldadura, zonas afectadas por el calor, placas o forjas, que rodean al núcleo activo y las regiones adyacentes de la vasija del reactor que están pronosticadas a experimentar suficiente daño por radiación de neutrones, para ser considerado en la selección del material limitado con respecto al daño por radiación.

La $Initial RT_{NDT}$ es la temperatura de referencia para el material no irradiado como se define en el *Código de Calderas y Recipientes a Presión* (ASME, 1995). La distribución estadística de los datos de la $Initial RT_{NDT}$ depende de la variabilidad del material y los errores del proceso de medición. En pruebas metalúrgicas de laboratorio han estimado una exactitud de $\pm 20^\circ\text{F}$. Datos presentados por *Combustión Engineering* tienen una desviación de 17°F .

UNITED STATES
NUCLEAR REGULATORY COMMISSION
WASHINGTON, D.C. 20555

July 12, 1988

TO ALL LICENSEES OF OPERATING REACTORS AND HOLDERS OF CONSTRUCTION PERMITS

SUBJECT: **NRC POSITION ON RADIATION EMBRITTLEMENT OF REACTOR VESSEL MATERIALS AND ITS IMPACT ON PLANT OPERATIONS (GENERIC LETTER 88-11)**

The purpose of this letter is to call your attention to the attached copy of Revision 2 to Regulatory Guide 1.99, "Radiation Embrittlement of Reactor Vessel Materials," which became effective May 1988. It will be used by the NRC in reviewing submittals regarding pressure-temperature (P-T) limits and for analyses other than pressurized thermal shock (PTS) that require an estimate of the embrittlement of reactor vessel belline materials.

Licensees and permittees should use the methods described in Revision 2 to Regulatory Guide 1.99 to predict the effect of neutron radiation on reactor vessel materials as required by Paragraph V.A. of 10 CFR Part 50 Appendix G, unless they can justify the use of different methods. The use of the Revision 2 methodology may result in a modification of the pressure-temperature limits contained in Technical Specifications in order to continue to satisfy the requirements of Sec. V of 10 CFR Part 50, Appendix G. Within 180 days of the effective date of Revision 2, licensees should submit the results of their technical analysis and a proposed schedule for whatever actions they propose to take. In the event that such actions are necessary, their schedule is negotiable provided that all actions (hardware, procedures, and/or staff modifications) are completed (fully implemented and operational) within 2 plant outages (approximately 3 years) after the effective date of Revision 2 to Regulatory Guide 1.99.

PWR licensees should note that the Low-Temperature-Overpressure Protection (LTOP) set points and enable temperatures, which are determined from the P-T limits, may also have to be revised as a result of Revision 2. Since Revision 2, in general, results in a lowering of the Appendix G pressure curves and a shift to higher enable temperatures, the resulting narrowing of the operating window may restrict flexibility on heatup and cooldown operations.

Standard Review Plan 5.2.2, "Overpressure Protection," and the associated Branch Position RSB 5-2 is being changed to provide some relief from this impact. Paragraph II.B, which requires protection "at low temperature," is being amended to define the required enable temperature for the LTOP system based on a fracture criterion. Automatic, or passive, protection of the upper end of the P-T limits will not be required but administratively controlled. At the lower end of the P-T limits, for example during startup, automatic protection of the Appendix G P-T limits is still required for anticipated operational occurrences.

As plants age, it is expected that the operating window will continue to narrow and startup operations will become more difficult. Revision 2 accelerates this narrowing of the operating window. Licensees are encouraged to 8807130454.

Review system hardware and operating procedures to determine what changes could be made to reduce the likelihood of LTOP challenges. If changes can be implemented to demonstrate that the frequency of an LTOP event that would exceed Appendix G limits is expected to be much less than one per reactor lifetime, then the staff would consider alternatives to Appendix G LTOP set points with appropriate justification of adequate safety from the standpoint of fracture prevention.

BWR licensees should note that the use of Revision 2 as the basis for P-T limits for BWR pressure tests will require higher pressure test temperatures in many cases. The NRC does not accept the BWR Owners Group position that the margins given by following the procedures of Appendix G, 10 CFR Part 50 can safely be reduced.

With regard to the pressurized thermal shock issue in PWRs, the staff is presently considering an amendment to the PTS Rule, 10 CFR 50.61, that will replace the equations for RTPTS given in paragraph (b)(2) with the calculation procedure given in Section C.1 Revision 2 to Reg. Guide 1.99, but will not change the screening criterion.

Based on calculations reported in the Regulatory Analysis, a number of reactor vessels will reach the screening criterion sooner, using Revision 2, and in a few cases that date will precede the end of license. To see if their plant falls in this category, licensees may wish to repeat the calculation of RTPTS values submitted to the NRC in response to the PTS Rule (January 23, 1986 submittal) for the critical materials in the vessel belline, using Section C.1 of Revision 2 to Regulatory Guide 1.99. The purpose of this suggestion is simply to provide early warning that further flux reduction should be considered in some plants.

This request for information is covered by the Office of Management and Budget under Clearance Number 3150-0011, which expires December 31, 1989. Comments on burden and duplication may be directed to the Office of Management and Budget, Reports Management, Room 3208, New Executive Office Building, Washington, D.C. 20503.

Sincerely,

Frank J. Minaglia, Jr.
Associate Director for Projects
Office of Nuclear Reactor Regulation

Enclosure:
Revision 2 to R.G. 1.99

Figura 2.5. Carta genérica 88-11 de U.S. NRC

La *Guía Reguladora 1.99, Revisión 2* proporciona ecuaciones de cambio individuales para la soldadura y materiales de la placa. En ambos casos la ecuación de cambio en RT_{NDT} está definida como el producto de factores que describen los efectos de la fluencia y química del material en el ΔRT_{NDT} [4]:

$$\Delta RT_{NDT} = FF * CF$$

donde FF es el factor de fluencia de neutrones y CF es el factor químico. El factor de fluencia es el mismo tanto para soldaduras y placas, pero el factor químico difiere para los dos tipos de materiales.

El factor de fluencia tanto para soldaduras y placas se define como [1]:

$$FF = f^{0.28 - 0.1 \times \log(f)}$$

donde $f = F/10^{19}$; la fluencia de neutrones f , para alguna profundidad x , en las paredes de la vasija está determinada como:

$$F = F_{surf} e^{-\alpha x}$$

donde F_{surf} es la fluencia de neutrones en la superficie interior y α es la constante de atenuación de neutrones.

El factor químico para la ecuación de cambio en la soldadura se define como [1]:

$$CF_{weld} = 360 \times Cu \left\{ 1 + 1.38 \left[ERF \left(\frac{0.3 \times Ni - Cu}{Cu} \right) \right] + 1 \right\}$$

donde el término *ERF* se refiere al error de la función. El factor químico para soldaduras está dado en la Tabla 2.1 en función de los contenidos de *Cu* y *Ni*. El factor químico para materiales de placa se define como el mayor de los dos factores calculado de las ecuaciones desarrolladas independientemente por *G.L. Guthrie* [5] y *G.R. Odette* [6].

Tabla 2.1. Factor químico para las soldaduras, °F

Cobre, % de peso	Níquel, % de peso						
	0	0.20	0.40	0.60	0.80	1.00	1.20
0	20	20	20	20	20	20	20
0.01	20	20	20	20	20	20	20
0.02	21	26	27	27	27	27	27
0.03	22	35	41	41	41	41	41
0.04	24	43	54	54	54	54	54
0.05	26	49	67	68	68	68	68
0.06	29	52	77	82	82	82	82
0.07	32	55	85	95	95	95	95
0.08	36	58	90	106	108	108	108
0.09	40	61	94	115	122	122	122
0.10	44	65	97	122	133	135	135
0.11	49	68	101	130	144	148	148
0.12	52	72	103	135	153	161	161
0.13	58	76	106	139	162	172	176
0.14	61	79	109	142	168	182	188
0.15	66	84	112	146	175	191	200
0.16	70	88	115	149	178	199	211
0.17	75	92	119	151	184	207	221
0.18	79	95	122	154	187	214	230
0.19	83	100	126	157	191	220	238
0.20	88	104	129	160	194	223	245
0.21	92	108	133	164	197	229	252
0.22	97	112	137	167	200	232	257
0.23	101	117	140	169	203	236	263
0.24	105	121	144	173	206	239	268
0.25	110	126	148	176	209	243	272
0.26	113	130	151	180	212	246	276
0.27	119	134	155	184	216	249	280
0.28	122	138	160	187	218	251	284
0.29	128	142	164	191	222	254	287
0.30	131	146	167	194	225	257	290
0.31	136	151	172	198	228	260	293
0.32	140	155	175	202	231	263	296
0.33	144	160	180	205	234	266	299
0.34	149	164	184	209	238	269	302
0.35	153	168	187	212	241	272	305
0.36	158	172	191	216	245	275	308
0.37	162	177	196	220	248	248	311
0.38	166	182	200	223	250	281	314
0.39	171	185	203	227	254	285	317
0.40	175	189	207	231	257	288	320

La ecuación de *Guthrie* define el factor químico como:

$$CF_{Guthrie} = -38.2 + 547.6 \times Cu + 526.46 \times Cu \times \tanh\left(\frac{0.304 \times Ni}{Cu}\right),$$

y *Odette* define el factor químico como:

$$CF_{Guthrie} = -388.8 \times Cu \times \left\{ 1 + 0.33 \left[\operatorname{erf}\left(\frac{0.77 \times Ni - Cu}{Cu}\right) \right] + 1 \right\}.$$

El factor químico para placas en función de los contenidos de *Cu* y *Ni* esta dado en las Tabla 2.2.

Después de calcular ART del material debido a la fragilización por neutrones, la tenacidad a la fractura, K_{IC} , la tenacidad de arrestamiento, K_{IA} de grietas, se puede calcular en función de la temperatura como [4]:

$$K_{IC} = \begin{cases} 36.2 + 49.4 \times \exp[0.0104 \times (T - RT_{NDT})], & T - RT_{NDT} \leq 50^\circ F \\ 55.1 + 28 \times \exp[0.0214 \times (T - RT_{NDT})], & T - RT_{NDT} > 50^\circ F \end{cases}$$

y

$$K_{IA} = \begin{cases} 19.9 + 43.9 \times \exp[0.00993 \times (T - RT_{NDT})], & T - RT_{NDT} \leq 50^\circ F \\ 70.1 + 6.5 \times \exp[0.0196 \times (T - RT_{NDT})], & T - RT_{NDT} > 50^\circ F \end{cases}$$

Las curvas medias están truncadas para algunos valores máximos de intensidad de esfuerzos. Por ejemplo 200 ksi*in utilizado en el equipo de trabajo de evaluación de recipientes a presión.

La fragilización de la vasija es generalmente mayor en reactores de agua presurizados (PVR) que en reactores tipo agua hirviente (BWR). Las vasijas BWR experimentan menor irradiación de neutrones y por lo tanto menor fragilización. La experiencia propia de los PWR (Reactor de Agua a Presión), utilizan el diseño de núcleo “fuga baja” lo cual reduce el número de neutrones que rebasan las paredes del núcleo y esto limita la fragilización de la vasija. Sin embargo, la razón por la cual el acero de la vasija presenta fragilización depende también de la composición química.

Tabla 2.2. Factor químico para material de anillos, °F

Cobre, wt-%	Niquel, wt-%						
	0	0.20	0.40	0.60	0.80	1.00	1.20
0	20	20	20	20	20	20	20
0.01	20	20	20	20	20	20	20
0.02	20	20	20	20	20	20	20
0.03	20	20	20	20	20	20	20
0.04	22	26	26	26	26	26	26
0.05	25	31	31	31	31	31	31
0.06	28	37	37	37	37	37	37
0.07	31	43	44	44	44	44	44
0.08	34	48	51	51	51	51	51
0.09	37	53	58	58	58	58	58
0.10	41	58	65	65	67	67	67
0.11	45	62	72	74	77	77	77
0.12	49	67	79	83	86	86	86
0.13	53	71	85	91	96	96	96
0.14	57	75	91	100	105	106	106
0.15	61	80	99	110	115	117	117
0.16	65	84	104	118	123	125	125
0.17	69	88	110	127	132	135	135
0.18	73	92	115	134	141	144	144
0.19	78	97	120	142	150	154	154
0.20	82	102	125	149	159	164	165
0.21	86	107	129	155	167	172	174
0.22	91	112	134	161	176	181	184
0.23	95	117	138	167	184	190	194
0.24	100	121	143	172	191	199	204
0.25	104	126	148	176	199	208	214
0.26	109	130	151	180	205	216	221
0.27	114	134	155	184	211	225	230
0.28	119	138	160	187	216	233	239
0.29	124	142	164	191	221	241	248
0.30	129	146	167	194	225	249	257
0.31	134	151	172	198	228	255	266
0.32	139	155	175	202	231	260	274
0.33	144	160	180	205	234	264	282
0.34	149	164	184	209	238	268	290
0.35	153	168	187	212	241	272	298
0.36	158	173	191	216	245	275	303
0.37	162	177	196	220	248	278	308
0.38	166	182	200	223	250	281	313
0.39	171	185	203	227	254	285	317
0.40	175	189	207	231	257	288	320

Las cantidades de elementos en el acero, cobre y níquel, son los componentes más importantes en la determinación de que tan sensible es el acero a la irradiación de neutrones.

Los datos de la composición química de la soldadura y la fluencia de neutrones para los BWR de los Estados Unidos de Norteamérica son presentados en la Tabla 2.3 para las soldaduras axiales y circunferenciales en la región a nivel del núcleo. La composición química en el material de soldadura depende favorablemente del calentamiento del material y del flujo utilizado en el proceso de soldadura. Los datos de la composición química de material en la Tabla 2.3 representan los valores típicos para las soldaduras circunferenciales y longitudinales en la región a nivel del núcleo para cada vasija. Nótese en cuatro vasijas de BWR en Estados Unidos no hay soldaduras circunferenciales en la región a nivel del núcleo.

Para el porcentaje de peso de cobre, éste varía de 0.03% a 0.37% para soldaduras axiales y de 0.02% a 0.35% para soldaduras circunferenciales. Para el porcentaje de peso de níquel, éste varía de 0.2% a 1.2% para soldaduras axiales y de 0.03% al 1.1% para soldaduras circunferenciales.

Los datos iniciales de RT_{NDT} se presentan en la Tabla 2.3. Para soldaduras longitudinales a nivel del núcleo, es de un mínimo de -70°F a un máximo de 23°F . Para soldaduras circunferenciales a nivel del núcleo, el mínimo es de -70°F y el máximo es de 20°F .

La fluencia de neutrones se presenta en la Tabla 2.3 para vasijas. Éste varía de $0.23 \times 10^{18} \text{ n/cm}^2$ a $6.9 \times 10^{18} \text{ n/cm}^2$ para soldaduras longitudinales y $0.23 \times 10^{18} \text{ n/cm}^2$ a $5.1 \times 10^{18} \text{ n/cm}^2$ para soldaduras circunferenciales. Compare estos datos con gráficos de fluencia vs años en servicio, presentados en Figuras 1.10 y 1.11, para Unidades 1 y 2 de la Central *Laguna Verde*.

La fluencia individual en cada vasija depende del ángulo de azimut de la soldadura relativo a la configuración del envolvente de combustible y la elevación de la localización particular en la soldadura del fondo del envolvente de combustible (BAF, siglas en inglés). Por lo tanto, la **fluencia actual en cada soldadura puede estar muy debajo del nivel pico de fluencia de neutrones**.

Tabla 2.3. Composición química de las soldaduras y fluencia de neutrones a nivel de núcleo (*beltline*) para vasijas de reactores BWR de las Estados Unidos de Norteamérica

No. de Unidad	Soldaduras longitudinales				Soldaduras circunferenciales			
	% de peso Cu	% de peso Ni	Initial RT _{NDT} (°F)	Fluencia 10 ¹⁸ n/cm ²	% de peso Cu	% de peso Ni	Initial RT _{NDT} (°F)	Fluencia 10 ¹⁸ n/cm ²
1	0.25	0.35	10	1.25	0.31	0.59	20	0.945
2	0.28	0.35	10	0.0605	0.09	0.65	-40	0.605
3	0.25	0.35	10	1.06	0.09	0.67	-40	0.792
4	0.05	0.96	10	1.23	0.06	0.87	10	1.23
5	0.05	0.96	10	1.27	0.02	0.9	10	1.27
6	0.1	1.08	-30	6.9	No hay soldaduras circunferenciales a nivel de núcleo			
7	0.19	0.97	-50	1.6	0.2	0.69	-50	1.6
8	0.24	0.36	23	0.36	0.26	0.61	10	0.36
9	0.24	0.36	23	0.51	0.35	0.58	-5	0.51
10	0.03	0.91	-50	3.6	0.03	1.02	-50	2.5
11	0.26	0.87	-44	0.58	0.23	1	-50	0.58
12	0.22	1	-48	1.61	0.34	0.61	-50	1.81
13	0.06	1.08	-30	2.5	No hay soldaduras circunferenciales a nivel de núcleo			
14	0.28	0.76	-50	1.8	0.17	1	-10	1.1
15	0.23	0.5	-50	1.54	0.07	0.03	-50	1.54
16	0.08	0.59	-30	0.74	0.1	0.68	-40	0.494
17	0.37	0.75	-30	0.45	0.24	1	-50	0.45
18	0.03	0.9	-6	0.536	0.04	0.95	-34	0.536
19	0.04	1.08	-12	1.9	0.09	1	-50	1.9
20	0.04	1.08	-12	1.9	0.09	1	-60	1.9
21	0.26	1.2	-20	1.5	0.18	1.03	-50	1.5
22	0.1	0.99	-65	5.1	0.1	0.99	-65	5.1
23	0.22	0.2	-50	2.21	0.22	0.2	-50	2.21
24	0.07	0.71	-60	0.5	0.06	0.85	-50	0.5
25	0.35	0.2	-8	3.74	0.22	0.11	-50	3.74
26	0.21	0.21	-45	0.88	0.06	0.97	-32	0.88
27	0.21	0.21	-45	0.79	0.11	0.96	-50	0.79
28	0.06	1.08	-30	4.9	No hay soldaduras circunferenciales a nivel de núcleo			
29	0.13	1.06	0	2	0.13	0.71	0	2
30	0.24	0.36	23	0.35	0.31	0.59	-5	0.35
31	0.24	0.36	23	0.49	0.05	0.96	-32	0.49
32	0.09	0.93	-50	6.6	No hay soldaduras circunferenciales a nivel de núcleo			
33	0.04	1.1	-50	0.79	0.04	1.1	-50	0.76
34	0.06	0.89	-0	0.78	0.06	0.89	-20	0.78
35	0.04	1	-70	0.23	0.04	1	-70	0.23
36	0.1	0.92	-38	0.757	0.09	0.92	-50	0.757

2. 2 INSPECCIÓN DE LAS SOLDADURAS DE LA VASIJA DEL REACTOR EN SERVICIO BASADA EN UN ANÁLISIS DE MECÁNICA DE FRACTURA DETERMINÍSTICA

La aproximación determinista está basada en dos principios: 1) *barreras seguras de fuga* y 2) el *concepto de defensa a fondo*. En éste último caso consiste en tomar en cuenta fallas potenciales de equipos y errores humanos, para que puedan aplicarse las medidas preventivas pertinentes, y de hacer provisiones para la instalación de dispositivos sucesivos para presentar respuesta a tales fallas y limitar sus consecuencias.

Cuando las fracturas son identificadas en estructuras o componentes durante el servicio, éstas deben evaluarse para determinar la conveniencia de que el componente continúe operando. La Mecánica de la Fractura proporciona una metodología para evaluar la integridad estructural de componentes que presentan grietas y demostrar si estas son capaces de continuar operando con seguridad. El criterio básico en cualquier análisis en Mecánica de la Fractura es prevenir la falla. Para lograr esto, la fuerza de crecimiento de la grieta debe ser menor que la resistencia del material al agrietamiento, como se ilustra en la Figura 2.6.

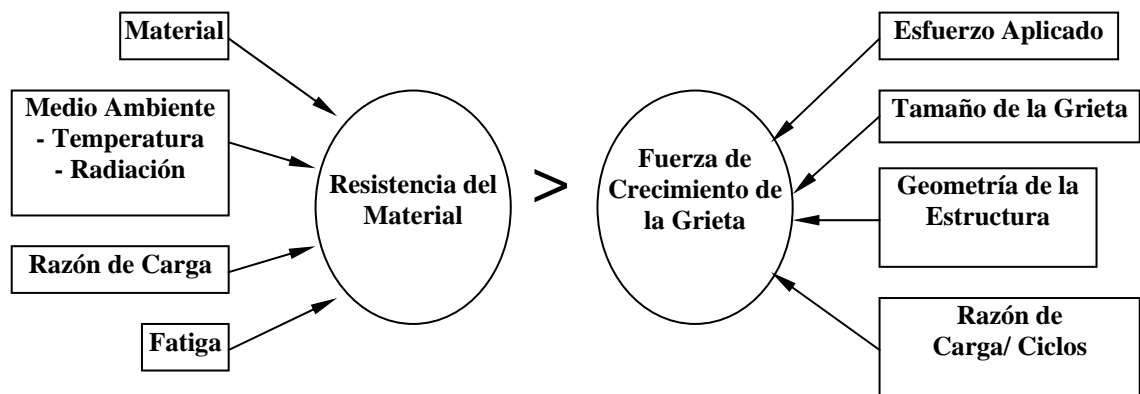


Figura 2.6. Criterio básico en Mecánica de la Fractura

El crecimiento de la grieta y la resistencia del material dependen de las condiciones de fractura. *Bajo un estado de esfuerzos dado, el tamaño de la grieta al cual la fuerza de crecimiento de la grieta es igual a la resistencia del material es denominado tamaño crítico de grieta.* De manera general, un factor de seguridad es aplicado a la resistencia del material,

en comparación con la fuerza de crecimiento de la grieta, para determinar el tamaño de grieta permisible para un componente.

La predicción de la vida útil de una estructura es el resultado de un procedimiento que permita conocer los siguientes aspectos:

1. Identificar y caracterizar los mecanismos de degradación presentes en función de las condiciones de servicio.
2. Evaluar las propiedades mecánicas del material en las condiciones actuales de servicio.
3. Establecer los criterios de falla de acuerdo con las condiciones de operación y modos de falla.
4. Establecer las ecuaciones de rapidez de crecimiento de defectos de acuerdo con los mecanismos de daño, las condiciones de servicio y las propiedades del material.

Básicamente, el sistema de predicción de vida es un programa que funciona de acuerdo con el diagrama de flujo de la Figura 2.7.

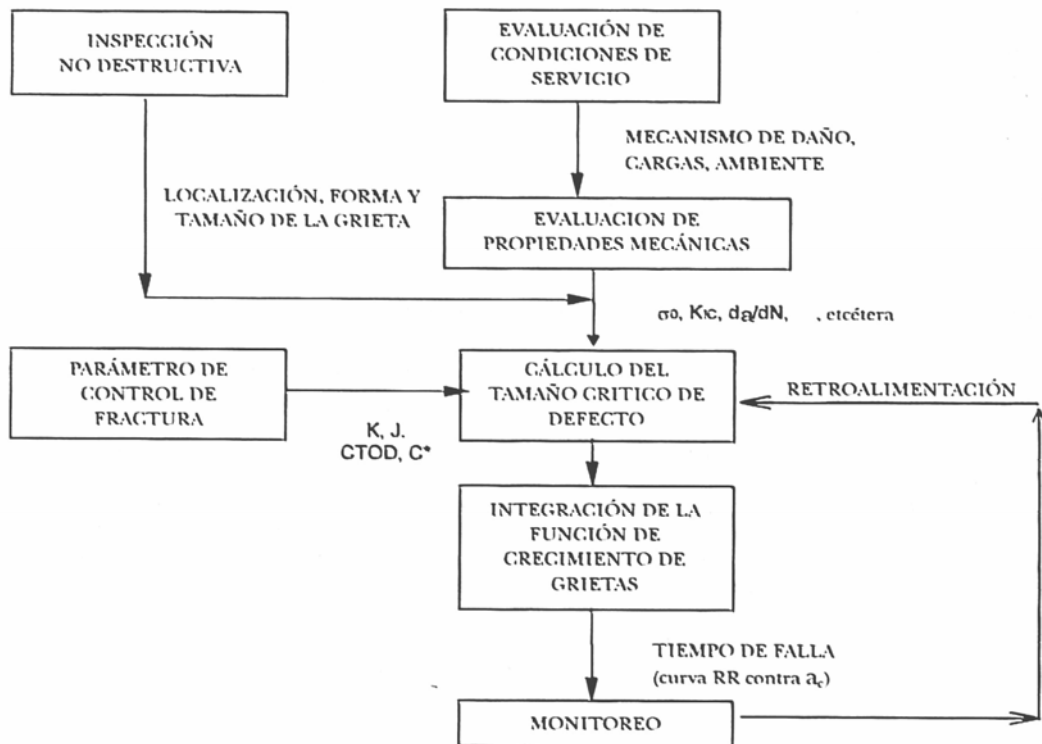


Figura 2.7. Método de cálculo de vida residual de la vasija con grietas detectadas

A partir de una inspección no destructiva se establecen el tamaño, forma, tipo y distribución de los defectos presentes en la vasija. Se define tamaño crítico de defecto a la dimensión máxima que puede tener un defecto justo antes que provoque una falla, bajo las condiciones de servicio y regímenes transitorios especificados:

Cálculos determinísticos del análisis de las soldaduras de la vasija del reactor BWR-5:

- **Parámetros de entrada:**

1. Presión (P) y temperatura (T) del refrigerante del reactor en función del tiempo para un transitorio dado.
2. Coeficiente de transferencia de calor superficial (h_{eff} & H_{eff}).
3. Propiedades del material.
4. Fluencia para la superficie interior de la vasija (fluencia en la punta de la grieta $f(a) = f_0 e^{-\gamma a}$).
5. Dimensiones geométricas de la vasija.

- **Cálculos:**

1. $K_I(a) < K_{IC}$ – No hay crecimiento de la grieta.
2. $K_I(a) > K_{IC}$ – la grieta avanza 0.635 mm (1/4 inch) y se arresta si $K_I(a+0.635) < K_{IA}$.
3. $K_I(a) > K_{IC}$ – la grieta avanza 0.635 mm (1/4 inch) y la vasija falla si $K_I(a+0.635) > K_{IA}$.

- **Resultados de los cálculos:**

1. Factor de intensidad de esfuerzos en la punta de la grieta.
2. Posiciones correspondientes a la punta de la grieta.
3. Condiciones en la punta de la grieta en cada momento.
4. Tenacidad del inicio de crecimiento de la grieta.
5. Tenacidad de “arrestamiento” de la grieta creciente.

El carácter estimativo de los cálculos de predicción de vida obliga a la verificación de su exactitud a través del monitoreo (ver Figura 2.8)

Los Análisis de Mecánica de la Fractura Determinista producen resultados típicamente conservativos, debido a que algunas suposiciones deben ser hechas para algunos de los parámetros clave. Sin embargo, estos parámetros pueden variar significativamente y se puede asumir que varían de manera aleatoria. Por ejemplo, la tenacidad a la fractura del material y esfuerzos residuales por soldadura, en ambos se ha encontrado, basado en mediciones reales, que demuestran una dispersión significativa.

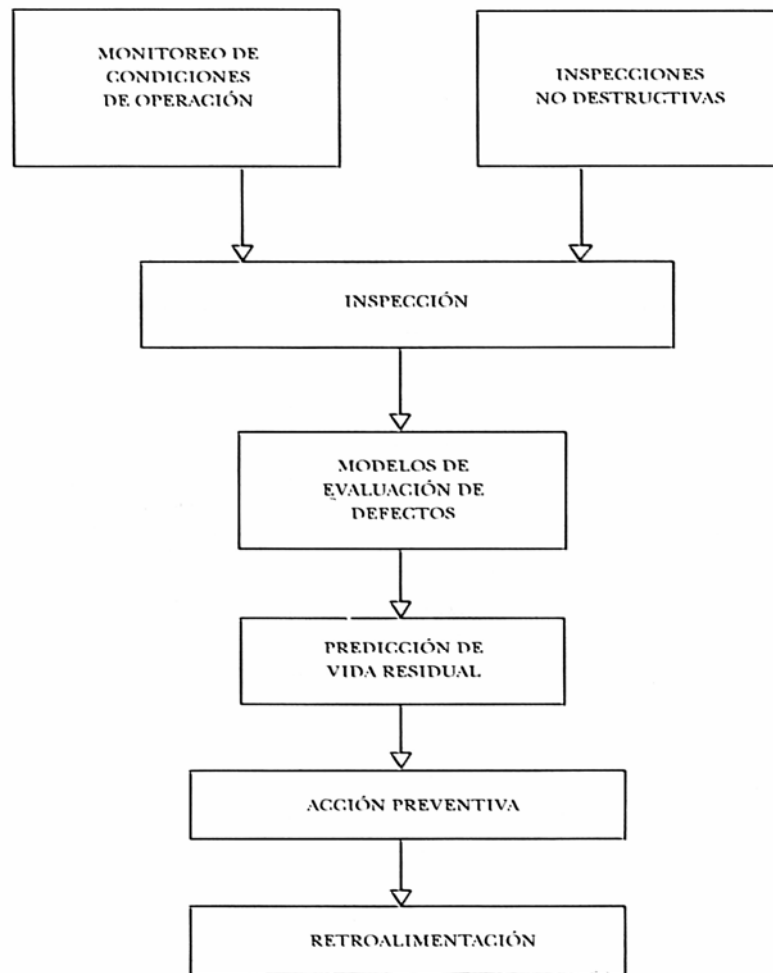


Figura 2.8. Monitoreo e inspección

2.3. CONCEPTO DE RIESGO

Las instalaciones nucleares están diseñadas para que el riesgo asociado con su operación esté dentro de límites aceptables por la gente y el medio ambiente. No existe una definición precisa; sin embargo, lo que constituye un “*riesgo aceptable*”, es básicamente una noción subjetiva. En su forma más simple, el riesgo denota el nivel de incertidumbre asociado con una acción individual dada. La aceptación del riesgo está generalmente gobernada por el grado para el cual es considerado relativamente improbable y de consecuencias limitadas.

En instalaciones nucleares, como en alguna planta industrial, la evaluación de riesgo distingue entre los riesgos potenciales que pueden ser encontrados en la ausencia de cualquier medida de protección, y los riesgos residuales permanecerán a pesar de las medidas tomadas. El problema queda en la última evaluación, por tanto no hay forma de asegurarse de que el problema haya sido eliminado completamente.

El concepto de probabilidad de evento y sus consecuencias asociadas fueron rápidamente incorporados en los procedimientos de análisis de seguridad, tomando en cuenta el hecho de que la probabilidad de un accidente debe ser inversamente proporcional a la severidad de las consecuencias potenciales para la gente y el medio ambiente. Esta aproximación puede representarse esquemáticamente en el diagrama probabilidad-consecuencia (conocido como una “*Curva Farmer*”), la fija dominios de aceptación y prohibición (Figura 2.9).

La pregunta que el analista se hace así mismo cuando desarrolla una evaluación de riesgo es qué condiciones de accidente se debe tomar en cuenta y a qué nivel de probabilidad debe perseguir en su análisis. Como el uso de análisis de riesgo probabilistas se ha extendido, las autoridades encargadas de la seguridad consultaron a ingenieros en diseño de tal manera que pudieran implementar las medidas necesarias siempre y cuando los análisis indicaran que la probabilidad de ocurrencia de un evento fuera suficientemente alta de tal manera que pudiera tener consecuencias inaceptables para la gente y el medio ambiente.

Así por ejemplo, algunas autoridades en seguridad estipularon que la probabilidad global de que un reactor nuclear presentara un accidente de consecuencias inaceptables debe permanecer menor a **10^{-6} por año**. ¿Pero que significa ésta figura realmente?. Significa que la

probabilidad teórica de que éste evento ocurra equivale a una vez en un millón de años, lo cual es equivalente a la oportunidad de ganar la lotería en la cual hay un millón de boletos.

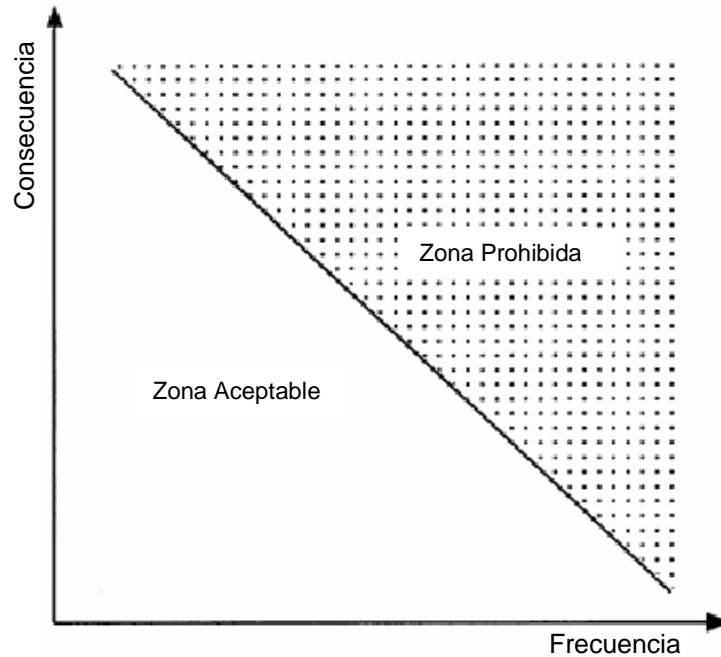


Figura 2.9. Diagrama de probabilidad - consecuencia.

Existe una metodología especializada para análisis y simulación de riesgos, en la que es posible realizar un análisis para crear modelos o para la toma de decisiones. Tal es el caso de la técnica conocida como *Monte Carlo*, técnica cualitativa y cuantitativa que permite simular y tomar decisiones, donde un valor incierto es reemplazado por un rango de posibles valores, dicha técnica recalculará varias veces con números aleatorios en la función y como resultado se obtendrán varias distribuciones posibles y probabilidades de obtenerlas. Por lo que es de gran ayuda para seleccionar una decisión de alguna acción probable y entender mejor los posibles casos. De manera general éste proceso puede resumirse en cuatro pasos:

- a) Desarrollo del modelo,
- b) Identificar la incertidumbre,
- c) Análisis del modelo con simulación,
- d) Toma de decisión.

2.4. DISTRIBUCIÓN DE DEFECTOS EN LAS SOLDADURAS DE LA VASIJA

La falla de la vasija a presión de un reactor está basada en la consideración de la presencia de grietas postuladas. Estas grietas pueden ser causadas por un deficiente control de calidad en manufactura, soldadura o inducidas en servicio por corrosión y cavitación. Utilizando la geometría de soldadura típica de una vasija BWR, la compañía “*Structural Integrity Associates*” ha postulado que hay alrededor de **0.044 grietas por pulgada de soldadura**.

El tamaño de grietas en el material de soldadura presenta una gran incertidumbre. Las distribuciones de tamaño de grieta en la literatura están basadas en la experiencia de los fabricantes de vasijas; sin embargo, no llevan directamente a una distribución de grietas cuantificable, y las inspecciones no destructivas son de utilidad limitada debido a que las grietas de interés son aquellas de tamaño desconocido que no fueron detectadas.

Marshall [7] realizó un estudio sobre el número de grietas por manufactura y distribución del tamaño de grietas. Él junto con sus colegas de AERE Harwell presentó una “distribución de defectos en la vasija cuando ésta entra en servicio”, la cual se ha sido publicada ampliamente. La distribución que lleva el nombre de Marshall se define como:

$$N(x) = A(x) \times B(x),$$

donde $N(x)$ es la distribución del tamaño de grietas en toda la vasija, $A(x)$ es el número promedio de grietas por vasija de profundidad x después de la manufactura pero antes de pre-servicio, o inspección no destructiva por métodos ultrasónicos, y $B(x)$ es la probabilidad de que una grieta de profundidad x no sea detectada por la examinación. Estimaciones de las funciones $A(x)$ y $B(x)$ obtenidas por *Marshall* son [7]:

$$A^*(x) = 14.8 \times \exp(-4.06x), x > 0$$

y

$$B^*(x) = 0.005 + 0.995 \times \exp(-2.88x), x > 0,$$

por tanto

$$N^*(x) = 0.074 \times \exp(-4.06x) + 14.73 \times \exp(-6.94x), x > 0.$$

La profundidad x , está dada en pulgadas. Puesto $\int_0^{\infty} A(x)dx = 3.6$, $A(x)$ no representa la distribución de una falla seleccionada al azar, sino una distribución complicada por consideraciones del número de grietas por vasija (después de manufactura y antes de las inspecciones no destructivas).

La función $A^*(x)$ fue determinada utilizando la información de pruebas ultrasónicas de 44 reactores de agua ligera y, para grandes valores de x , pruebas en vasijas no nucleares. Una estimación de $B^*(x)$ fue obtenida tomando la experiencia de más de 20 experimentos de inspecciones ultrasónicas.

Por tanto, $\int_0^{\infty} N^*(x)dx = 2.14$, la versión correcta de la distribución Marshall con una media de tamaño de grieta de 0.14 in. (3.56 mm) tiene la forma:

$$P(a) = 0.0346 \times \exp(-4.06x) + 6.88 \times \exp(-6.94x).$$

Otro estudio se realizó en una sección de material, removida de la parte media de la vasija. En este caso se consideraron dos grietas con profundidad significativa de 11370 in.³ (**0.186 m³**) de soldadura. En otros estudios, *Babcock & Wilcox* and *Selby*, fue utilizada una densidad de grietas de 45 fallas/35.31 ft³ (**45 fallas/m³**).

Vesely [8] propuso la distribución del tamaño de grieta denominada OCTAVIA en vasijas PWR. Esta distribución es caracterizada puesto que la probabilidad P_s de la profundidad de la grieta en el volumen de la soldadura de la región a nivel del núcleo cae dentro de un intervalo particular del tamaño de grieta. En este sentido, la distribución OCTAVIA utiliza la probabilidad del tamaño de grieta como se muestra en la Tabla 2.4.

Después, la distribución de grietas OCTAVIA fue modificada interpolando algunos intervalos de tamaño adicional y ajustando para la diferencia en el volumen de soldadura considerado. Los tamaños de grieta adicional, utilizados por ejemplo en el software VISA, son mayores a una pulgada. La interpolación es llevada a cabo ajustando a una función

cuadrática a través de los últimos tres puntos del logaritmo de la distribución normal OCTAVIA. En VISA-II, los valores obtenidos de la evaluación de la función cuadrática para los puntos finales del intervalo son redondeados para obtener consistencia con la distribución OCTAVIA original.

Tabla 2.4. Distribución de tamaño de grieta OCTAVIA original. [8]

Tamaño Nominal de la grieta (plg)	Intervalo de Tamaño de grieta (plg)	Probabilidad P_s
0.125	0 – 0.1875	0.25
0.25	0.1875 – 0.375	0.125
0.5	0.375 – 0.75	0.025
1	0.75 – 1.5	0.0025
2	1.5 – 2.5	0.00025
3	2.5 – más	0.000025

La distribución OCTAVIA deja algunas probabilidades sin asignar, puesto que las probabilidades (P_s) suma solamente 0.402775. La probabilidad restante puede ser asignada para tamaños de grieta que son ilógicos. Por conveniencia, la clase de grietas ilógicas pueden ser denominados como tamaño cero, correspondiente a soldaduras libres de defectos. Con esta convención, la distribución interpolada para el volumen total de soldadura en la vasija esta dada en la Tabla 2.5.

Del código original de VISA, considerando solamente una sólo soldadura en la zona a nivel del núcleo, o alrededor de 1/6 del volumen de soldadura en el cual la distribución OCTAVIA está basada. Las probabilidades en la Tabla 2.5 requieren modificarse para proporcionar la probabilidad de profundidad para una grieta seleccionada al azar. Haciendo $F_T(s)$ la función de la probabilidad normal para la grieta más grande en el volumen total de soldadura, y haciendo $F_1(s)$ la función correspondiente para una sola soldadura. Puesto que hay seis soldaduras en el volumen total, y $F_1(s) = [F_T(s)]^{1/6}$. Los valores en la Tabla 2.6 son calculados para el punto de la extrema derecha de los intervalos de tamaño-grieta mostrados en la tabla. Los intervalos de probabilidades fueron obtenidos tomando diferencias sucesivas.

Un ejemplo de la distribución de grietas la cual toma en cuenta la longitud de la grieta, así como la profundidad de la grieta esta dado en la Tabla 2.7. Esta distribución esta basada en la estimación de *French* de longitud y profundidad de grieta [9].

Tabla 2.5. Distribución Interpolada OCTAVIA para el total de soldaduras en el volumen de la Vasija. [8]

Tamaño Nominal de la grieta (plg)	Intervalo de Tamaño de grieta (plg)	Probabilidad P_s
0	0	0.597225
0.125	0 – 0.1875	0.25
0.25	0.1875 – 0.375	0.125
0.5	0.375 – 0.75	0.025
1.0	0.75 – 1.25	0.0022
1.5	1.25 – 1.75	0.000425
2.0	1.75 – 2.75	0.0001
3.0	2.75 – 3.25	0.000015
3.5	3.25 – más grandes	0.000005

Tabla 2.6. Distribución OCTAVIA para 1/6 del total del volumen de la Vasija. [8]

Tamaño Nominal de la grieta (plg)	Intervalo de Tamaño de grieta (plg)	Probabilidad P_s
0	0	0.91767661
0.125	0 – 0.1875	0.05507015
0.25	0.1875 – 0.375	0.02256957
0.5	0.375 – 0.75	0.00422063
1.0	0.75 – 1.25	0.00036718
2.0	1.25 – 1.75	0.00001667
2.5	1.75 – 2.75	0.00000500
3.0	2.75 – 3.25	0.00000250
3.5	3.25 – más grandes	0.00000083

Tabla 2.7. Distribución de grietas con profundidad y longitud por French. [9]

Tamaño Nominal de la grieta (plg)	Intervalo de Tamaño de grieta (plg)	Longitud Nominal de la grieta (plg)	Probabilidad P _S
0.12	0 – 0.177	0.236	0.398273
0.12	0 – 0.177	0.709	0.548565
0.12	0 – 0.177	0.2.362	0.047342
0.12	0 – 0.177	5.197	0.000902
0.30	0.177 – 0.413	0.236	0.000226
0.30	0.177 – 0.413	0.709	0.002555
0.30	0.177 – 0.413	2.362	0.001931
0.30	0.177 – 0.413	5.197	0.000180
0.70	> 0.413	0.236	0.000000
0.70	> 0.413	0.709	0.000005
0.70	> 0.413	0.2.362	0.000007
0.70	> 0.413	5.197	0.000014

Becher y Hansen [10] han utilizado radiografía para medir la longitud de las grietas en recipientes a presión y tienen un ajuste a distribución log-normal para esos datos. La profundidad de grieta deber ser inferida de algunas relaciones asumidas entre longitud y profundidad.

Becher and Pedersen [11] utilizan la distribución exponencial desplazada:

$$P(x) = 2.56 \times \exp\{-2.56(x - 0.1)\},$$

donde x esta dado en pulgadas, para describir la distribución de profundidad de grietas. Se supone que x es mayor que 0.1; grietas de profundidad menor a 0.1 in son despreciables. Las bases de esta distribución no son del todo claras.

Jouri and Shaffer [12] también propusieron una distribución exponencial desplazada, pero no cita ningún dato para soportar dicha distribución. *Schitt and Wellein* [13] proponen el uso de una distribución exponencial en bases teóricas, pero de igual manera, no proveen ningún dato para soportar ésta.

Nilsson [14] ha utilizado la siguiente distribución de gamma truncada para modelar profundidad de grietas:

$$P(x) = \begin{cases} 1.136x^{-0.956} \exp\left(-\frac{x}{0.0032}\right), & x > 0.00045 \\ 0, & x < 0.00045 \end{cases}$$

Las unidades están dadas en metros. El valor de $x_0 = 0.00045 = 0.45$ mm es tomado como el inicio de truncamiento. La distribución fue obtenida de los datos de *Becker y Hansen* [10].

Las distribuciones de grietas discutidas anteriormente son comúnmente utilizadas en los análisis de mecánica de fractura probabilística de soldaduras en recipientes a presión. Una comparación entre las distintas distribuciones más utilizadas esta dada en la Tabla 2.8 y en la Figura 2.10.

Tabla 2.8. Diversas distribuciones de diferentes profundidades de grieta.

Profundidad de grieta (plg)		Distribución de Probabilidad		
Promedio	Intervalo	<i>Marshall</i>	OCTAVIA	<i>Dufsrne-Lucia</i>
0.125	0 – 0.1875	0.72614885	0.847225	0.99535924
0.25	0.1875 – 0.375	0.19853597	0.125	0.00405525
0.5	0.375 - 0.75	0.06946752	0.25	0.00058543
1.0	0.75 – 1.25	0.00562507	0.0022	0.00000009
1.5	1.25 – 1.75	0.00021033	0.000425	0.00000000
2.0	1.75 – 2.25	0.00001118	0.0001	0.0
2.5	2.25 – 2.75	0.00000096	0.00003	0.0
3.0	2.75 – 3.25	0.00000011	0.000015	0.0

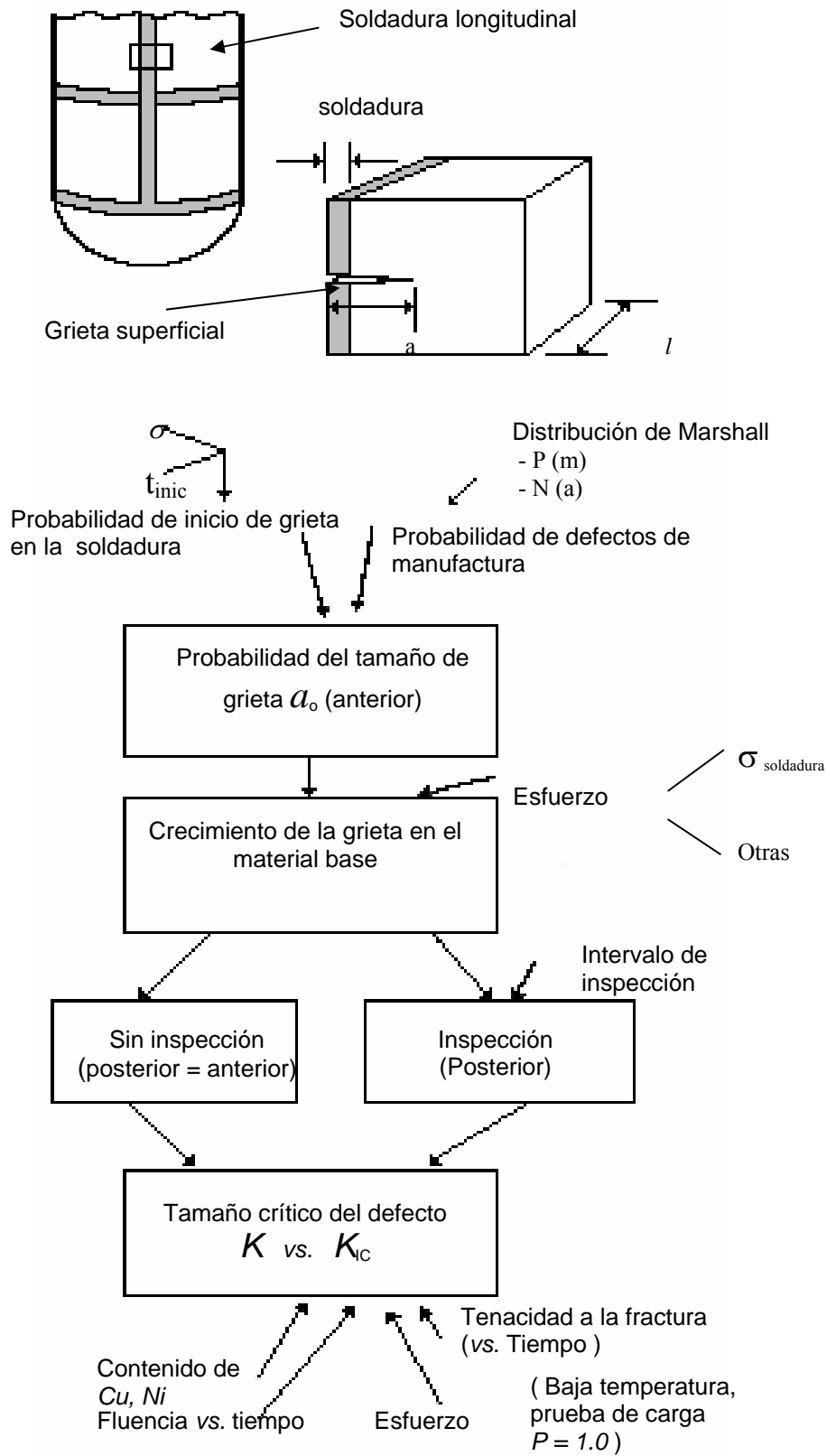


Figura 2.10. Evaluaciones de mecánica de fractura probabilística para un número asumido de grietas en el sistema analizado.

En términos de su efecto en la probabilidad de falla, la profundidad de la grieta es una variable crítica. Cuando otros parámetros son mantenidos constantes, la probabilidad observada de falla de vasijas es casi directamente proporcional a la probabilidad asignada a la profundidad de grietas en el rango crítico entre 0.25 pulgadas y 1.0 pulgada; grietas menores a 0.25 pulgadas de profundidad no resultan frecuentemente en falla, y grietas de profundidad mayor a 1.0 pulgadas son bastante poco frecuentes y tienen un efecto despreciable.

La incertidumbre considerable está asociada con la selección de la distribución tamaño-grieta. No hay ninguna base teórica y pocos datos relevantes con los cuales determinar la distribución tamaño-grieta. Las distribuciones datos-base de tamaño de grieta discutidas anteriormente son derivadas de datos incompletos y/o dispersos. En por lo menos un caso (la distribución OCTAVIA), es obtenida al cuantificar “experiencia” y “juicios de ingenieros expertos” y no está fundamentada en mediciones experimentales específicas.

Existen distintas razones para la incertidumbre de datos relevantes de grieta-tamaño. En primer término, la pregunta es cómo cuantificar el tamaño de grieta y, en particular, la pregunta de cuántas dimensiones son requeridas para describir adecuadamente una grieta. Se reconoce generalmente que la profundidad de la grieta es un parámetro importante. Por consiguiente, el tamaño de grieta es usualmente descrito por su profundidad, o su profundidad es inferida de mediciones de su longitud vía consideraciones acerca de su relación de aspecto. Hay estudios para describir el tamaño de grieta en términos de ambos profundidad y longitud, o de manera equivalente, en términos de profundidad y relaciones de aspecto de la grieta. Sin embargo, salvo la distribución French, aquellas distribuciones discutidas anteriormente describen el tamaño de grieta utilizando solamente la profundidad. Una segunda razón de incertidumbre en los datos de tamaño de grieta es la dificultad de medir las grietas. Grietas con profundidades tan pequeñas como 0.25 pulgadas pueden conducir a la falla de la vasija. Sin embargo, con los métodos actuales de inspección no destructiva, es difícil detectar grietas menores a 0.5 pulgadas (dependiendo de su localización a través de la pared de la vasija), y más aún para clasificarlas según su tamaño. Los resultados tamaño-grieta tienden a inclinarse a favor de las grietas más grandes (perceptibles). Inclusive con métodos destructivos, los cuales obviamente no pueden ser utilizados en materiales en servicio, es difícil identificar

todas las grietas de un tamaño suficiente y clasificarlas según su tamaño con precisión. En tercer lugar, la distribución del tamaño de grietas difiere por material y localización. La distribución de tamaño de grietas para una placa de acero difiere con la del metal de soldadura. Es más probable detectar grietas bajo el recubrimiento en las zonas afectadas por el calor que en el metal de soldadura.

El uso e interpretación de algunas distribuciones ampliamente utilizadas de tamaño-grieta es también complicada por: 1) la probabilidad de que una grieta se detecte durante la inspección de preservicio (es decir, las distribuciones de tamaño de grieta antes y después de la inspección a menudo no se identifican claramente); 2) la frecuencia de grietas o tasa de ocurrencia (es decir, el número de grietas de algún tamaño por soldadura o vasija). La situación es más complicada por el hecho de que las distribuciones de tamaño de grieta están basadas no sólo en la probabilidad de que una grieta sea detectada, también en la profundidad inicial debajo de la cual las grietas son consideradas insignificantes.

Es seguro decir que ninguna de las distribuciones discutidas anteriormente están basadas en datos experimentales relevantes y no se complican por las anteriores incertidumbres. Por lo tanto, algún incremento en el conocimiento acerca de la distribución del tamaño de grietas, especialmente profundidad, puede resultar en un correspondiente decremento en la incertidumbre real de la estimación de la probabilidad de falla.

2.5. MECÁNICA DE LA FRACTURA PROBABILÍSTICA

La mayoría de las evaluaciones de mecánica de fractura utilizan métodos deterministas obteniendo resultados conservadores, haciendo suposiciones para parámetros clave. Sin embargo, es conocido que algunos parámetros clave utilizados en los análisis *Mecánica de Fractura Determinista* (MFD) varían significativamente, y puede asumirse que presentan un comportamiento al azar. Entonces, los conceptos de la *Mecánica de la Fractura Probabilística* (MFP), pueden ser utilizados para una evaluación más realista.

Los cálculos de MFP son esencialmente una serie de cálculos determinísticos de mecánica de la fractura de un sistema de ingeniería, hechos con ciertos parámetros de entrada evaluados de acuerdo a las simulaciones de *Monte Carlo*.

La técnica de *Monte Carlo* es un análisis de aproximación numérico probabilístico que está disponible para problemas estadísticos gobernados por un gran número de variables al azar, para los cuales, las soluciones de forma cerrada son imposibles o imprácticas. Dicha técnica, se ha utilizado extensivamente para análisis de Mecánica de Fractura Probabilística en la evaluación de probabilidad de riesgo en distintas industrias. La esencia de la aproximación es asignar valores medios y distribuciones estadísticas a todas las variables importantes que afectan el problema. Los algoritmos de solución del problema son fijos.

Los resultados de los cálculos de la MFP son la probabilidad condicional de falla del sistema $P(F/E)$, o la probabilidad de falla del sistema asumiendo que el evento ocurra. La $P(F/E)$, es calculada como la relación de falla calculada del sistema entre el número total de sistemas simulados.

Los parámetros de MFP requieren de distintos valores de entrada, incluyendo aquellos que conciernen a las propiedades de los materiales, las cargas aplicadas (ejemplo, la presión y temperatura en función del tiempo), y la geometría de la grieta considerada.

La simulación para cada sistema incluye evaluaciones de mecánica de fractura para un número asumido de grietas en el sistema analizado (ver Figura 2.11). Para cada grieta asumida, la integridad de la vasija es evaluada al comparar la tenacidad a la fractura del material de la vasija y de la soldadura (seleccionadas al azar con distribuciones de propiedades mecánicas de los materiales) con el factor de intensidad de esfuerzos debido a la carga aplicada.

Los parámetros de MFP requieren de distintos valores de entrada, incluyendo aquellos que conciernen a las propiedades de los materiales, las cargas aplicadas (ejemplo, la presión y temperatura en función del tiempo) y la geometría de la grieta asumida.

Para la tenacidad a la fractura y los esfuerzos residuales, se ha demostrado que presentan una dispersión significativa basada en mediciones reales. Los parámetros de distribución de densidad y profundidad de grietas son algunos de los parámetros más críticos incluidos en los cálculos de la MFP.

La densidad de grietas es definida como el número de grietas por unidad de volumen. Para esta aplicación, la distribución de la profundidad de las grietas es implementada como una tabla de profundidad de grietas y asociada a las probabilidades.

Se requiere de un análisis de esfuerzos para determinar los esfuerzos reales para los puntos de interés. Estos esfuerzos pueden ser determinados utilizando soluciones disponibles reportadas de materiales o con métodos sofisticados, tal como el método de elementos finitos (*software ANSYS o FEA-crack*).

Todas las condiciones de carga apropiadas, tal como bombeo diario y ciclos generados, reacciones de carga mensuales, pueden ser consideradas en función de obtener los niveles de esfuerzo apropiados para los cálculos de crecimiento de grieta y tamaño crítico de grieta. Los datos primarios de entrada del análisis de esfuerzo, para realizar la evaluación de mecánica de la fractura, son los valores de los esfuerzos de membrana y flexión para los puntos de interés. Estos esfuerzos aplicados son tratados como valores determinísticos en los análisis subsecuentes de MFP.

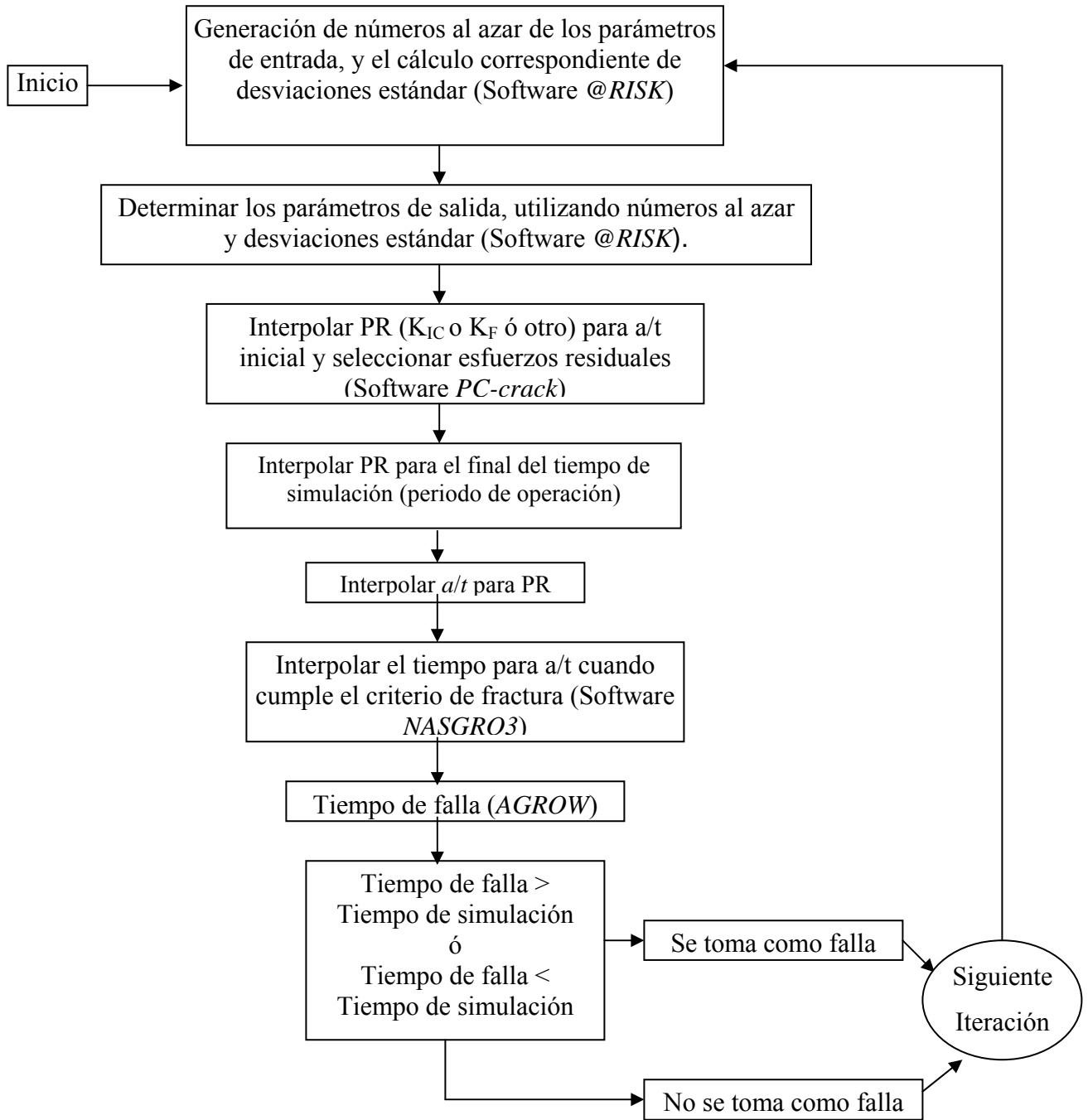


Figura 2.11. Diagrama de flujo para describir el procedimiento de cálculo.

Las soluciones de mecánica de la fractura para la configuración apropiada de la grieta son utilizadas en los análisis de la MFP. Para grietas superficiales (interiores y exteriores), y grietas sub-superficiales pueden ser obtenidas de la literatura (*software PC-Crack, NASGRO3*).

Los esfuerzos residuales por soldadura usualmente muestran una cantidad significativa de variabilidad como se demuestra en pruebas experimentales. En el análisis de mecánica de la fractura determinista, típicamente son utilizados los límites de esfuerzo residual en soldaduras. La MFP considera la variabilidad de los esfuerzos residuales por soldadura, como se ha demostrado en mediciones hechas en evaluaciones de campos de soldaduras circunferenciales en tubos de carga (*software FRACTURE-Graphic*).

La tenacidad a la fractura presenta un comportamiento similar a los esfuerzos residuales por soldadura, la tenacidad a la fractura del material demuestra una significativa dispersión de los datos. Las técnicas de la MFD utilizan el límite de la tenacidad a la fractura en cálculos de tamaño permisible de grieta. Los métodos de la MFP consideran la dispersión significativa de la tenacidad a la fractura del material.

Los algoritmos de la solución para el problema son introducidos (generalmente en un programa de cómputo) exactamente de la misma manera como si cada variable fuera conocida, parámetro determinístico. Los algoritmos son entonces ejercidos repetitivamente, un gran número de veces, seleccionado al azar un valor diferente para cada variable al azar de su distribución respectiva, para cada repetición (o iteración). En la Mecánica de Fractura Probabilística, cada iteración resulta en falla o no-falla, y la probabilidad de falla (ProbF) es simplemente el número total de fallas dividido por el número total de iteraciones desarrolladas.

En términos de esta evaluación, la falla es definida como una grieta con un factor de intensidad de esfuerzos más grande que la tenacidad a la fractura del material, o como la propagación de la grieta a través del espesor. El método de *Monte Carlo* puede ser utilizado para evaluar la probabilidad de falla en un sistema analizado (*software @RISK*).

Debido a que el cálculo de crecimiento de grieta para falla involucra el dominio del tiempo, el tiempo de cómputo puede ser muy significativo, si se requiere de un número grande de iteraciones para cuantificar el riesgo, especialmente cuando el riesgo puede ser muy pequeño. En función de minimizar el tiempo de cómputo, se derivó una modificación a la aproximación del método de *Monte Carlo*, y se desarrolló un procedimiento para llevar a cabo los cálculos. Éste involucra una combinación de los métodos de la MFP y MFD al desarrollar una relación en forma de matriz de entre los parámetros clave, con la consideración de la distribución al azar de la tenacidad a la fractura, K_{IC} , los esfuerzos residuales y la razón de crecimiento de grieta. Esta modificación es descrita a continuación:

El factor de intensidad de esfuerzos y el crecimiento de grieta son calculados determinísticamente por desviaciones estándar escogidas de las variables al azar, las cuales pueden ser, por ejemplo, K_{IC} , los esfuerzos residuales y la razón de crecimiento de grieta a fatiga. Estos resultados se incluyen en una matriz para su uso en el análisis de probabilidad de falla del sistema. En cada iteración de *Monte Carlo*, en lugar de calcular el factor de intensidad de esfuerzos y desarrollar el análisis de crecimiento de grieta a través del dominio del tiempo, estos resultados son interpolados directamente de esas matrices. Para cada una de las iteraciones de *Monte Carlo*, se genera un número al azar para cada variable al azar. Se calcula la correspondiente desviación estándar, la cual se utiliza para desarrollar la interpolación para el resultado deseado utilizando la matriz apropiada.

Después de determinar la desviación estándar como *parámetro de la resistencia* (PR) utilizando (K_{IC} , K_A , u otro), los esfuerzos residuales y la razón de crecimiento de grieta para una iteración dada (basado en un número seleccionado al azar para cada variable al azar, en cada iteración), es determinado el factor de intensidad de esfuerzos inicial. Después, es establecido el factor de intensidad de esfuerzos para el final del tiempo de operación deseado. Para la K_{IC} previa, seleccionada al azar, es determinado el tamaño de grieta. Finalmente, es estimado el tiempo del crecimiento de grieta de un tamaño inicial a uno permisible.

El procedimiento descrito anteriormente y en la Figura 2.11 es similar a desarrollar una evaluación de *Monte Carlo* completa. La ventaja es que el procedimiento reduce la cantidad

de cálculos y así el tiempo para obtener la probabilidad significativa de falla. De esta manera, la modificación puede ser considerada como una serie de cálculos de MFD con relaciones desarrolladas (en forma matricial) entre los parámetros clave y dichos cálculos pueden ser utilizados para formar la base de los cálculos de MFP.

Los resultados preliminares de las simulaciones, considerando suposiciones conservadoras en relación con la densidad y profundidad de una grieta indican que la estimación inicial de frecuencia de fallas y la probabilidad falla – evento $p(F/E)$ para grietas en soldaduras circunferenciales, son tres órdenes de magnitud menor que para grietas en soldaduras longitudinales. Este resultado muestra que la **exención de la inspección en soldaduras circunferenciales de la vasija del BWR es aceptable.**

2.6. LA FILOSOFÍA DE TOLERANCIA AL DAÑO

Es obvio que la mayoría de eventos con fallas peligrosas en una planta o en estructuras que soportan alguna carga están asociadas con la fractura, la ocurre cuando una carga externa excede a la resistencia del material. La relación de carga contra la resistencia de un material comercial, está fuertemente influenciada por la presencia de defectos entre los cuales las imperfecciones del tipo grieta son las más perjudiciales. En lo que concierne al proceso de fractura, se debe tener en cuenta que los factores clave correspondientes a la carga, resistencia del material, el tamaño del defecto y de las posiciones asumidas en las variaciones estadísticas en circunstancias reales, pueden ser cuantificadas en un formato probabilístico. La confiabilidad de los componentes de trabajo pesado en el área nuclear, petroquímica o de la industria automotriz, puede ser abordada en base a dos diferentes puntos de vista de ingeniería.

En el primero, el objetivo es garantizar una vida segura bajo las circunstancias operacionales prescritas. Este enfoque ha sido desarrollado para la predicción de una vida útil segura bajo daño progresivo acumulado inducido por fatiga, corrosión, termofluencia, irradiación, desgaste o aún envejecimiento natural. Se aplican factores de seguridad para determinar experimentalmente la resistencia a la falla en función de una vida de operación

segura. La adhesión a este enfoque, ampliamente usado actualmente en la ingeniería convencional, implica el retiro o el reemplazo de los componentes y las estructuras cuando el tiempo de vida seguro ha sido alcanzado. El producto construido con fiabilidad está basado solamente en la inspección realizada durante la fabricación, para asegurar que tenga una calidad libre de defectos antes de la operación.

Desafortunadamente, en la vida real esto no puede ser sostenido. Para muchos, prácticamente parece peligroso el no considerar la posibilidad de pasar por alto los defectos iniciales o los defectos generados durante la operación. Muchas fallas catastróficas, especialmente en el campo aeroespacial, han resaltado la inconsistencia del procedimiento de tiempo de vida seguro. Como resultado, una nueva filosofía de diseño, fabricación y mantenimiento ha surgido en la industria de alta tecnología, la cual pone énfasis en la operación segura aún en la presencia de defectos, los cuales pueden existir desde el inicio o desarrollarse por daño acumulativo durante la operación. Esta nueva filosofía de ingeniería está enfocada en la tolerancia al daño dentro de los intervalos de tiempo especificados y limitados por las inspecciones durante el servicio. Bajo esta lógica, los intervalos de inspección dictan la reparación o el retiro de los componentes dañados o bien de la estructura completa. La confiabilidad del producto puede así ser manejada a costos razonables.

Mientras que el enfoque mediante la tolerancia al daño reconoce que el riesgo de fallas no puede ser completamente eliminado, puede contribuir para minimizar el riesgo de la falla a niveles tolerables (entre probabilidades de falla 10^{-4} y 10^{-6}) debido a la combinación del conocimiento, razonamiento del diseñador, producción y del personal de aseguramiento de calidad. Empezando desde la manufactura y la inspección en servicio, hasta el retiro del componente. Por consiguiente, la confiabilidad de la inspección junto con la cuantificación del riesgo de falla juegan un papel central importante en la aplicación exitosa de la filosofía de la tolerancia al daño.

La filosofía de la tolerancia al daño se incorpora a la Mecánica de la Fractura Probabilística de una manera natural. El riesgo de falla es cuantificado en términos de la probabilidad de falla por año de operación. Las decisiones de reparar o retirar que se hacen

sobre las bases de la evaluación probabilística del riesgo de falla, lo cual representa un mayor avance en comparación con la declaración si-no subrayada en el enfoque tradicional para la seguridad y del criterio asociado de aceptación si-no de los ensayos no destructivos.

Como se bosqueja en la Figura 2.12, la base del riesgo de falla mecánica teniendo como ingrediente clave a la mecánica de la fractura probabilística, es una nueva síntesis con las contribuciones de muchos campos de la ingeniería. Estadísticas de carga (patrones de cargas aleatorias), confiabilidad de las pruebas no destructivas y la dispersión estadística de la resistencia del material son parámetros de entrada necesarios para modelar fallas potenciales. Esta lógica general tiene distintas características cuando están relacionadas con la fractura dúctil-frágil, o con el daño acumulado debido a la fatiga, corrosión, desgaste, termofluencia o radiación.

Finalmente, se deberán de tomar decisiones acerca del nivel de riesgo aceptable. Tal tarea está fuertemente influenciada por la naturaleza del producto y sus circunstancias operacionales que son una cuestión que involucra problemas globales tanto técnicos, como económicos, sociales y políticos.

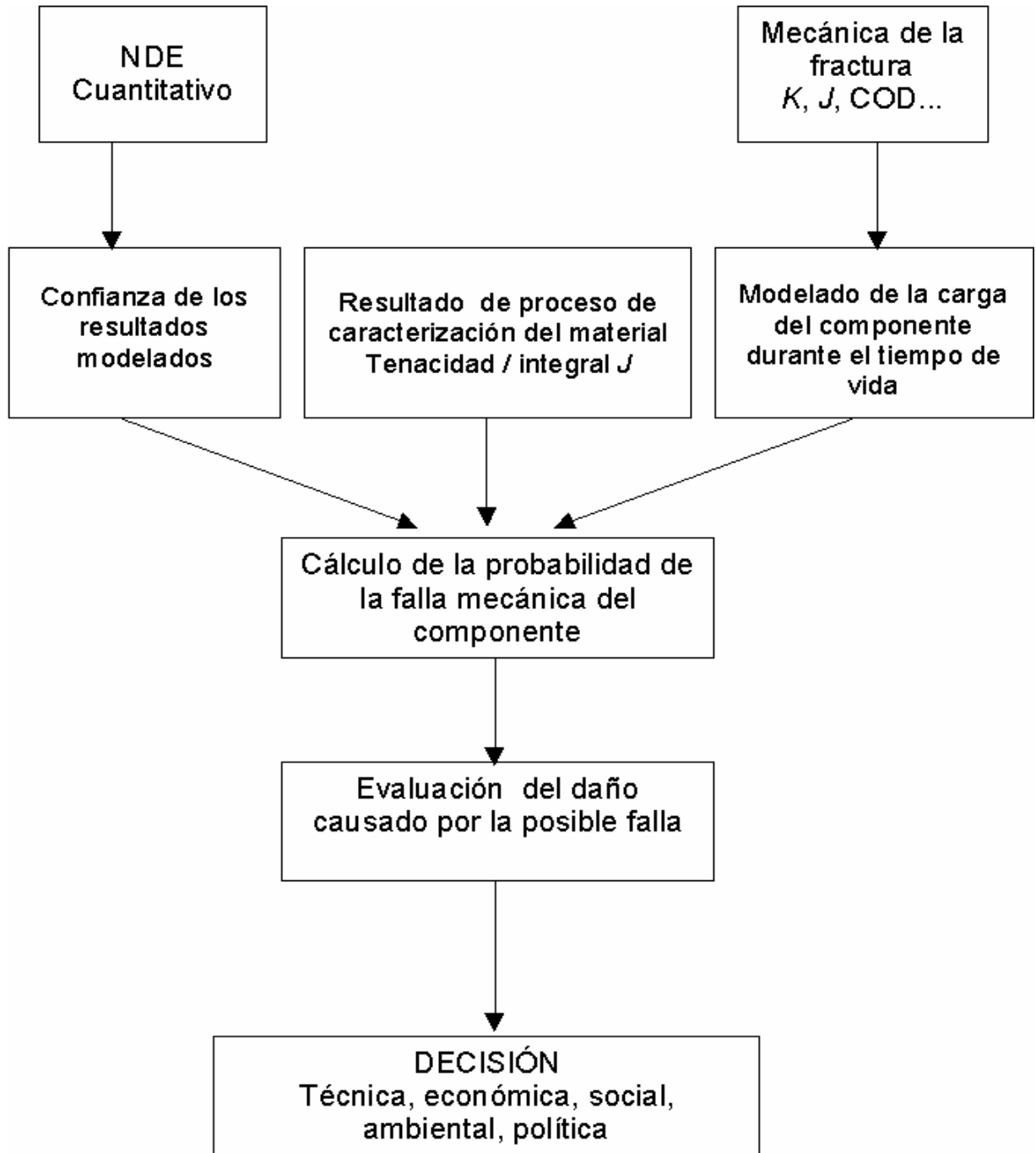


Figura 2.12. Diagrama de Flujo del Programa de Inspección Basado en el Riesgo

2.7. OBSERVACIONES EN LA SENSIBILIDAD DE LA INTEGRIDAD DE VASIJAS DE REACTORES A PRESIÓN MEDIANTE EVALUACIONES DE MECÁNICA DE LA FRACTURA PROBABILÍSTICA

Las evaluaciones de integridad con Mecánica de Fractura Probabilística (MFP) de vasijas de reactores a presión (RPV), son utilizadas para entender la vulnerabilidad de estos equipos bajo condiciones transitorias postuladas. En dichas evaluaciones, las simulaciones de *Monte Carlo* son utilizadas para probar valores críticos de tenacidad de materiales y otros parámetros característicos de grietas, con su historia específica de carga (presión y temperatura en función del tiempo), para determinar la integridad estructural de la vasija bajo las condiciones de prueba. Los parámetros que se prueban para estimar la tenacidad del material incluyen las propiedades iniciales [$RT_{NDT(U)}$], la composición química (contenido de cobre y níquel) y la fluencia de neutrones. Los parámetros característicos de la grieta incluyen la distribución de profundidad de la grieta y la densidad de la grieta, estos juegan un papel importante afectando los resultados de la evaluación de la MFP, pero en la vida real, la determinación de éstos está asociada con la incertidumbre. A continuación se presenta los resultados del estudio de sensibilidad de integridad de vasijas de reactores a presión, realizado por USNRC.

Los cálculos de MFP son esencialmente una serie de cálculos determinísticos de mecánica de la fractura del RPV, hechos con ciertos parámetros de entrada evaluados de acuerdo a las simulaciones de *Monte Carlo*. Programas de computadora, tal como el programa *FAVOR*, desarrollados por *Oak Ridge National Laboratory* (ORNL) para la USNRC, simplifican los cálculos de la MFP a través del desarrollo de algunas simulaciones.

Los resultados de los cálculos de la MFP son la *probabilidad condicional de falla de la vasija* $P(F/E)$, o la *probabilidad de falla de la vasija asumiendo que el evento ocurra*. $P(F/E)$ es calculada como la relación de vasijas calculadas entre el número total de vasijas simuladas. La simulación para cada RPV incluye evaluaciones de mecánica de fractura para un número asumido de grietas en el RPV, especificadas por el usuario. Para cada grieta asumida, la integridad de la grieta es evaluada al comparar la tenacidad a la fractura del material del RPV (determinada con parámetros de propiedades de material asignados al azar) con el factor de

intensidad de esfuerzos debido a la carga aplicada. Para evitar una sobre estimación del $P(F/E)$, la falla de una grieta en la simulación de RPV termina la consideración de grietas remanentes dentro del RPV.

2.7.1 Los Transitorios Utilizados para el Análisis de Sensibilidad de Integridad de PVR

Las condiciones límite de carga fueron determinadas para eventos de sobre presión a baja temperatura (LTOP): evento real asociado a un BWR, con una temperatura constante de 31°C (88°F) y una presión constante de 7.9 Mpa (1150 psi). Fueron utilizadas variaciones en éste evento de referencia, para evaluar el efecto de las condiciones transitorias en los cálculos de integridad de RPV. Los siguientes **transitorios** fueron empleados en los cálculos de MFP:

- **Transitorio 1:** El menor de los transitorios evaluados, a temperatura constante de 48°C (118°F) y una presión constante de 7.9 Mpa (1150 psi).
- **Transitorio 2:** El transitorio de referencia, a temperatura constante de 31°C (88°F) y una presión constante de 7.9 Mpa (1150 psi).
- **Transitorio 3:** El transitorio más severo evaluado, a una temperatura constante de 14°C (58°F) y una presión constante de 7.9 Mpa (1150 psi).
- **Transitorio 4:** El menos severo de los transitorios evaluados, a temperatura constante de 31°C (88°F) y a presión constante de 5.5 Mpa (800 psi).

2.7.2 Parámetros de Entrada para Simulaciones Monte Carlo

Los parámetros de MFP requieren varios valores de entrada, incluyendo aquellos que conciernen a las propiedades de los materiales, las cargas aplicadas (ejemplo, la presión y temperatura en función del tiempo), y la geometría de la grieta asumida. Para los cálculos reproducidos aquí, los siguientes parámetros son introducidos para definir las variables al azar para determinar la tenacidad a la fractura:

- media y varianza del contenido de cobre
- media y varianza del contenido de níquel
- media y varianza de la fluencia de neutrones de superficie (la fluencia en la punta de la grieta es determinada a través del cálculo de atenuación dado en la *Guía Regulatoria 1.99, Revisión 2, de la USNRC*)
- media y varianza de la temperatura inicial de referencia o RT_{NDT} [o $RT_{NDT(U)}$]
- varianza de la curva de tenacidad a la fractura para el inicio de propagación (con la media asumida con la curva del método ASME)
- varianza del cambio en la temperatura de referencia, o ΔRT_{NDT} (con la media del valor de ΔRT_{NDT} determinado utilizando la tabla química base procedimiento en la *Guía Regulatoria 1.99, Revisión 2, de la USNRC*).

Para estos cálculos, se asumió que la carga aplicada es determinista. La profundidad de la grieta asumida fue seleccionada al azar basada en los datos de entrada de la densidad y profundidad de grietas, con la suposición de que la profundidad simulada es en realidad la profundidad de una grieta superficial rompiéndose.

Las propiedades termo-mecánicas de la vasija asumidas son las siguientes:

- Conductividad térmica (BTU/hr.ft.°F) = **24** (material base) = **10** (revestimiento).
- Calor específico (BTU/hr.ft.°F) = **0.12** (material base, revestimiento).
- Densidad (lb/ft³) = **489** (material base, revestimiento).
- Modulo de elasticidad (ksi) = **28,000** (material base) = **22,000** (revestimiento).
- Coeficiente de expansión térmica (1/°F) = **6.9x10⁻⁶** (metal-base),
= **9x10⁻⁶** (revestimiento)
- Relación de Poisson = **0.3** (metal base, revestimiento)
- Esfuerzo del revestimiento libre de la temperatura de referencia (°F) = **515**
- Coeficiente de transferencia de calor (BTU/hr.ft.²°F) = **1000**

Estos parámetros son tratados de manera determinista en los cálculos de la MFP.

Se asume que la distribución de esfuerzos residuales a través del espesor de la vasija, obtenida de mediciones de las soldaduras axiales de una vasija PWR, es aplicable a la vasija

BWR. Los esfuerzos residuales tienen una amplitud máxima de **6.5 ksi** para la superficie interior de la vasija y de éste modo pueden ser aproximados con un polinomio de tercer grado, para **5.45 in $\geq x \geq 0$ in**, como

$$\sigma_{res} = [8.437 - 11.699x + 3.565x^2 - 0.292x^3] \text{ ksi.}$$

El factor de intensidad de esfuerzos K_I , es calculado para grietas superficiales semi-elípticas axiales con relaciones (longitud de grieta total)/(profundidad de la grieta) de 2, 6, y 10. Los valores de K_I son determinados con el programa *FAVOR* para 10 localizaciones a lo largo de la periferia separadas 10 grados del ángulo de la elipse de la superficie libre de la grieta y profundidad máxima. La condición de crecimiento por *clivaje* de la grieta ($K_I \geq K_{IC}$) es determinada para cada una de las 10 localizaciones en el metal base, entre la superficie libre y los puntos de profundidad máxima. En los cálculos de *FAVOR*, se desarrolla una prueba estadística sobre los aspectos de las relaciones de grieta, basado en una distribución uniforme para las tres relaciones.

El volumen de cálculos utilizados en la densidad y profundidad de las grietas son datos de una prueba de ultrasonido (UT, prueba no destructiva) desarrollada por *Pacific Northwest National Laboratory* (PNNL) de RPV para *Pressure Vessel Research User's Facility* (PVRUF) localizado en *Oak Ridge National Laboratory* (ORNL). El método de UT utilizado por PNNL fue "*synthetic aperture focusing technique*" (STAF-UT), y un sistema avanzado de detección y caracterización. Los resultados de UT fueron verificados con pruebas destructivas de soldaduras, obteniendo una considerable confianza de los resultados de UT.

Los cálculos de MFP fueron desarrollados utilizando ocho series de parámetros de grietas basados en los resultados de las inspecciones PVRUF con una serie de parámetros del reporte Marshall. Los datos de la inspección PVRUF fueron evaluados en dos sentidos. La evaluación inicial (llamada *BWRVIP-Marshall*) asume que la forma de la distribución de la profundidad de las grietas fue bien modelado por la distribución *Marshall*. Una evaluación posterior de los datos (llamada *PVRUF-Exponencial*) asume que la profundidad de las grietas fue mejor representada por un ajuste exponencial. Para ambas evaluaciones, la mejor estimación y el límite inferior de la distribución de profundidad de las grietas fueron definidos para casos con inspecciones en servicio (ISI) y sin ISI.

Las distintas series de parámetros de profundidad y densidad de grietas se incluyen a continuación (Tablas 2.9 y 2.10):

- *PVRUF-Marshall* mejor estimación, densidad de grieta **995** grietas/m³, con ISI.
- *PVRUF-Marshall* mejor estimación, densidad de grieta **995** grietas/m³, sin ISI.
- *PVRUF-Marshall* límite superior, densidad de grieta **1143** grietas/m³, con ISI.
- *PVRUF-Marshall* límite superior, densidad de grieta **1143** grietas/m³, sin ISI.
- *PVRUF-Exponencial* mejor estimación, densidad de grieta **995** grietas/m³, con ISI.
- *PVRUF-Exponencial* mejor estimación, densidad de grieta **995** grietas/m³, sin ISI.
- *PVRUF-Exponencial* límite superior, densidad de grieta **1143** grietas/m³, con ISI.
- *PVRUF-Exponencial* límite superior, densidad de grieta **1143** grietas/m³, sin ISI.
- *BWRVIP-Marshall*, densidad de grieta, **30** grietas/ m³.

Tabla 2.9. Distribución *PVRUF-Marshall* de profundidad de grieta. [7]

Profundidad de Grieta (in.)	PVRUF-Marshall			
	Mejor estimación de la distribución (995 grietas/m ³)		Límite Superior (1143 grietas/m ³)	
	Sin ISI	Con ISI	Sin ISI	Con ISI
0.0787	0.905405	0.950135	0.852095	0.964561
0.2159	0.963304	0.988874	0.942628	0.993327
0.3532	0.985740	0.998149	0.977703	0.999283
0.4904	0.994435	0.999548	0.991299	0.999722
0.6276	0.997817	0.999882	0.996587	0.999891
0.7649	0.999138	0.999957	0.998652	0.999957
0.9021	0.999656	0.999983	0.999462	0.999983
1.0394	0.999861	0.999993	0.999783	0.999993
1.1766	0.999942	0.999997	0.999909	0.999997
1.3138	0.999976	0.999999	0.999962	0.999999
1.4511	0.999989	0.999999	0.999983	0.999999
1.5883	0.999995	1.000000	0.999992	1.000000
1.7225	0.999998	1.000000	0.999997	1.000000
1.8628	0.999999	1.000000	0.999998	1.000000
2.0000	1.000000	1.000000	1.000000	1.000000

Tabla 2.10. Comparación de 2 distribuciones de profundidad de la grieta (*PVRUF-exponencial* y *BWRVIP-Marshall*). [7]

Profundidad de Grieta (in.)	Exponencial-PVRUF				BWRVIP-Marshall (30grietas/m ³)
	Mejor Estimación de la Distribución		Límite Superior de la Distribución		
	Sin ISI	Con ISI	Sin ISI	Con ISI	
0.0790	-----	-----	-----	-----	0.273504
0.1575	0.939169	0.969519	0.893859	0.950541	0.472417
0.1772	0.946579	0.974929	0.905889	0.959324	0.512971
0.1969	0.953079	0.979441	0.916559	0.966730	0.550408
0.2165	0.958799	0.983264	0.925709	0.972845	0.584798
0.2559	0.968219	0.989201	0.940409	0.982113	0.646175
0.2953	0.975489	0.993256	0.951679	0.988401	0.698480
0.3543	0.983399	0.996869	0.964389	0.994197	0.762707
0.4331	0.990129	0.998893	0.975679	0.997586	0.827677
0.5118	0.994129	0.999538	0.983189	0.998794	0.874808
0.5906	0.996509	0.999826	0.988369	0.999420	0.909086
0.7874	0.999049	0.999953	0.995339	0.999768	0.959109
0.9840	0.999739	0.999987	0.998629	0.999932	0.981593
1.1810	0.999929	0.999996	0.999629	0.999982	0.991728
1.5750	0.999995	1.000000	0.999972	0.999999	0.998329
1.9690	1.000000	1.000000	1.000000	1.000000	0.999663
2.3630	-----	-----	-----	-----	0.999932
2.7570	-----	-----	-----	-----	0.999986
3.1510	-----	-----	-----	-----	0.999997
3.5450	-----	-----	-----	-----	0.999999
3.9390	-----	-----	-----	-----	1.000000

Puesto que los BWR operan en un medio ambiente susceptible a *esfuerzos de agrietamiento por corrosión* (SCC), fue asumido que el servicio podía inducir SCC en el revestimiento. Además, se supuso que el SCC podía penetrar a través del revestimiento y combinarse con los defectos de fabricación. Para los cálculos de MFP, el tamaño de grieta para las distribuciones en las Tablas 2.9 y 2.10, fue incrementado en 0.508 cm (**0.20 in**, en el espesor de revestimiento típico de BWR) para tomar en cuenta los esfuerzos de agrietamiento por corrosión en servicio.

Para los cálculos desarrollados, el volumen de metal de soldadura por RPV fue asumido de **0.109 m³**, éste fue calculado de manera general para la soldadura circunferencial de una vasija de radio interno 286 cm (**112.6 in**), el espesor de la región a nivel del núcleo de la vasija de 13.8 cm. (**5.45 in**) y el espesor de soldadura de 4.44 cm (**1.75 in**). Este volumen se compara con **108** grietas por vasija y se compara con la mejor estimación de densidad de *PVRUF*, **124** grietas por vasija para el límite superior de densidad *PVRUF* y **3.26** grietas por vasija para la densidad *BWRVIP-Marshall*.

La distribución de las grietas para las series sin consideración de ISI es comparada en la Figura 2.13. Como se observa, la distribución *BWRVIP-Marshall* presenta mayor porcentaje de grietas con profundidades más grandes de grietas que la distribución basada en los datos *PVRUF*. Como se esperaba, el límite superior de distribuciones de *PVRUF* presenta más grietas con mayores profundidades que la mejor estimación de distribuciones de *PVRUF*. Además, la distribución *PVRUF-Exponencial* presenta más grietas con profundidades más grandes que la distribución de *PVRUF-Marshall*.

Cuando la densidad de las grietas es considerada (Figura 2.14), el número de grietas por los parámetros *PVRUF* para una profundidad corta de grieta es mucho menor que los datos *PVRUF-Base*. Los parámetros *BWRVIP-Marshall* presentan más grietas para mayores profundidades que los datos *PVRUF-Base*. Una consecuencia de esta tendencia es que los parámetros *BWRVIP-Marshall* puede tender a dar bajas probabilidades de falla para transitorios con esfuerzos térmicos significantes y alta fragilización, donde los tamaños críticos de grieta decrecen para menores profundidades de la grieta.

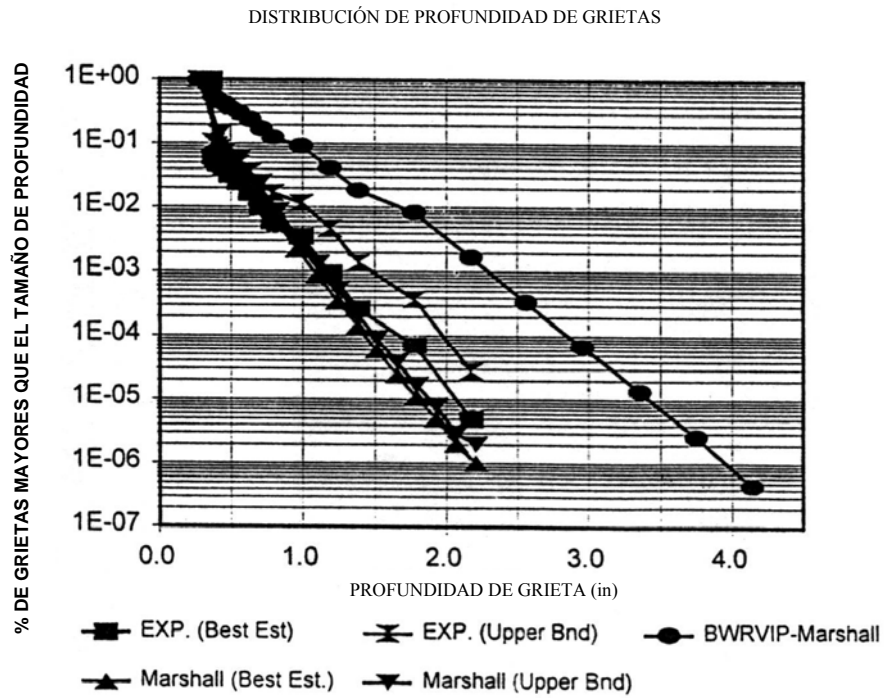


Figura 2.13. Comparación de las distribuciones de profundidad de grietas.

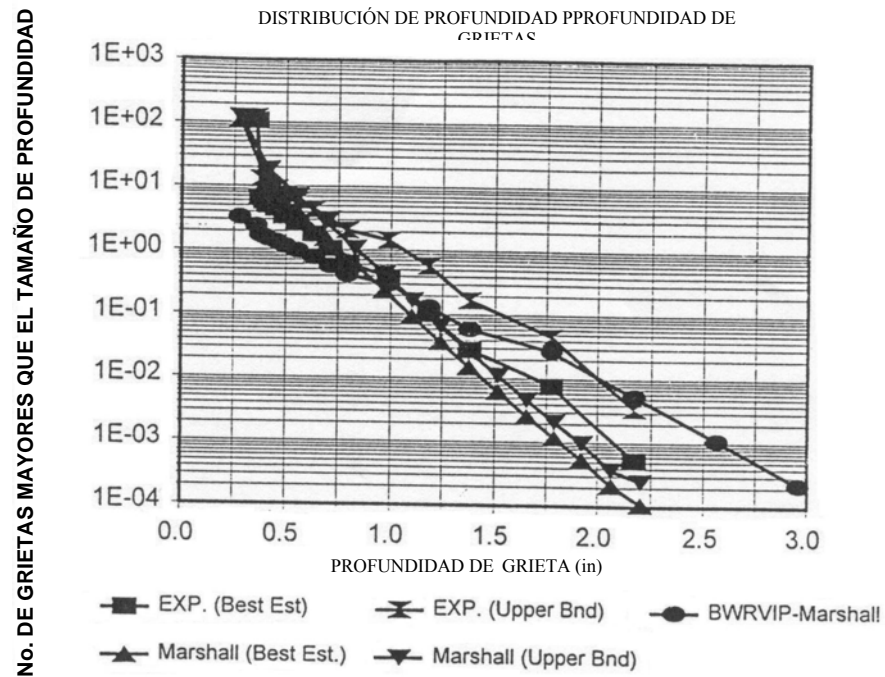


Figura 2.14. Datos de la figura 2.13 multiplicados por la densidad de grietas apropiadas.

Se considera que ISI tiende a sesgar las distribuciones hacia grietas a pequeñas profundidades (Figura 2.15). Una consecuencia de esta tendencia podría ser una alta $P(F/E)$ para el caso sin ISI que para el caso con ISI, por tanto, la mayor longitud de la grieta para el caso sin ISI podría ser más propenso a falla bajo la carga aplicada.

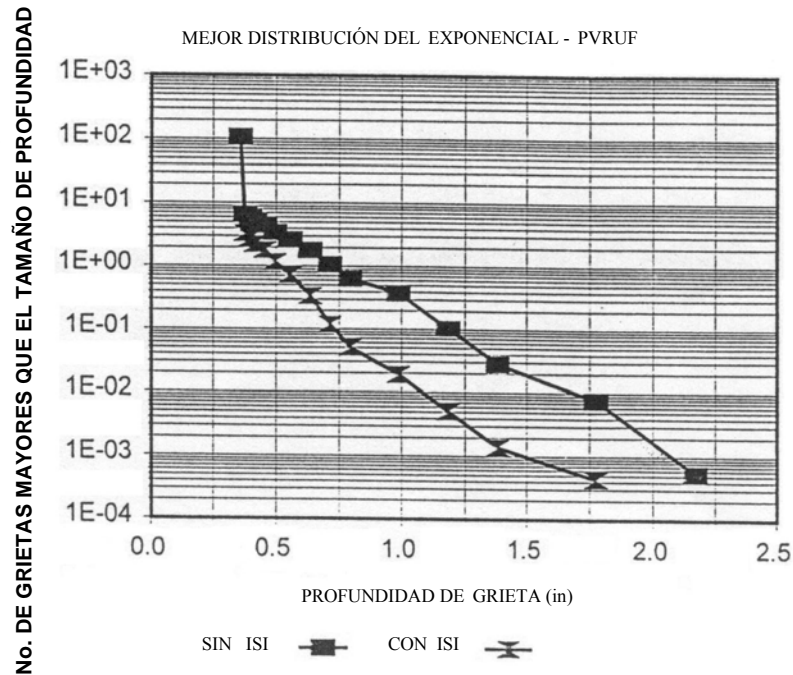


Figura 2.15. Efecto de la inspección en servicio (ISI) en la distribución de profundidad de grietas.

2.7.3 Resultados de Estudios Paramétricos

La sensibilidad de los cálculos de MFP para las cargas (transitorias) y propiedades del material, fueron evaluados a través de series de cálculos paramétricos, estos fueron desarrollados para cada caso de referencia (soldaduras axiales solamente), utilizando los parámetros de entrada de la Tabla 2.11 como base para los cálculos. En el estudio paramétrico, la fluencia de neutrones fue variada sobre un rango, abarcando la fluencia equivalente que es dos veces el máximo 32 EFYP de fluencia para cada grupo de RPV. La

sensibilidad para la carga (transitoria) fue evaluada al aplicar los cuatro transitorios descritos previamente.

Los resultados del estudio paramétrico, utilizando distintas fluencias superficiales de neutrones, están resumidos en la Tabla 2.12 para soldaduras axiales solamente. Como se indica en la tabla, los valores medios de RT_{NDT} para el grupo 2 de RPV son mucho más bajos que para los otros dos grupos. Esto es debido a que la RT_{NDT} es mucho más baja comparado con las RPV del Grupo 3, y el contenido de cobre mucho más bajo comparado con los Grupos 1 ó 3. Como un resultado, la $P(F/E)$ para el Grupo 2 RPV es generalmente un factor de 100 o 1000 más bajo que para los Grupos 1 y 3.

Tabla 2.11. Tres casos de referencia de análisis de MFP de vasijas de BWR.

Variables al azar (μ =Media),(σ =Desv.Std.)	Grupo 1 RPVs	Grupo 2 RPVs	Grupo 3 RPVs
μ (Inicial RT_{NDT})	-49°C (-56°F)	-49°C (-56°F)	-21°C (-5°F)
σ (Inicial RT_{NDT})	9.3°C (16.7°F)	9.3°C (16.7°F)	11°C (19.8°F)
μ (Fluencia $\times 10^{19}$)	0.126 n/cm ²	0.19 n/cm ²	0.19 n/cm ²
σ (Fluencia $\times 10^{19}$)	0.024 n/cm ²	0.036 n/cm ²	0.053 n/cm ²
μ (Cobre)	0.226 wt %	0.04 wt %	0.01 wt %
σ (Cobre)	0.062 wt %	0.019 wt %	0.287 wt %
μ (Níquel)	0.76 wt %	0.93 wt %	0.06 wt %
σ (Níquel)	0.032 wt %	0.079 wt %	0.6 wt %
σ (ΔRT_{NDT})	13.3 °C (24°F)	13.3 °C (24°F)	13.3 °C (24°F)
μ (K_{IC})	μ de ASME	μ de ASME	μ de ASME
σ (K_{IC})	0.147 x μ (K_{IC})	0.147 x μ (K_{IC})	0.147 x μ (K_{IC})
μ (K_{Ia})	μ de ASME	μ de ASME	μ de ASME
σ (K_{Ia})	0.1 x μ (K_{Ia})	0.1 x μ (K_{Ia})	0.1 x μ (K_{Ia})

Tabla 2.12. Resumen de resultados para los estudios paramétricos (*Soldaduras Axiales*)

Grupo RPV	Cu	Ni	CF	Fluencia (10^{19} n/cm ²)	ΔRT_{NDT} (°F)	RT_{NDT} (°F)	Media RT_{NDT} (°F)	P(F E)			
								Tran.1	Tran.2	Tran.3	Tran.4
Grupo 1	0.226	0.76	195.1	0.16	100.9		44.9	2.43 E-4	5.82 E-3	5.50 E-2	7.85 E-5
				0.26	123.7	-56	67.7	2.97 E-3	3.28 E-2	1.68 E-1	7.82 E-4
				0.37	141.5		85.5	1.35 E-2	9.24 E-2	3.33 E-1	2.24 E-3
Grupo 2	0.04	0.93	54.0	0.74	178.6		122.6	1.33 E-1	3.92 E-1	7.23 E-1	1.74 E-2
				0.27	34.7		-21.3	-----	-----	4.84 E-4	-----
				0.48	42.9	-56	-13.1	-----	8.44 E-5	2.00 E-3	-----
Grupo 3	0.287	0.60	189.8	0.69	48.4		-7.6	-----	2.45 E-4	4.30 E-3	4.1 E-6
				1.38	58.8		2.8	9.30 E-5	1.59 E-3	1.64 E-2	2.82 E-5
				0.06	61.3		56.3	9.99 E-4	1.55 E-2	1.02 E-1	2.90 E-4
Grupo 3	0.287	0.60	189.8	0.10	79.1	-5	74.1	5.34 E-3	5.09 E-2	2.14 E-1	1.18 E-3
				0.13	89.5		84.5	1.24 E-2	8.73 E-2	3.15 E-1	2.20 E-3
				0.26	120.3		115.3	8.29 E-2	2.95 E-1	6.44 E-1	1.32 E-2

Transitorio 1 es el menos severo, presión = 1150 psi y temperatura = 118°F.

Transitorio 2 es severidad de la referencia, presión = 1150 psi y temperatura = 88°F.

Transitorio 3 es más severo, presión = 1150 psi y temperatura = 58°F.

Transitorio 4 es menos severo que el Transitorio 2, presión = 800 psi y temperatura = 88°F.

Los resultados del estudio paramétrico son ilustrados en el Figura 2.16. Para el transitorio 1, 2 y 3 (todos a la misma presión) los datos del Grupo 1 y 3 se alinean en una sola tendencia, independientemente del Grupo o el transitorio. Este comportamiento implica que para dichos grupos la $P(F/E)$ es una función directa de $T - RT_{NDT}$, si ocurre la misma presión para cada transitorio. Comparando los datos para Transitorios 1 a 3 con el Transitorio 4 (a baja presión), el efecto de la baja presión se ve al reducir la $P(F/E)$ en factores de 20 a 70.

En contraste, los datos para el Grupo 2 RPVs muestra tres tendencias:

- Los datos no son consistentes con los Grupos 1 y 3 de RPVs;
- Los datos para todos los transitorios del Grupo 2 de RPVs no convergen con una simple tendencia;

- La tendencia de datos para el Grupo 2 de RPVs se presenta más altos que para los Grupos 1 y 3 de RPVs

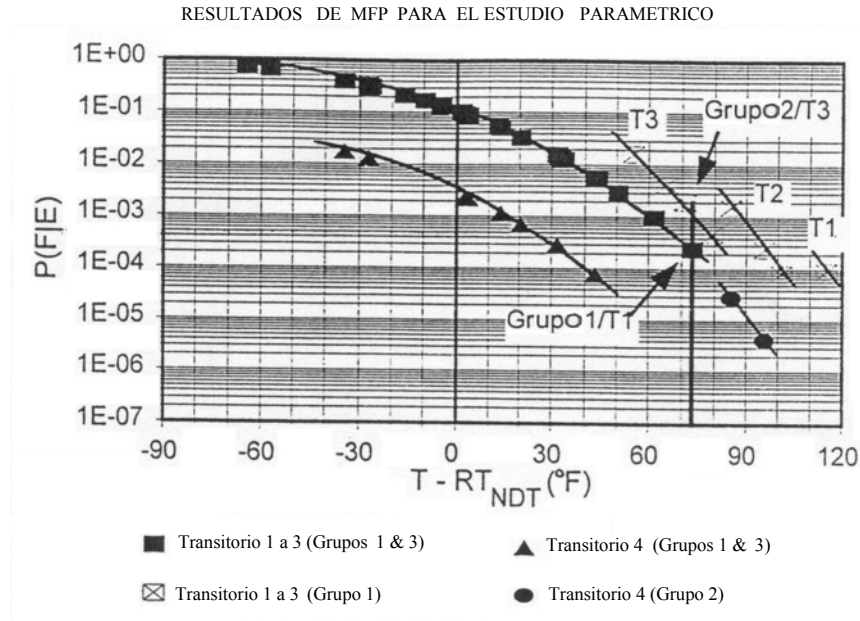


Figura 2.16. Comparación de resultados de MFP para distintos grupos de RPV y transitorios en los estudios paramétricos.

Para explicar dichas observaciones, el rango respectivo de $T - RT_{NDT}$ para el Grupo 1 de RPVs y el Grupo 2 de RPVs para el Transitorio 2 (marcado como T2) y Transitorio 3 (T3) está marcado en la curva ASME K_{IC} , reproducido en la Figura 2.17. Como se indicó, el rango de $T - RT_{NDT}$ para el Grupo 1 utilizando el Transitorio 2 se traslapa para el Transitorio 3 alrededor de un 65 %; no hay un traslape similar para el Grupo 2. Esto significa que para el Grupo 1, cambiando del Transitorio 2 al Transitorio 3 no cambia significativamente como la tenacidad a la fractura; K_{IC} , se comporta con la variación de la fluencia, y los datos para todos los transitorios pueden tender a converger juntos, ya que ellos cubren un rango similar en K_{IC} . Para el Grupo 2, cambiando del Transitorio 2 al Transitorio 3 varía la proporción de la tenacidad a la fractura, K_{IC} ; la curva se modifica de una región con gran pendiente a una región de una pendiente menor, ocasionando diferentes comportamientos para los dos transitorios, específicamente menos falla y una baja $P(F/E)$ para el Transitorio 3. Este análisis

cualitativo explica porqué los resultados de la $P(F/E)$ para los Transitorios 1 y 3 convergen en una sola curva para el Grupo 2.

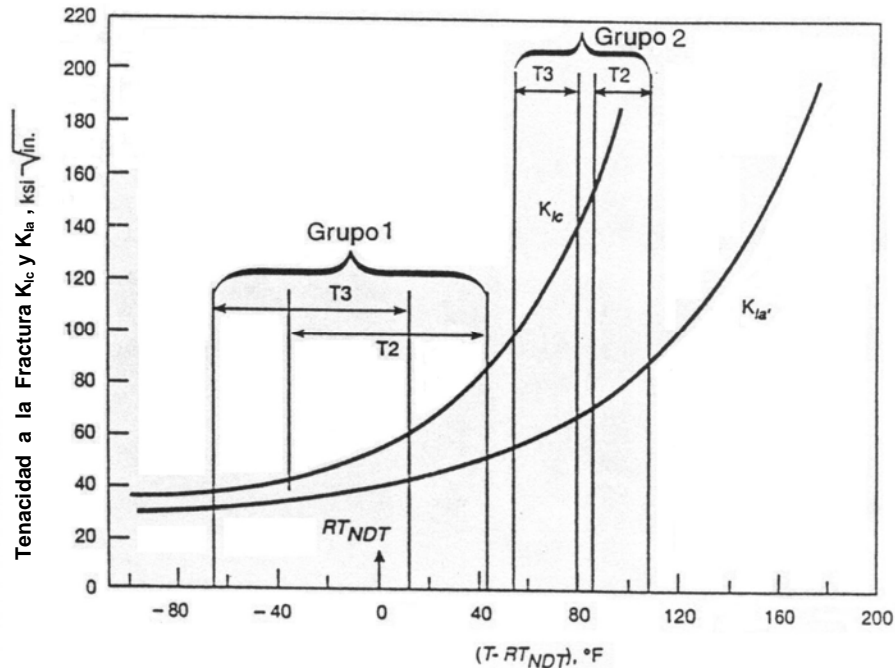


Figura 2.17. Límite inferior de K_{Ic} y K_{Ia} del Código ASME.

Una evaluación de los resultados de la $P(F/E)$ para el Grupo 2 en la Figura 2.16 revela que la más alta $P(F/E)$ para el Transitorio 2 (marcada como “T2”) es mucho mayor que la más baja $P(F/E)$ para el Transitorio 3 (marcada como “T3”) aunque estos tienen valores medios comparables $T - RT_{NDT}$, o valores medios equivalentes de K_{Ic} . Esto puede ser explicado en parte por la variación en la fluencia de neutrones muestreada durante las simulaciones de *Monte Carlo*. Específicamente, una desviación estándar constante (en términos de la fracción de la fluencia media) es utilizada para todos los cálculos como se lista en la Tabla 2.11 para cada grupo de RPV. Para el Grupo 2, aplicando este valor (0.1895) para la más alta fluencia de T2 (1.38×10^{19} n/cm²) da un rango de fluencia de sigma de $\pm 0.26 \times 10^{19}$ /cm², y para la fluencia más baja de T3 (0.27×10^{19} n/cm²) a un rango de sigma de $\pm 0.051 \times 10^{19}$ n/cm². Por lo tanto, aún cuando los valores medios de los valores de K_{Ic} son los mismos para T2 y T3, simulaciones con un rango de fluencia mucho mayor tienden a producir más fallas.

Para explicar el segundo fenómeno, refiérase a la Figura 2.17. Enfóquese en la porción de la curva de K_{IC} para el Grupo 1 y la porción de la curva K_{IC} para el Grupo 2 para el Transitorio 2 solamente. Disminuyendo la misma cantidad de $(T - RT_{NDT})$ ocasiona una reducción más aguda de K_{IC} para el Grupo 2 que para el Grupo 1, incurriendo en más falla para el Grupo 2 que para el grupo 1. Por esta razón, el Grupo 2 tiene curvas con una tendencia más alta en la Figura 2.16.

Para explicar la discrepancia entre las tendencias para el Grupo 2 para los primeros tres transitorios y para los Grupos 1 y 3; observe los datos para vasijas del Grupo 1 para las condiciones de baja fluencia del Transitorio 1, y los datos para las vasijas del Grupo 2 para la segunda fluencia más baja del Transitorio 3. Estos dos puntos de los datos tienen valores de $(T - RT_{NDT})$ de 73°F y 71°F, respectivamente. Estos dos puntos de los datos están marcados en la Figura 2.16 como “Grupo 1/T1” y “Grupo 2/T3”, respectivamente. Para explicar la discrepancia en esos dos puntos de los datos, el rango de $(T - RT_{NDT})$ debe ser evaluado variando los valores de Cu, Ni y Fluencia más un-sigma y más dos-sigma, para aproximar el rango en $(T - RT_{NDT})$ para las simulaciones de Monte Carlo. Los valores calculados $(T - RT_{NDT})$ son 50.4 °F para el Grupo 1/T1 y 47.1°F para el Grupo 2/T3 para el caso más dos-sigma. El rango más bajo de $(T - RT_{NDT})$ para el Grupo 2/3T tiende a dar un rango más bajo de valores de K_{IC} , y resulta en valores más altos de $P(F|E)$ para este caso. Este fenómeno probablemente se explica por la alta sensibilidad del factor químico a los cambios en los valores de cobre y níquel por la combinación de bajo Cu (por ejemplo, 0.04%) y alto níquel Ni (por ejemplo, 0.93%) valores asociados con el Grupo 2.

Los resultados para varias distribuciones de grietas basadas en *PVRUF* se proporcionan en la Tabla 1.2 para los casos de la referencia descritos previamente. Las distribuciones *PVRUF*-Exponencial tienden a dar una alta $P(F|E)$ en un factor de 2 para soldaduras axiales. Como se indica en la Tabla 1.2, las fallas para soldaduras circunferenciales son difícilmente obtenidas, como algunos casos se desarrollaron con 10^7 simulaciones y no se tuvieron fallas.

El efecto de la inspección en servicio (ISI) en la $P(F|E)$ para grietas axiales está indicada en la Tabla 2.13. Las columnas tituladas “relación” son el cociente de la $P(F|E)$ “con

ISI” sobre la $P(F/E)$ para el caso sin ISI. Para ambos casos la mejor estimación y el límite superior de las distribuciones PVRUF-Exponencial. ISI reduce la $P(F/E)$, por lo menos el 40 por ciento en todos los casos. Ninguna falla en 10^7 simulaciones fue observada para grietas circunferenciales con la inclusión de ISI.

Tabla 2.13. Resultados de los análisis de sensibilidad a inspecciones en servicio (ISI) de grietas axiales.

Grupo RPV		PVRUF-Marshall			Exponencial PVRUF		
		Sin ISI	Con ISI	Relación	Sin ISI	Con ISI	Relación
Grupo 1	Mejor Estimación	1.52 E-3	4.44 E-4	0.292	1.97 E-3	8.51 E-4	0.432
	Límite Superior	2.62 E-3	7.48 E-4	0.285	5.31 E-3	1.26 E-3	0.237
Grupo 2	Mejor Estimación	4.3 E-6	5 E-7	0.117	6.7 E-6	6 E-7	0.083
	Límite Superior	3.8 E-6	NF(10^7)*	-----	1.65 E-5	NF(10^7)*	-----
Grupo 3	Mejor Estimación	8.19 E-3	3.12 E-3	0.381	1.11 E-2	6.54 E-3	0.589
	Límite Superior	1.28 E-2	4.65 E-3	0.363	2.37 E-2	8.56 E-3	0.361

* Sin fallas en el número indicado de simulaciones de vasijas.

La reducción en la $P(F/E)$ con ISI es mucho menor para el Grupo 2 que para el Grupo 1 o el Grupo 3. Esto es debido principalmente a los bajos niveles de RT_{NDT} para el Grupo 2, lo cual resulta en baja $P(F/E)$. Para la baja $P(F/E)$, las fallas de la vasija son dominadas por las grietas más profundas, las cuales son fáciles de detectar durante la ISI. Por lo tanto, el predominio de grietas profundas, requerido para causar la falla en vasijas para bajos niveles de RT_{NDT} , está significativamente reducido y la $P(F/E)$ se reduce igualmente significativamente. Recíprocamente, para las soldaduras de los Grupos 1 y Grupo 3, los tamaños críticos de grietas son pequeños, y la ISI probablemente no detecta esas grietas, por lo tanto, la reducción en la $P(F/E)$ con ISI no son tan grandes como para el Grupo 2.

2.7.4 Caso Límite del Análisis

Para asegurar que los cálculos de MFP evalúen todas las condiciones actuales de la planta, el peor caso o límite a 32 EFPY, fue identificado para cada RPV en condiciones de

fragilización por radiación, con soldaduras axiales y circunferenciales tratadas separadamente. Para cada condición fueron utilizadas en los cálculos, la composición química de la soldadura y la fluencia de neutrones reales. Cálculos adicionales fueron desarrollados utilizando fluencias equivalentes para el doble de las fluencias en 32 EFPY. Los resultados del análisis para 32 y 64 EFPY son proporcionados en la Tabla 2.14 y Tabla 2.15 respectivamente.

Tabla 2.14. Resumen de resultados para análisis de casos más severos (32 EFPY).

Orientación de la grieta	Grupo RPV	Cu	Ni	CF	Fluencia (10^{19} /cm ²)	ΔRT_{NDT} (°F)	$RT_{NDT(U)}$ (°F)	Media RT_{NDT}^a (°F)	P(F E)
Axial	Grupo 1	0.219	0.996	231.1	0.20	131.6	0	131.6	4.37 E-1
	Grupo 1 ^b	0.26	1.20	276.0	0.15	138.8	-20	118.8	2.94 E-1
	Grupo 2	0.10	1.08	135.0	0.69	121.0	-30	91.0	1.42 E-1
	Grupo 3	0.25	0.35	142.5	0.125	66.0	10	76.0	5.98 E-2
Circ.	Grupo 1	0.183	0.704	172.2	0.20	98.1	0	98.1	6.34 E-5
	Grupo 1 ^b	0.13	0.71	151.7	0.20	86.4	0	86.4	2.81 E-5
	Grupo 2	0.10	0.99	109.5	0.51	109.5	-65	44.5	2 E-7
	Grupo 3	0.31	0.59	196.7	0.095	79.8	20	99.8	8.17 E-5

^a La RT_{NDT} media fue determinada utilizando el pico de fluencia de neutrones para soldaduras específicas.

^b Química alternativa para la planta específica Grupo 1.

Tabla 2.15. Resumen de resultados para análisis de casos mas severos (64 EFPY).

Orientación de la grieta	Grupo RPV	Cu	Ni	CF	Fluencia (10^{19} n/cm ²)	ΔRT_{NDT} (°F)	$RT_{NDT(U)}$ (°F)	Media RT_{NDT}^a (°F)	P(F E)
Axial	Grupo 1	0.219	0.996	231.1	0.40	172.4	0	172.4	8.28 E-1
	Grupo 1 ^b	0.26	1.20	276.0	0.30	185.0	-20	165.0	7.49 E-1
	Grupo 2	0.10	1.08	135.0	1.38	147.1	-30	117.1	3.82 E-1
	Grupo 3	0.25	0.35	142.5	0.25	88.9	10	98.9	1.87 E-2
Circ.	Grupo 1	0.183	0.704	172.2	0.40	128.5	0	128.5	4.38 E-4
	Grupo 1 ^b	0.13	0.71	151.7	0.40	113.2	0	113.2	1.99 E-4
	Grupo 2	0.10	0.99	109.5	1.20	135.6	-65	70.6	1.78 E-5
	Grupo 3	0.31	0.59	196.7	0.19	109.4	20	129.4	4.83 E-4

^a La RT_{NDT} media fue determinada utilizando el pico de fluencia de neutrones para soldaduras específicas.

^b Química alternativa para la planta específica Grupo 1.

La $P(F/E)$ para el caso límite de plantas en 32 EFPY calculada por el grupo de trabajo para cada tipo de soldadura y para fabricantes de vasijas es mucho mayor que los valores de los estudios paramétricos proporcionados para el Transitorio 2 en la Tabla 2.14. Para 32 EFPY, los valores límite de $P(F/E)$ para soldaduras axiales son mayores de alrededor de 6×10^{-2} , con el valor más alto de 0.44 para 32 EFPY. En contraste a los resultados para soldaduras axiales, la $P(F/E)$ límite para plantas en 32 EFPY en soldaduras circunferenciales es mucho menor que 8.17×10^{-5} para 32 EFPY. Como se ilustra en la Figura 2.18, todos los datos para soldaduras axiales se unen con las tendencias establecidas en Figura 2.16 para los Grupos de vasijas 1 y 3. De igual manera, todos los datos se unen en una tendencia común. Estos resultados no son consistentes con los del estudio paramétrico, en donde los datos para soldaduras axiales del Grupo 2 de vasijas exhiben una tendencia única para el Grupo 1 y Grupo 3.

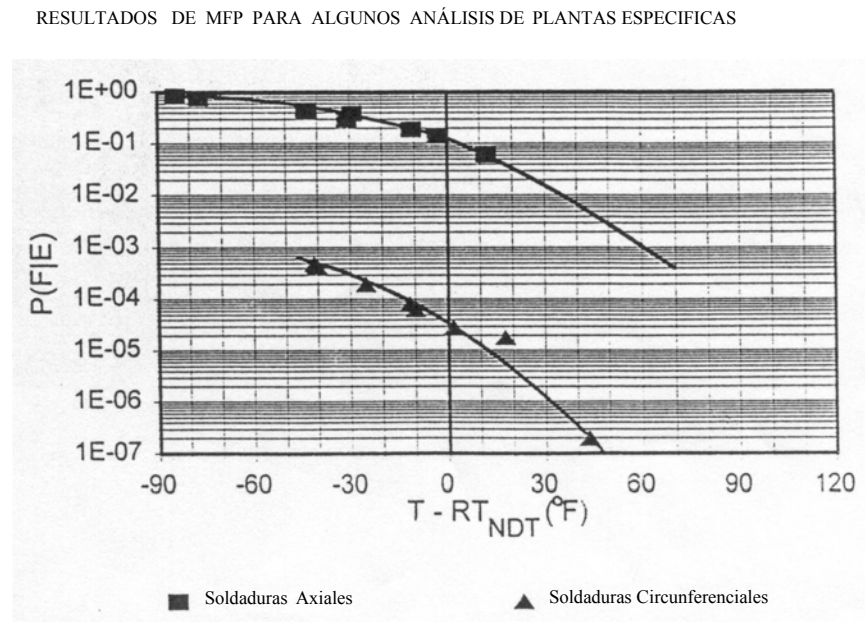


Figura 2.18. Comparación de resultados de MFP para algunos análisis de plantas específicas con los datos de tendencias de los estudios paramétricos (ver Figura 2.17).

La $P(F/E)$ límite para plantas en 32 EFPY para cada tipo de soldadura es mucho mayor que los valores de los estudios de sensibilidad. Estas grandes diferencias en la $P(F/E)$ pueden ser directamente relacionadas a la alta RT_{NDT} 32-EFPY para casos límite puesto que se opuso aquellos para los casos de estudio de sensibilidad. Los valores altos de RT_{NDT} son debidos al hecho de que los estudios de sensibilidad utilizaron valores promedio de los parámetros de entrada considerando que los casos límite de planta específicos tendieron a tener algunos de los parámetros al límite superior para el respectivo parámetro. Por ejemplo, el límite en soldaduras axiales para el Grupo 2 tuvo los siguientes parámetros de entrada (relativos a los utilizados en los estudios de sensibilidad):

- Fluencia (media + 4xS.D.)
- Contenido de Cobre (media + 3xS.D.)
- Contenido de Níquel (media + 2xS.D.)
- $RT_{NDT(U)}$ (media + 1.5xS.D.)

La diferencia en estos parámetros de entrada resulta en un incremento en la media de RT_{NDT} de **117°F**. Para el límite de soldaduras axiales para el Grupo 1 de vasijas, los siguientes parámetros de entrada fueron utilizados (relativos a los utilizados en los estudios de sensibilidad):

- Fluencia (mean + 3xS.D.)
- Contenido de Cobre (media)
- Contenido de Níquel (media + 7xS.D.)
- $RT_{NDT(U)}$ (media + 3xS.D.)

La diferencia en estos parámetros de entrada resulta en un incremento en la media de RT_{NDT} de **97°F**.

Para fluencia límite en soldaduras axiales y circunferenciales para plantas se proporciona en la Tabla 2.14, el análisis de fallas como función del tamaño de grieta se presenta en la Tabla 2.16. Como se indica, la mayor porción de fallas de vasijas para soldaduras axiales (79 %) es debido a grietas pequeñas, con profundidades menores a 13 mm

(0.5 in), y pocas fallas (3.2 %) son atribuidas a grietas con profundidades mayores a 25 mm (1 in.), con 5.1% de fallas presentándose para profundidades mayores a 51 mm (2 in.)

Tabla 2.16. Distribución de las fallas de vasija como función del tamaño de grieta para 32 EFPY casos (más severos).

Rango de Tamaño de Grieta (in.)	Orientación de la grieta		
	Circ. ^a	Axial ^b	
		Sin ISI	Con ISI
< 0.5 in.	1.5 %	79.0 %	95.1 %
0.5 – 1.0 in.	40.4 %	17.8 %	4.7 %
1.0 – 2.0 in	53.0 %	3.2 %	0.2 %
> 2.0 in	5.1 %	0.0 %	0.0 %

^a Para el Grupo 3 de la Tabla 7

^b Para el Grupo 1 de la Tabla 7

Basados en los resultados de la Tabla 2.15, el impacto de la inspección en servicio (ISI) en la $P(F/E)$ puede ser estudiado por la examinación de la distribución de fallas de vasijas como función de la profundidad de grietas. Para el caso límite de fluencia en soldaduras axiales, la inclusión de ISI resulta en un decremento en la $P(F/E)$ de sólo un 11 %, de 0.44 a 0.39. Como se indica en la Tabla 2.16, el caso límite de fluencia para soldaduras axiales con ISI tuvieron más del 95% de fallas ocurriendo para grietas menores de 13 mm (0.5 in.), y solamente 0.2% para grietas mayores a 25 mm (1 in.). Estrechando más el rango del 90 % de las fallas para el caso ISI y más del 70 % de fallas para el caso sin ISI ocurren para una profundidad total de grieta de 9 mm (0.3575 in), o a una profundidad en el metal base de solamente 4 mm (0.1575 in.), bajo 5 mm (0.2 in.) de espesor del recubrimiento. Estos resultados indican que para que la ISI sea efectiva para soldaduras axiales, el método de inspección debe ser capaz de hallar grietas pequeñas que se localicen en la interfase recubrimiento/soldadura o que penetren a través del recubrimiento en la soldadura del metal.

2.7.5 Discusión

Los resultados para 32 y 64 EFPY presentados respectivamente en las Tablas 2.14 y 2.15 indican que la $P(F/E)$ puede aproximarse a 1 para las condiciones más severas de fragilización por neutrones. Sin embargo, debe tenerse presente que estos valores de $P(F/E)$ son determinados utilizando distintas consideraciones conservadoras. En particular, se asume que el máximo de fluencia de neutrones ocurre sobre todas las porciones de la soldadura – un cálculo más exacto puede incorporar un mapa de fluencia para proveer una evaluación más realista del patrón de fluencia. En adición, una consideración coloca a todas las fallas de grietas asumidas en la superficie interior de la vasija, lo cual provee una evaluación conservadora. El modelado más exacto de la localización a través del espesor de las grietas asumidas puede también proveer una evaluación más realista de la $P(F/E)$. La consideración de ambos mapas de fluencia y localización a través del espesor de grietas es el tema de una investigación extensa.

Para tener una visión adicional de los resultados de $P(F/E)$, puede realizarse la comparación de algunos resultados. Un parámetro que se utilizara en algunos casos es la “probabilidad de falla” de una grieta de una profundidad dada. Esta “probabilidad de falla” está definida para cada profundidad de grieta como un número de grietas a esa profundidad las cuales fallaron, divididas por el número total de grietas de esa profundidad que fueron simuladas.

Como se ilustra en la Figura 2.19, para el caso de fluencia límite en soldaduras circunferenciales (para el Grupo 3), la probabilidad de falla para la Mejor Estimación de PVRUF-Exponencial ($P(F/E) = 8.17 \times 10^{-5}$), Límite Superior de PVRUF-Exponencial ($P(F/E) = 3.69 \times 10^{-4}$), y BWRVIP-Marshall ($P(F/E) = 7.9 \times 10^{-5}$) los parámetros de grietas exhiben una sola tendencia como función de la profundidad de la grieta, a pesar de la variación de la $P(F/E)$ por un factor de alrededor de 5. La curva ilustrada en esta figura es claramente apropiada para los parámetros de entrada y carga utilizados en la evaluación.

Para evaluar el efecto de la variación de RT_{NDT} , fueron utilizados datos para evaluaciones límite específicas para planta de soldaduras circunferenciales. Los casos específicos tienen valores de $P(F|E)$ que van de un factor de 6. Estos casos son:

- $RT_{NDT} = 129^{\circ}F$ (Grupo 3, Tabla 2.15): $P(F|E) = 4.83 \times 10^{-4}$;
- $RT_{NDT} = 129^{\circ}F$ (Grupo 1, con ajuste químico, Tabla 2.15): $P(F|E) = 1.99 \times 10^{-4}$;
- $RT_{NDT} = 129^{\circ}F$ (Grupo 3, Tabla 2.14): $P(F|E) = 8.17 \times 10^{-5}$;
- $RT_{NDT} = 129^{\circ}F$ (Grupo 1, con ajuste químico, Tabla 2.14): $P(F|E) = 2.81 \times 10^{-5}$;

SOLDADURAS CIRCUNFERENCIALES PARA ALGUNAS PLANTAS ESPECIFICAS

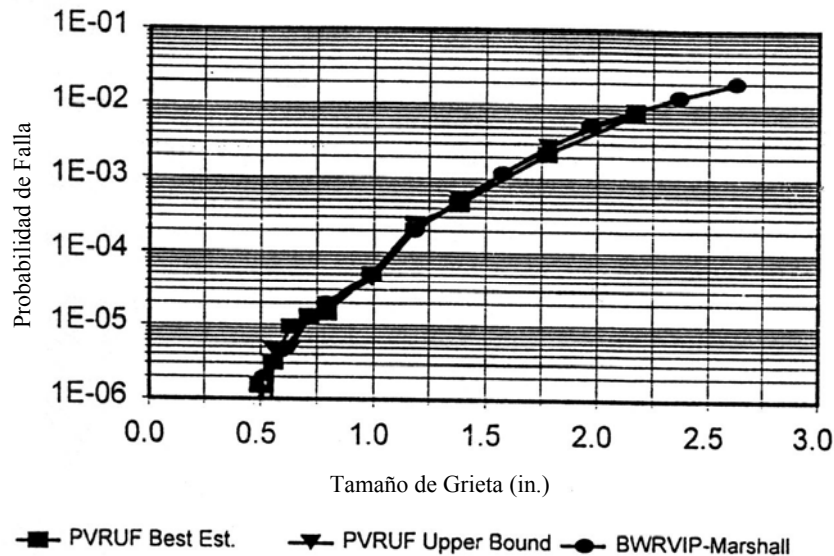


Figura 2.19. Soldaduras circunferenciales para algunas plantas, probabilidad de falla para grietas de distintos tamaños, utilizando diferentes parámetros de distribución de densidad de grietas y profundidad.

La Figura 2.20 ilustra el porcentaje de acumulación de fallas conforme la profundidad de grieta se incrementa. Como se indicó, la condición de más fragilización, $RT_{NDT} = 129^{\circ}F$, exhibe el alto porcentaje de fallas para las profundidades más pequeñas, como se esperaba. La disminución escalonada en los resultados de fragilización resulta en más fallas ocurriendo a

mayores profundidades. Esta tendencia está más claramente ilustrada en la Figura 2.21, donde los datos se segregan dentro de distintos rangos de profundidades de grietas.

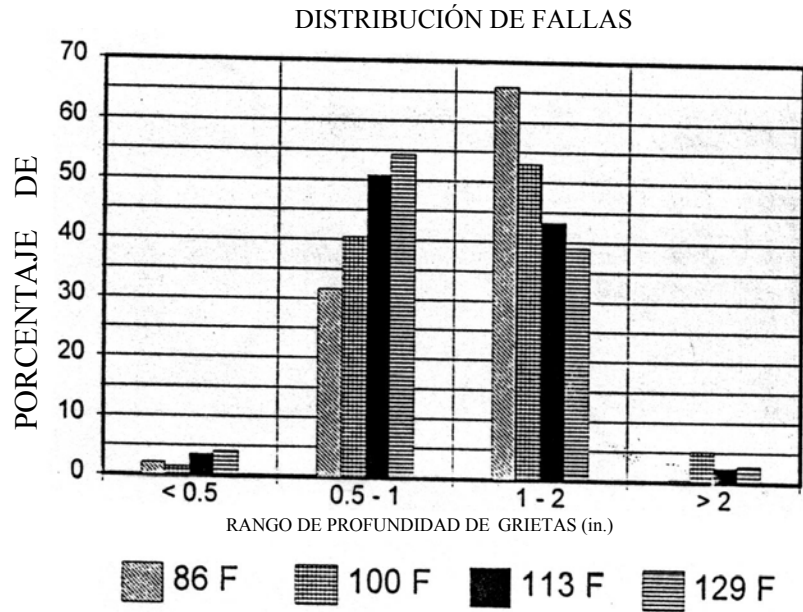


Figura 2.20. Porcentajes de fallas que ocurren dentro de rangos específicos de profundidad de grieta para una variedad de condiciones de fragilización de soldaduras circunferenciales.

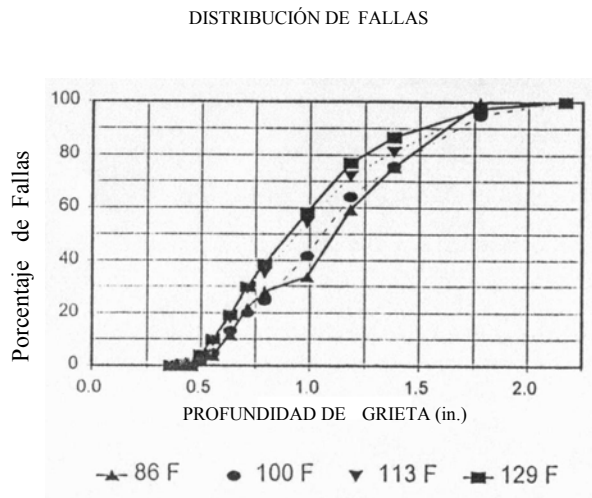


Figura 2.21. Distribución de fallas con profundidad de grieta para los casos indicados en la Figura 2.20.

Para las últimas comparaciones, tres casos fueron utilizados. Dos de estos son para soldaduras axiales, uno con una baja $P(F/E) = 2.43 \times 10^{-4}$ (Grupo 1, Transitorio 1 de la Tabla 2.12, $T - RT_{NDT} = 73^\circ\text{F}$) y el otro para una alta $P(F/E) = 2.94 \times 10^{-1}$ (caso límite para el Grupo 1 con ajuste químico de la Tabla 2.14, $T - RT_{NDT} = -30.8^\circ\text{F}$). Estos dos casos de soldaduras serán comparados con el caso de soldadura circunferencial con una $P(F/E)$ similar que para una soldadura axial con baja $P(F/E)$. El caso de soldadura circunferencial tiene $P(F/E) = 1.99 \times 10^{-4}$ (Grupo 1 con ajuste químico, Tabla 2.15, $T - RT_{NDT} = -25.2^\circ\text{F}$). Como se ilustra en la Figura 2.22, el caso de alta $P(F/E)$ exhibe una gran porción de las fallas para las mediciones de grietas. Considerando que el caso circunferencial exhibe pocas fallas para profundidades de grietas menores a 0.5 in. Los datos para el caso de baja $P(F/E)$ caen entre estos dos, aunque más cerca de los datos para circunferencial. Segregando estos datos de acuerdo al rango de profundidad de grieta Figura 2.23, refuerza la tendencia evidente en la Figura 2.22.

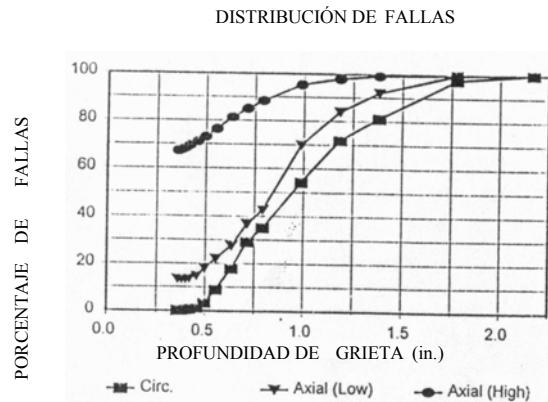


Figura 2.22. Distribución de fallas con el tamaño de grieta para el caso de dos soldaduras axiales y una soldadura circunferencial.

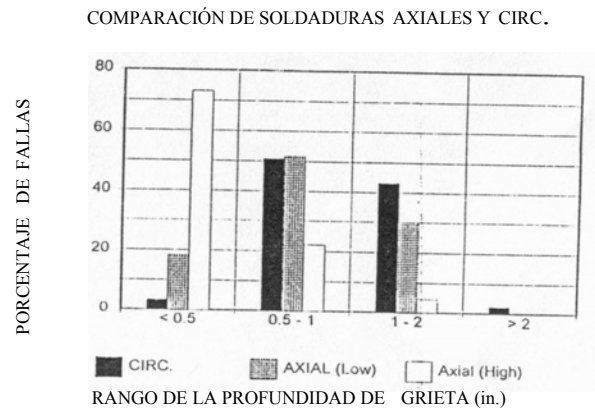


Figura 2.23. Porcentaje de fallas que ocurren dentro de rangos específicos de profundidad de grieta para los tres casos ilustrados en la Figura 2.22

Finalmente, la probabilidad de falla de datos en la Figura 2.24, similar que en la Figura 2.19, demuestra que estos parámetros son más dependientes de la $P(F/E)$ que de la orientación de la soldadura. Un aspecto sorprendente en el aspecto de los datos en la Figura 2.24 es la concordancia cercana para la $P(F/E)$ baja de soldaduras axiales y circunferenciales. Las únicas desviaciones significativas ocurren para profundidades de falla poco profundas (donde los datos para $P(F/E)$ baja de soldadura axial excede la de soldaduras circunferenciales) y profundidades de grieta grandes (donde los datos para la soldadura circunferencial exceden la de la baja $P(F/E)$ de soldaduras axiales).

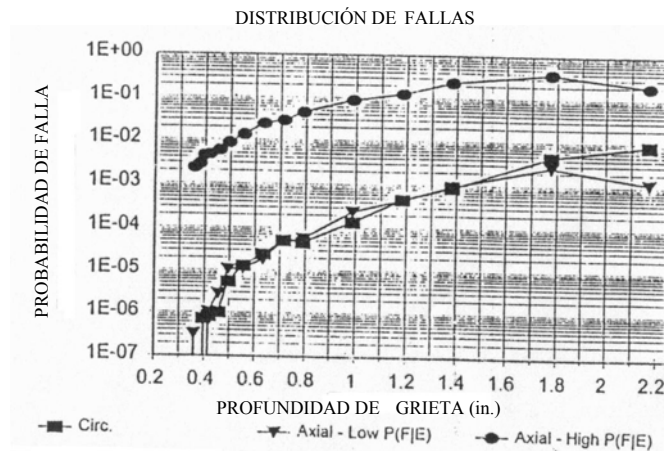


Figura 2.24. Distribución de fallas con el tamaño de grieta para el caso de dos soldaduras axiales y una soldadura circunferencial

2.8 PROGRAMAS PILOTO DE INSPECCIÓN EN LAS VASIJAS DE REACTORES EN SERVICIO INFORMADA EN EL RIESGO

Durante los últimos años, ha habido iniciativas de distintas industrias para desarrollar los programas de inspección basado en riesgo como alternativas a los requerimientos actuales del Código ASME, Sección XI Programas de Inspección en Servicio. Dichos esfuerzos han sido iniciados por grupos del *Electric Power Research Institute* y *ASME Boiler and Pressure Vessel Code Subcommittee XI*. Un grupo de trabajo se ha establecido bajo el Subcomité XI para estudiar la aplicación de tecnologías basadas en riesgo a ISI y desarrollar los cambios necesarios al Código para permitir su uso en lugar de los requisitos actuales. Hay también un número de industrias que iniciaron estudios piloto basados en riesgo para demostrar la viabilidad y efectividad de los métodos propuestos.

La meta global de estos esfuerzos es finalmente permitir el uso de la evaluación de riesgo, más una comprensión de los mecanismos de degradación de componentes específicos, para establecer un programa específico de manejo de integridad de planta que mantenga la seguridad de la misma, mientras al mismo tiempo reducir la carga reguladora asociada con los requerimientos actuales ISI.

Esto se logra eliminando requerimientos de inspecciones sucesivas para la inspección de recipientes que contienen defectos sub-superficiales originados de la manufactura o fabricación del recipiente, previendo las siguientes condiciones:

- a) La caracterización del defecto como sub-superficial, el cual de acuerdo a la experiencia, sea despreciable o sin considerar crecimiento durante la vida de diseño del recipiente.
- b) Que sean documentadas en un reporte de evaluación de defecto: 1) las técnicas de inspección no-destructivas; y 2) la evaluación que detecta y caracteriza el defecto como originado de la manufactura del material o fabricación del recipiente.

- c) La vasija que contiene el defecto es aceptable para continuar en servicio de acuerdo con IWB-3600 y se demuestre que el defecto es aceptable para el servicio de vida pensado en el recipiente.

El análisis de falla de la vasija a presión de un reactor está basado en la consideración de la presencia de grietas postuladas. Dichas grietas pueden ser causadas por un control deficiente de calidad de manufactura.

Un análisis de mecánica de fractura probabilístico que realizó la NRC demostró que la probabilidad de falla del recipiente de BWR fue extremadamente baja, y dentro de los objetivos de la NRC, incluso con una significativa reducción en el nivel de las inspecciones en servicio. Además, este análisis probabilístico determinó que el riesgo de ambos, fuga o falla de soldaduras circunferenciales del recipiente, es de un orden de magnitud menor que el asociado con soldaduras longitudinales.

La Tabla 2.17 resume probabilidades de fuga o falla en recipientes para los dos programas ISI (requerimientos actuales contra el programa reducido basado en análisis de Mecánica de Fractura Probabilística), basado en la frecuencia conservadora de la razón de crecimiento de grieta.

A continuación se da una breve descripción de los programas pilotos de inspecciones de las vasijas basadas en el riesgo.

Estudio realizado por *Structural Integrity Associates* bajo el auspicio de BWR Vasija y Proyectos Internos (BWRVIP) para evaluar los actuales requerimientos de inspección de soldaduras de la vasija de reactores tipo agua hirviente (BWR) y para proveer una alternativa, un programa de inspección técnicamente justificado.

Tabla 2.17. Efecto del programa ISI Informado en Riesgo en la Integridad del Recipiente BWR. (*Requerimientos Actuales* – 90% de Inspección de todas las Soldaduras Longitudinales y Circunferenciales; *Requerimientos Informado en Riesgo* – 50% Inspección de Soldaduras Longitudinales y 0% Inspección de Soldaduras Circunferenciales)

	Probabilidad de Falla por 40 Años de la vasija		Probabilidad de Fuga por 40 Años de la vasija	
	Requerimientos Actuales	Requerimientos Informados en Riesgo	Requerimientos Actuales	Requerimientos Informados en Riesgo
Soldaduras Longitudinales (irradiada)	5.68×10^{-8}	1.15×10^{-7}	1.45×10^{-6}	1.34×10^{-5}
Soldaduras Longitudinales (sin radiación)	1.07×10^{-10}	1.13×10^{-10}	5.01×10^{-6}	2.397×10^{-5}
Soldaduras Circunferenciales (Todas)	1.26×10^{-40}	1.10×10^{-40}	1.94×10^{-22}	2.12×10^{-22}
TOTAL	5.69×10^{-8}	1.151×10^{-7}	6.46×10^{-6}	3.73×10^{-5}

Evaluaciones de prácticas de fabricación de vasijas, examinadas en la construcción, e inspecciones de antes de servicio establecen que las vasijas a presión de reactores BWR fueron construidas basándose en las más altas normas, lo cual optimiza su calidad inicial. Las inspecciones en servicio aprueban los cordones de soldadura de las vasijas están libres de defectos inaceptables, y que ningún defecto significativo se ha desarrollado durante la

operación. Una revisión detallada de tecnologías actuales y criterios de inspecciones no destructivas también fue desarrollada, como es el ultrasonido para medir grietas en vasijas ha mejorado considerablemente y es muy fiable en este momento.

2.9. PROGRAMAS PARA EL ANÁLISIS DE MECÁNICA DE LA FRACTURA PROBABILÍSTICA

Dentro de los programas para el análisis de mecánica de la fractura probabilística de las soldaduras de la vasija deben destacarse los siguientes programas de cómputo:

- 1) **FAVOR** (siglas en inglés: **F**racture **A**nalysis of **V**essel: **O**ak **R**idge), programa comercial desarrollado por “*Oak Ridge Laboratory*”.

FAVOR es un programa de mecánica de fractura (determinística y probabilística), desarrollado originalmente para análisis de integridad estructural de envejecimiento de vasijas a presión de reactores nucleares sujetas a condiciones de carga transitoria. El Programa está escrito en FORTRAN 77.

La solución numérica de los análisis de mecánica de fractura determinista, está basada en estudios con el método de elemento finito para generar distribuciones de esfuerzo y temperatura en función del tiempo a través del espesor de estructuras axisimétricas sujetas a condiciones de frontera complejas, donde el tiempo es una variable. Además cuenta con una amplia librería de funciones para evaluar factores de intensidad de esfuerzos en un rango realista para grietas finitas con geometría en tres dimensiones.

Los análisis de mecánica de fractura probabilística están basados en la técnica de *Monte Carlo* (es decir, los análisis determinísticos son desarrollados en estructuras generadas estocásticamente para determinar si cada estructura fallara cuando está sujeta a una condición de carga definida para un tiempo vida de operación particular de la estructura). La probabilidad de falla para una condición de carga específica es simplemente el número de estructuras que falla entre el número total de estructuras simuladas.

- 2) **ProFES** (siglas en inglés: **P**robabilistic **F**inite **E**lement **S**ystem), programa para el análisis de elemento finito probabilístico, programa comercial desarrollado por “*Applied Research Associates, Inc.*”.

Este programa realiza análisis probabilísticos utilizando el método de elemento finito. El programa permite importar modelos de ANSYS 5.4. Dentro de las capacidades del programa se tiene que puede asignar al azar: a) propiedades de elementos (espesores de cascaron o shell, propiedades de sección en vigas); b)

cargas (puntos nodales de cargas FX, FY, FZ); c) momentos (puntos nodales MX, MY, MZ), cargas a elementos; d) condiciones de frontera (Desplazamiento fijo en nodos UX, UY, UZ), rotación fija en nodos (ROTX y ORTIZ); así como las propiedades del material (Módulo de elasticidad, densidad, relación de Poisson, Módulo de cortante, entre otros).

Contiene catorce tipos de distribución (Normal, Log-normal, Beta, Weibull, entre otras). El análisis probabilístico lo realiza utilizando Simulaciones de Monte Carlo, así como métodos de fiabilidad de primer y segundo orden.

- 3) **VIPER** (siglas en inglés: **V**essel **I**nspection **P**rogram **E**valuation for **R**eliability), al programa desarrollado por “*Structural Integrity Associates*”.
- 4) **FRACTUREgraphic**, programa comercial desarrollado por “*Structural Reliability Technology*”.
- 5) **CRACKS** (siglas en inglés: **C**ode for **R**eliability **A**nalysis of **C**ra**CK** **C**ontaining **S**tructures), programa comercial desarrollado por “*Research Centre Karlsruhe*”);
- 6) **VISA-II** (siglas en inglés: **V**essel **I**ntegrity **S**imulation **A**nalysis), programa desarrollado por “*Pacific Northwest Laboratory*” y certificado por “*U.S. Regulatory Commission*” .

El programa VISA II (*Vessel Integrity Simulation Analysis*) fue originalmente desarrollado como parte del equipo de trabajo de evaluación de choque térmico presurizado de la NRC. VISA-II utiliza las simulaciones Monte Carlo para evaluar la probabilidad de falla de un reactor de agua a presión (PWR), sometido a presión y carga térmica transitoria especificada por el usuario. Los métodos de la **mecánica de fractura lineal elástica** son utilizados para modelar el inicio de agrietamiento y la propagación. Los parámetros para el tamaño inicial de grieta, localización, contenido de cobre, temperatura inicial de referencia de la transición dúctil, fluencia, tenacidad a la fractura al inicio de grieta, la tenacidad a la fractura al arrestamiento, son tratados como variables al azar.

VISA-II está escrito en FORTRAN y no requiere de funciones de librerías externas para su ejecución. El código desarrolla ambos cálculos probabilísticos y determinísticos, para estimar la probabilidad de falla del recipiente. La porción determinística del código desarrolla transferencia de calor, esfuerzos y cálculos de mecánica de fractura para el recipiente sujeto a temperatura y presión transitorias simuladas para estimar la probabilidad de falla del mismo.

El programa VISA-II incluye nuevas opciones y capacidades de análisis a diferencia del programa original. El análisis determinístico ha sido mejorado al incluir el efecto del recubrimiento en la transferencia de calor, esfuerzos, y cálculos de mecánica de fractura. Otras mejoras en el análisis determinístico incluyen la actualización de las funciones de influencia para calcular los factores de intensidad de esfuerzos, la actualización de las ecuaciones de propiedades de material dependientes de la temperatura, un tratamiento general de los coeficientes de superficie de transferencia de calor, y los datos de entrada del usuario para la atenuación del modelo de fluencia y el límite superior de la tenacidad a la fractura. El programa VISA-II es un programa autosuficiente y permite el fácil traslado entre computadoras.

Aunque las predicciones de crecimiento de grieta de los análisis probabilísticos de VISA-II están basados en ultrasonido, y aunque existen mejores estimaciones de cómo la fractura ocurre en la vasija a presión de un reactor, en algunos casos no hay estándares previos para juzgar la exactitud de los algoritmos utilizados. Por lo tanto, el programa VISA-II fue sujeto a pruebas extensivas para asegurar la correcta operación del programa. Las pruebas realizadas indicaron tendencias en el inicio y la probabilidad de falla, que fue utilizada para evaluar la operación correcta de cada una de las ecuaciones de crecimiento de grieta en el programa.

Un total de 71 casos de prueba fueron realizados durante el estudio de validación del código. Las pruebas realizadas revelaron deficiencias menores en el código, las cuales fueron corregidas antes de continuar con los casos restantes.

Se eligió el programa VISA-II desarrollado para el análisis de mecánica de la fractura probabilística de las vasijas del reactor **tipo PWR** y certificada por *U.S. Nuclear Regulatory Comisión*. En base a este programa ha sido desarrollado el nuevo programa para análisis de mecánica de la fractura probabilística de la vasija del reactor **BWR-5** instalada en la Central “*Laguna Verde*”. Este programa se denomina (**Códigos CNSNSGpc**) y ha sido validado con los resultados de simulaciones con resultados publicados y validados por “*U.S. Regulatory Commission Nuclear*”.

CAPÍTULO 3

METODOLOGÍA DEL ANÁLISIS DE MECÁNICA DE LA FRACTURA PROBABILÍSTICA APLICADA A LAS SOLDADURAS DE LA VASIJA DEL REACTOR BWR-5

El transitorio térmico hidráulico que puede ocurrir en reactores BWR, resulta en gradientes térmicos y esfuerzos térmicos a través de la pared de la vasija. Si la vasija es presurizada simultáneamente (o re-presurizada durante el transitorio) y el esfuerzo de presión se suma a los esfuerzos térmicos, el transitorio resultante es conocido como un choque térmico presurizado. Tanto la presión y los esfuerzos térmicos son esfuerzos de tensión y tienden a abrir las grietas localizadas en la superficie interior de la vasija. Aunque el acero de la vasija tiene relativamente una alta tenacidad a la fractura, este es degradado gradualmente por la radiación de neutrones. La presencia de ciertos elementos como el cobre incrementa la velocidad de degradación. Si la tenacidad a la fractura se ha reducido suficientemente, un choque térmico presurizado severo podría causar la propagación de grietas pequeñas que pudieran existir cerca de la superficie interior de la vasija.

Las estimaciones de probabilidad de falla pueden ser obtenidas mediante el análisis de fallas observadas en la vasija de un reactor BWR o modelando matemáticamente el proceso de falla. Se adoptó una aproximación mediante simulaciones matemáticas, porque hasta donde se tiene conocimiento, ninguna vasija BWR ha fallado actualmente. El código *CNSNSGpc* simula la vasija completa de un reactor a presión.

Las simulaciones matemáticas permiten considerar la incertidumbre en distintas propiedades que afectan el proceso de falla a ser evaluado. Se asume que el proceso de falla es resultado de grietas pre-existentes en la soldadura o el material de la placa de la vasija a presión; por lo tanto, las relaciones de mecánica de fractura son las bases para el modelo matemático de falla de la vasija.

De acuerdo al modelo adoptado, una grieta comienza a crecer si el factor de intensidad de esfuerzos es igual o mayor que la tenacidad a la fractura del material K_{IC} . Sin embargo,

una grieta puede ser arrestada si el factor de intensidad de esfuerzos es menor que la tenacidad de arrestamiento K_A . La grieta puede ser arrestada definitivamente, o por algún periodo después del cual ésta continúa creciendo hasta que la vasija falla. Por otra parte, mientras las consideraciones de fractura plástica no entren dentro del análisis determinístico, las predicciones de la probabilidad de falla de la vasija en los subsecuentes análisis de *Monte Carlo* son dirigidas a la falla de la vasija debido al colapso plástico del ligamento. El esfuerzo en el ligamento de las grietas arrestadas es comparado con el valor específico del esfuerzo de fluencia para el material irradiado, y se predice la falla de la vasija cuando el esfuerzo de fluencia es excedido.

Se puede simular grietas en placas, así como en la vasija, el modelo utilizado está enfocado a las soldaduras porque éstas son las que tienen mayor probabilidad a presentar grietas y son más sensibles al daño por radiación que el material base. De esta manera, el comportamiento de la soldadura debe dominar la probabilidad de falla.

El código *CNSNSGpc* está constituido en dos partes. La primera parte es un análisis de Mecánica de Fractura Determinista para un transitorio específico de presión y temperatura. La segunda parte del código utiliza la técnica de *Monte Carlo* para evaluar la probabilidad de falla de una vasija.

Así, el primer paso del análisis de falla de una vasija es un análisis determinístico de mecánica de fractura. Este incluye análisis de transferencia de calor y esfuerzos, así como el cálculo del factor de intensidad de esfuerzos en la punta de la grieta. En el análisis determinístico solamente son analizados la longitud de grietas axiales y circunferenciales.

El análisis determinístico provee los datos de entrada de las subsecuentes evaluaciones de Monte Carlo de la probabilidad de falla de la vasija, la cual está basada en un gran número de cálculos determinísticos con variación de los parámetros de grieta y tenacidad de la vasija.

3.1. ESPECIFICACIÓN DEL TRANSITORIO.

Antes del transitorio térmico, se asume que la pared de la vasija tiene una temperatura uniforme, y esta temperatura es utilizada como dato de entrada en el análisis determinístico así como para las simulaciones probabilísticas. Durante el transitorio, se asume flujo de calor hacia la superficie exterior, y en la superficie aislada de la vasija se asume que es cero. El exterior de la vasija es enfriado y solamente es calentada la superficie interior – ninguna fuente de calor existe dentro del metal. El valor específico uniforme de la temperatura inicial de la vasija normalmente corresponde a la temperatura refrigerante específica para un tiempo igual a cero. Sin embargo, también se puede modelar un cambio en la temperatura especificada para el tiempo cero.

La historia de temperatura del refrigerante puede ser modelada con el uso de funciones polinomiales y exponenciales que pueden aproximarse a un rango amplio de transitorios. La historia de temperatura exponencial tiene la forma:

$$T = T_0 + (T_f - T_0)(1 - e^{-\beta t}),$$

donde T es la temperatura del refrigerante, T_0 es la temperatura inicial del refrigerante, T_f es la temperatura final del refrigerante, β es la constante de decaimiento, y t es el tiempo.

El polinomio de la historia de temperatura es un ajuste polinomial de cuarto orden de los datos de entrada del transitorio para la temperatura refrigerante en un tiempo: $t = 0$, $t = 0.25t_{trans}$, $t = 0.5t_{trans}$, $t = 0.75t_{trans}$, and $t = t_{trans}$, donde t_{trans} es el periodo de tiempo del transitorio analizado. Asimismo, la historia de tiempo del transitorio de presión es descrita por un polinomio de cuarto orden de una manera similar al de historia térmica.

La experiencia ha demostrado que el ajuste con un polinomio de cuarto orden puede frecuentemente conducir a predicciones inconsistentes de fractura si el polinomio tiene un pobre ajuste del transitorio real entre los cinco pares de presión/temperatura. Para transitorios

complejos (con presiones pico y oscilación de temperatura), el polinomio no es adecuado al ajuste del transitorio completo. Se recomienda que tales transitorios se suavicen o simplifiquen. En particular, las primeras partes del transitorio tienen un pequeño efecto en las predicciones de fractura. Por consiguiente, el enfoque debe lograr una buena representación de las partes posteriores críticas del transitorio.

3. 2. ANÁLISIS DE TRANSFERENCIA DE CALOR.

En el análisis de transferencia de calor, primeramente se asume que el recubrimiento es reemplazado por el mismo espesor del metal base. Entonces la resistencia adicional para el flujo de calor del recubrimiento es sumada al coeficiente de película para la superficie interior de la vasija. El coeficiente de película es calculado como:

$$H_{eff} = \frac{1}{\frac{1}{H_{f-w}} + t_{clad} \left(\frac{1}{K_{clad}} - \frac{1}{K_{base}} \right)},$$

donde H_{f-w} es el coeficiente de película para la interfase del fluido y la pared de la vasija (en BTU/hr*ft²), t_{clad} es el espesor del recubrimiento. K_{clad} es la conductividad térmica del recubrimiento de acero inoxidable (in BTU/hr*ft²), K_{base} es la conductividad térmica del metal base (in BTU/hr*ft²).

El coeficiente de transferencia de calor es determinado de la siguiente ecuación:

$$h_{eff} = \frac{1}{\frac{1}{h_{fluid}} + th \left(\frac{1}{K_{clad}} - \frac{1}{K_{base}} \right)},$$

La temperatura del recubrimiento en la superficie interior de la vasija es estimada del flujo de calor calculado para la interfase entre el metal base y el recubrimiento. Asumiendo un gradiente lineal de temperatura a través de la región del recubrimiento, el régimen de transferencia de calor para la interfase puede ser definida como:

$$\dot{q} = -K_{base} \frac{\partial T}{\partial x} = -K_{base} \frac{(T_1 - T_0^B)}{t_{clad}},$$

donde T_1 es la temperatura para la interfase recubrimiento metal base y T_0^B es la temperatura calculada para la superficie interior de la vasija sin recubrimiento (ver Figura 3.1).

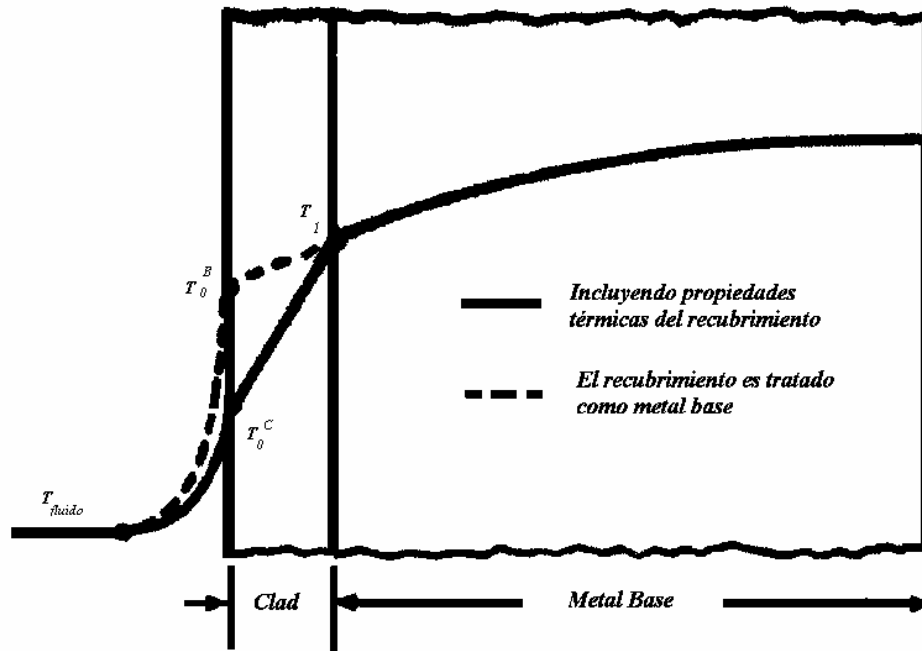


Figura 3.1. Distribución de Temperatura en el espesor de la Vasija.

Un gradiente lineal de temperatura a través de la región del recubrimiento es una consideración razonable puesto que el recubrimiento es muy delgado en comparación con la pared de la vasija. Asumiendo que el régimen transferencia de calor es constante a través del recubrimiento para cualquier tiempo (nuevamente porque el recubrimiento es delgado), el régimen de transferencia de calor en el recubrimiento puede ser escrito como:

$$\dot{q} = -K_{clad} \frac{\partial T}{\partial x} = -K_{clad} \frac{(T_1 - T_0^C)}{t_{clad}},$$

donde T_0^C es la temperatura para la superficie interior del recubrimiento.

Igualando las dos expresiones para el régimen de transferencia de calor del recubrimiento para la superficie interior obtenemos:

$$T_0^C = T_1 - \frac{K_{base}}{K_{clad}} (T_1 - T_0^B).$$

Utilizando el programa de elemento finito ANSYS, como se muestra en la Figura 3.2, uno puede observar una buena correspondencia entre la aproximación propuesta y la solución empleando el método de elemento finito.

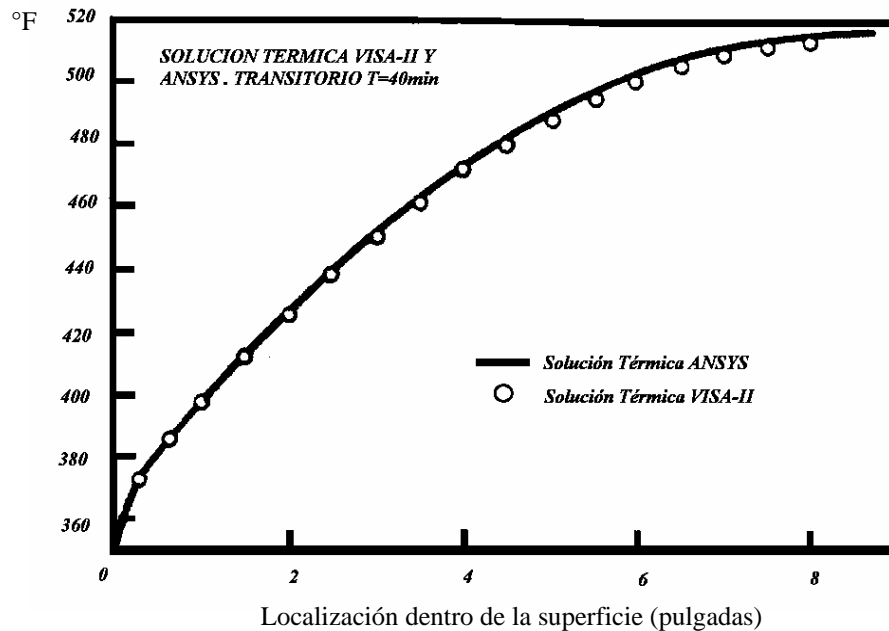


Figura 3.2. Comparación de ANSYS y VISA-II. Soluciones para la Transferencia del Calor.

3. 3. MODELADO DE LA FLUENCIA DE NEUTRONES

La incertidumbre de la exposición a la fluencia de neutrones en la vasija del reactor proviene de la incertidumbre en las mediciones de dosimetría y la aproximación hecha por los cálculos computacionales de la dependencia espacial de la fluencia de radiación. Los valores de fluencia simulados afectan la probabilidad de falla, porque la fluencia es un parámetro crítico para predecir el cambio en RT_{NDT} y de la tenacidad a la fractura. Sin embargo, la fluencia no es una incertidumbre dominante en el cálculo de la probabilidad de falla, debido a los avances en dosimetría hechos en los años recientes y porque la fluencia entra solamente

como un término en la ecuación de cuarto orden en la curva de tendencia. Por ejemplo, un 20% de cambio en la fluencia solamente tiene un 5% de efecto en el cambio en RT_{NDT} .

La atenuación de la fluencia a través de la pared de la vasija está basado en un modelo exponencial utilizando la ecuación:

$$f(x) = f_0 e^{-\alpha x},$$

donde f_0 es la fluencia para la superficie interior de la vasija, α es la constante de decaimiento, y x es la distancia de la superficie interior. Se recomienda utilizar $\alpha = 0.24$, el cual es consistente con el modelo de desplazamiento por átomo de la atenuación de fluencia de neutrones.

La estimación de la fluencia de neutrones para una localización dada en la pared de la vasija requiere del establecimiento de la fluencia para una referencia, vigilancia de la localización de cápsula y la extrapolación de estas mediciones para la localización de grietas postuladas. Las mediciones de referencia y la extrapolación presentan incertidumbres. La calidad de dosimetría y técnicas de extrapolación determinan la magnitud de la incertidumbre. Los análisis de incertidumbre han indicado que las desviaciones estándar razonables son del orden del 15 al 30% del valor de la fluencia media.

Una distribución normal con una desviación estándar de 30% de la fluencia media es recomendada para simulaciones de fluencia de neutrones. Para cálculos conservadores, el valor pico de fluencia puede ser asumido para la pared interna para todo el azimut y localizaciones longitudinales dentro de la región a nivel del núcleo de la vasija.

3. 4. EFECTO DEL RECUBRIMIENTO

Durante el evento de sobre enfriamiento, el recubrimiento de acero inoxidable en la superficie interior de la vasija del reactor actúa para incrementar los esfuerzos térmicos en esta región. El acero inoxidable tiene un mayor coeficiente de expansión térmica que el del acero al carbón de la pared de la vasija y, por lo tanto el recubrimiento se contrae más que el

mismo espesor que del acero al carbón. El recubrimiento también tiene una baja conductividad térmica lo cual aísla un poco la pared de la vasija e intensifica la diferencia de temperatura entre el recubrimiento y el metal base. Estos factores causan esfuerzos adicionales que podrían ocurrir si el recubrimiento no estuviera presente.

En esta tesis, se trata el recubrimiento de una manera incremental. El resultado del análisis de esfuerzos en el recubrimiento es sumado al esfuerzo de otros componentes para calcular el esfuerzo total aplicado:

1. Para grietas sub-superficiales, el esfuerzo total aplicado es utilizado para calcular el factor de intensidad de esfuerzos.
2. Para grietas superficiales, los factores de intensidad de esfuerzos inducidos por el recubrimiento son calculados separadamente y entonces sumados a los otros componentes K_I para calcular el K_I total aplicado.

3. 5. ANÁLISIS DE ESFUERZOS

Los análisis de esfuerzos realizados en el programa *CNSNSGpc* asumen un comportamiento lineal elástico del material. Esto implica que el pico total de esfuerzos (térmicos, presión, residuales más algún otro esfuerzo) son menores que el esfuerzo de cedencia del material. Bajo estas consideraciones, los componentes de esfuerzos pueden ser sumados, se pueden aplicar procedimientos de mecánica de fractura lineal elástica. Para transitorios térmicos rápidos, usualmente ocurren localmente esfuerzos altos en la superficie interior de la pared de la vasija, y las distribuciones de esfuerzos aceptables (esfuerzo total debajo del de cedencia) sobre la sección remanente pueden ser obtenidos si la región sobre esforzada es relativamente delgada.

Las consideraciones de fractura plástica no entran dentro del análisis determinístico en el código *CNSNSGpc*. Sin embargo, las predicciones de probabilidad de falla en las simulaciones de Monte Carlo subsecuentes están enfocadas a la falla de la vasija debido al

colapso plástico del ligamento. El esfuerzo en el ligamento de grietas arrestadas es comparado con el valor específico del esfuerzo de fluencia para el material irradiado, y la falla de la vasija es predicha cuando el esfuerzo de fluencia es excedido.

Los esfuerzos de presión son calculados con la teoría de elasticidad para cilindros de pared delgada:

$$\sigma = \frac{(D-t)}{2t} P,$$

donde D y t son el diámetro exterior y el espesor del cilindro respectivamente, y P es la presión interna.

El efecto de los esfuerzos residuales puede ser aproximado al simular éstos como esfuerzos de presión. La presión de entrada puede ser incrementada para dar un incremento en los esfuerzos igual al nivel estimado de esfuerzos residuales. Las soluciones de series son utilizadas en el código *CNSNSGpc* para calcular la distribución de esfuerzos térmicos a través de la vasija.

El efecto incremental del recubrimiento en los esfuerzos térmicos es estimado al asumir que este es suficientemente delgado para que la pared de la vasija restrinja completamente la libre expansión del recubrimiento. Esto es conservador puesto que la pared de la vasija permitirá alguna expansión del recubrimiento y por tanto los esfuerzos reales en el recubrimiento serán ligeramente menores que los predichos.

También es asumido que la vasija es suficientemente delgada por lo tanto los esfuerzos axiales y circunferenciales de la vasija pueden ser aproximados por:

$$\sigma_{\theta} = \sigma_z = \frac{E_{clad} (\alpha_{clad} - \alpha_{base})}{1 - \nu_{clad}} (T_1 - T_0^C),$$

donde E_{clad} es el módulo de elasticidad del recubrimiento; α_{clad} y α_{base} son los coeficientes de expansión térmica del recubrimiento y del metal base, respectivamente; ν_{clad} es la relación de

Poisson del recubrimiento, T_1 es el esfuerzo sin temperatura del recubrimiento, y T_0^C es la temperatura del recubrimiento para la superficie interior de la vasija.

Los esfuerzos para la interfase del recubrimiento con el metal base pueden ser aproximados de manera similar por:

$$\sigma_{\theta} = \sigma_z = \frac{E_{clad}(\alpha_{clad} - \alpha_{base})}{1 - \nu_{clad}}(T_i - T_1),$$

donde T_i es la temperatura para el recubrimiento para la interfase del recubrimiento con el metal base.

El código *CNSNSGpc* provee tres opciones en las propiedades del material tales como el coeficiente de expansión térmica (α), el módulo de elasticidad (E), y la relación de Poisson (ν). En la primera opción, las propiedades que dependen de la temperatura pueden ser seleccionadas, utilizando una curva predefinida para $\alpha E/(1-\nu)$. Las propiedades típicas para el acero SA-533 de vasijas a presión están dadas en el Código ASME Calderas y Recipientes a Presión y son descritas por las siguientes ecuaciones:

$$10^6 \alpha = 6.785 + 3.6 \times 10^{-3} T - 1.350 \times 10^{-6} T^2,$$

$$10^{-6} E = 29.5 - 0.0051 T,$$

$$\frac{\alpha E}{1 - \nu} = 0.286 + 5.400 \times 10^{-5} T - 2.600 \times 10^{-8} T^2.$$

Como una segunda opción, el usuario puede especificar un valor constante para $\alpha E/(1-\nu)$. Este valor es dependiente de la temperatura, y debe seleccionarse cuidadosamente para representar la temperatura del metal durante el transitorio de interés. Por lo que se debe tener particular atención al asignar el valor del coeficiente de expansión. Las curvas de expansión térmicas muestran una notable no-linealidad en el rango de temperatura operativas del reactor. Es importante utilizar un coeficiente de expansión correspondiente a la pendiente media de la curva de expansión para las temperaturas esperadas del metal.

Las cargas debido a los esfuerzos en el recubrimiento son aplicadas a la interfase del metal base en forma de una presión interna equivalente. Sustituyendo esta carga de presión en la ecuación para esfuerzos circunferenciales en un cilindro de pared delgada se obtiene la siguiente ecuación para los esfuerzos del metal base

$$\sigma_{\theta}(r) = \frac{R_1(R_1 - R_0)}{R_2 - R_1} \times \frac{E_{base}(\alpha_{clad} - \alpha_{base})}{1 - \nu_{clad}} \left[T_i - \frac{1}{2}(T_0 - T_1) \right] \times \left[1 + \left(\frac{R_2}{r} \right)^2 \right],$$

donde R_0 es el radio interno de la vasija, R_1 es el radio del recubrimiento para la interfase con el metal base, y R_2 es el radio exterior de la vasija (ver Figura 3.3). Los esfuerzos axiales nuevamente se asumieron iguales a los esfuerzos circunferenciales.

Esta relación fue validada al compararla con cálculos de elemento finito utilizando el programa ANSYS (ver Figura 3.4). El modelo de elementos finitos de la pared de la vasija fue corrido primero con la región del recubrimiento tratada como metal base y entonces incluyendo el coeficiente de expansión térmica del recubrimiento de acero inoxidable. El esfuerzo incremental debido al recubrimiento fue calculado como la diferencia entre las dos soluciones. La Figura 3.4 muestra buena correlación entre la solución de ANSYS y los calculados por VISA II. Los resultados de ANSYS también validan la igualdad asumida de los esfuerzos circunferenciales y axiales. La Figura 3.5 demuestra que estos esfuerzos son casi iguales.

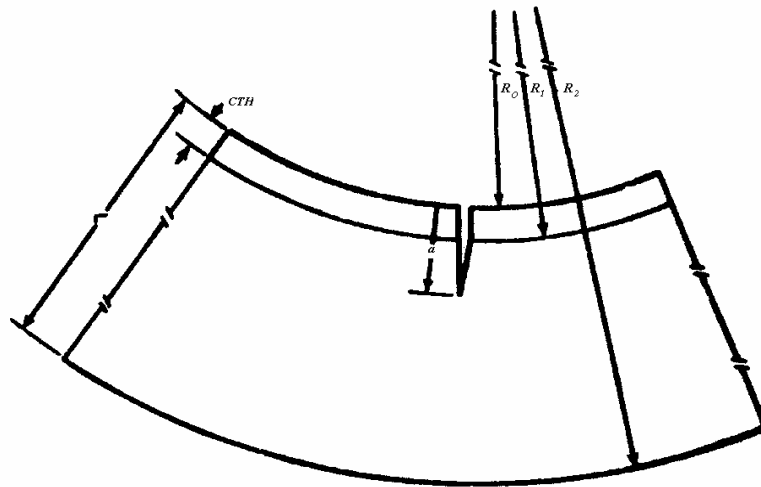


Figura 3.3. Dimensiones de la Vasija para el análisis del efecto de recubrimiento.

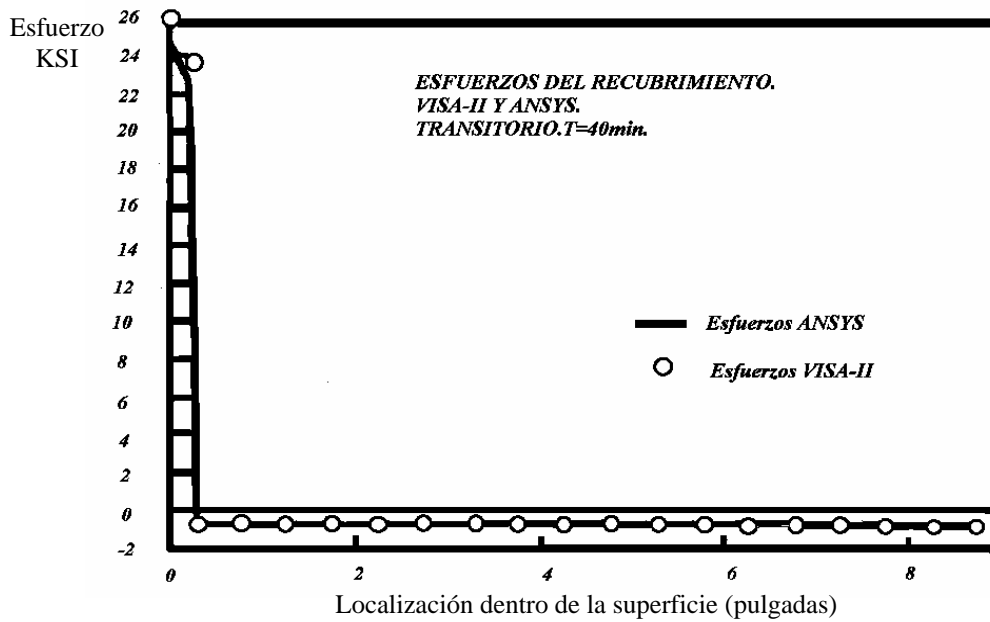


Figura 3.4. Comparación de ANSYS y VISA-II. Soluciones para los esfuerzos del recubrimiento

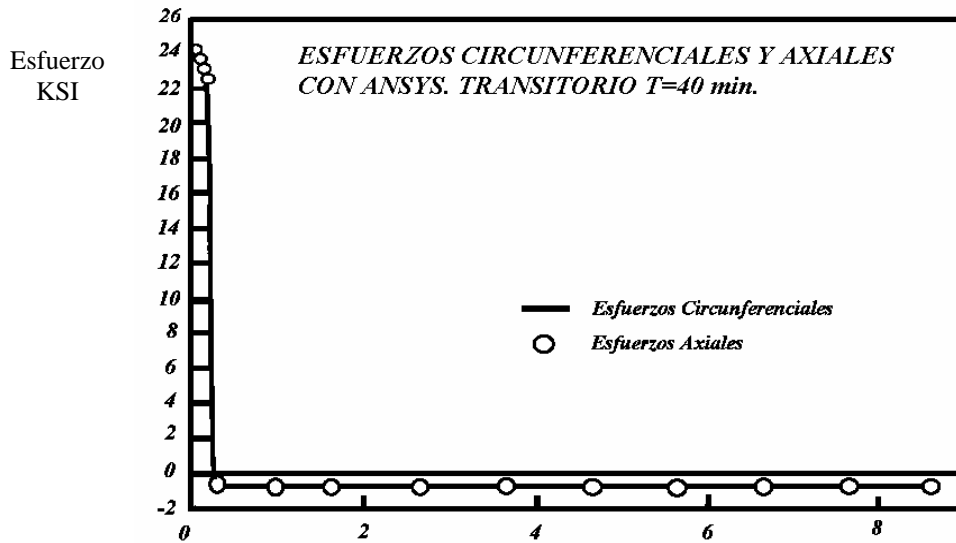


Figura 3.5. Resultados de ANSYS validan la igualdad asumida de los esfuerzos circunferenciales y axiales.

Para cada intervalo de tiempo, los esfuerzos térmicos y de presión son expresados como funciones polinomiales del espesor relativo en la pared de la vasija:

$$\sigma\left(\frac{x}{L}, t\right) = \sum_{j=0}^4 \sigma_j \left(\frac{x}{L}\right)^j,$$

donde los σ_j son constantes determinadas por el ajuste de la curva.

Los esfuerzos residuales tienen una amplitud máxima de **6.5 ksi** (44.82 MPa) para las superficies internas de la vasija y pueden ser ajustados con un polinomio de tercer grado, para **5.54 pulgadas** (140.716 mm) $> x > 0$ pulgadas (0 mm), como:

$$\sigma_{res} = [8.437 - 11.699x + 3.565x^2 - 0.292x^3] \text{ ksi},$$

$$\sigma_{res} = [58.171091 - 3.1756131x + 0.0380988x^2 - 0.00012286x^3] \text{ Mpa},$$

El factor de intensidad de esfuerzos para esta distribución de esfuerzos es entonces:

$$K_I = \sqrt{\pi a} \sum_{j=0}^4 \sigma_j \left(\frac{a}{L}\right)^j i_j,$$

donde i_j son las funciones de influencia las cuales son expresadas como funciones polinomiales de la profundidad relativa de la grieta.

Pueden ser utilizadas distintas expresiones para las funciones de influencia para diferentes geometrías y direcciones de grietas. Tanto para grietas “largas” axiales (bidimensionales) y circunferenciales continuas 360°, así como grietas elípticas con una relación de 1 a 3 son tratadas con funciones de influencia utilizadas en el código *CNSNSGpc*.

Las distribuciones de esfuerzos asumieron ser de la forma mostrada en la Figura 3.6. Estas distribuciones han sido normalizadas utilizando el esfuerzo máximo circunferencial en el recubrimiento (σ^*) y el espesor de la pared de la vasija (L). Los cálculos asumen que la profundidad de la grieta es medida desde la superficie interior de la vasija (incluyendo el espesor del recubrimiento) como se muestra en la Figura 3.6.

El factor de intensidad de esfuerzos está dado por:

$$K_I = \sigma^* \sqrt{\pi L \varepsilon} [i_0 - q \varepsilon i_1],$$

donde L es el espesor de la vasija, q esta definido en la Figura 3.6, y i_0 , i_1 son las siguientes funciones de influencia:

$$i_0 = 1.122 + 0.9513\varepsilon - 0.6240\varepsilon^2 + 8.3306\varepsilon^3,$$

$$i_1 = 0.6825 + 0.3704\varepsilon - 0.0832\varepsilon^2 + 2.8251\varepsilon^3,$$

donde $\varepsilon = \frac{a}{L}$.

Para las grietas más profundas con la punta de la grieta en el metal base, la solución está dada por:

$$K_I = \sigma^* \times \sqrt{\pi L \varepsilon} \left\{ \left(\frac{2}{\pi - 2} \right) \times \left(i_0 - \frac{2}{\pi} \right) \times \left[(1 + R) \times \sin^{-1} \left(\frac{\Psi}{\varepsilon} \right) + \varepsilon \left[(q + pR) \sqrt{1 - \left(\frac{\Psi}{\varepsilon} \right)^2} - q \right] - \frac{\pi}{2} R \right] + \right. \\ \left. + (i_0 - 1) \times \left[\left[(1 + R) - \frac{\Psi}{2} (q + pR) \sqrt{1 - \left(\frac{\Psi}{\varepsilon} \right)^2} \right] + \frac{\varepsilon}{2} (q + pR) \sin^{-1} \left(\frac{\Psi}{\varepsilon} \right) - \left(1 + \frac{\pi}{4} pR \varepsilon \right) \right] \right\}$$

donde $\Psi = \frac{t}{L}$, y t es el espesor del recubrimiento.

Estas relaciones fueron validadas comparando resultados de los cálculos de $K_I(\alpha)$ con datos obtenidos mediante el método de elemento finito (ver Figura 3.7).

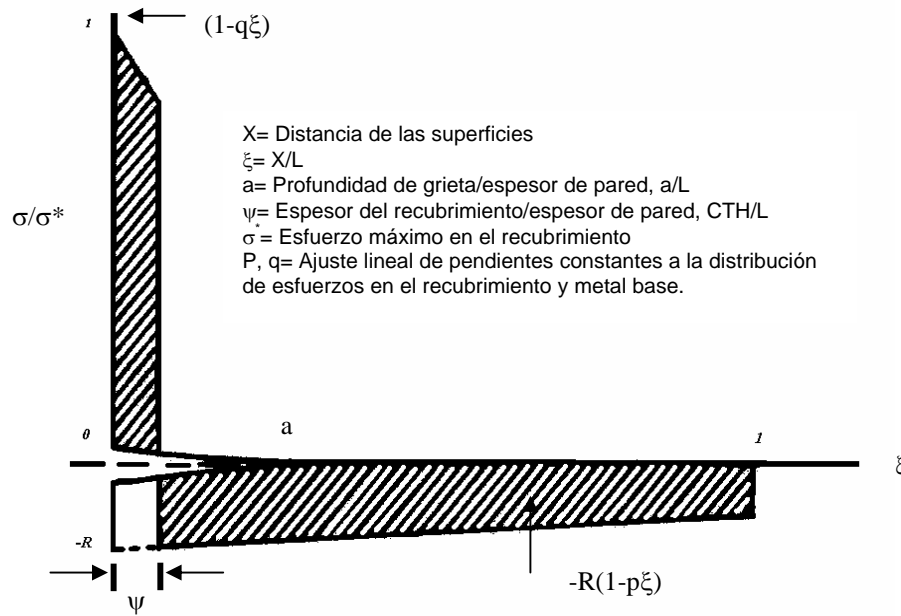


Figura 3.6. Distribución de esfuerzos utilizando el esfuerzo máximo circunferencial en el recubrimiento y en el metal base.

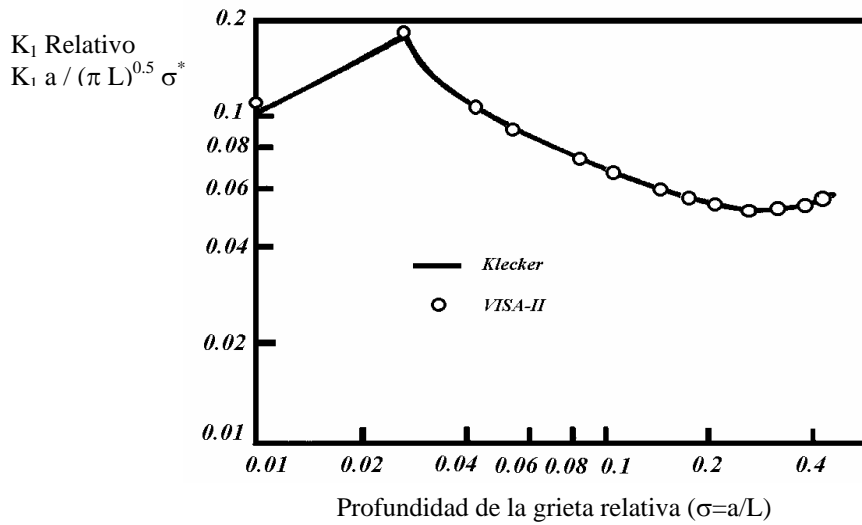


Figura 3.7. Comparación de los resultados de K_1 con datos obtenidos mediante MEF

3. 6. ANÁLISIS DETERMINÍSTICO DE FALLAS EN LAS VASIJAS.

El programa desarrolla análisis de transferencia de calor, análisis de esfuerzos y cálculos de mecánica de fractura. En el diagrama de flujo de la Figura 3.8 se resume el

análisis determinístico. El primer bloque en el diagrama de flujo involucra la entrada de datos del análisis determinístico, el cual incluye:

- 1) Las dimensiones geométricas de la vasija (espesor de la pared y radio de la vasija)
- 2) Presión y temperatura del refrigerante del reactor en función del tiempo para el transitorio analizado;
- 3) Coeficiente de transferencia de calor superficial;
- 4) Propiedades del material;
- 5) Fluencia para la superficie interior de la vasija;

El programa utiliza soluciones exactas para los cálculos de transferencia de calor y esfuerzos. Estas fueron desarrolladas por la NRC, utilizando métodos integrales lineal elásticos de frontera. Estos coeficientes de influencia fueron desarrollados para vasijas con relaciones radio-espesor de diez, y esta relación R/t es asumida en el cálculo de los factores de intensidad de esfuerzos realizados por el programa VISA-II. En el programa *CNSNSGpc* los coeficientes fueron corregidos de tal manera que estos correspondan a la relación real $R/t = 0.05$ para la vasija instalada en la central “Laguna Verde”.

Todos los datos de temperatura y esfuerzos están referidos a coordenadas radiales medidas de la superficie interior del recubrimiento de acero en la vasija de acero ferrítico.

La salida de los análisis determinísticos están resumidos como valores de factores de intensidad de esfuerzos para la punta de la grieta y los valores correspondientes de temperatura en la punta de la grieta, tenacidad de inicio, y tenacidad de arrestamiento. Estos parámetros son calculados para 10 intervalos de tiempo y para 35 valores de profundidad de grieta (oscilando de una profundidad mínima de 0.125 pulgadas a una profundidad máxima del espesor del recubrimiento de 7.75 pulgadas).

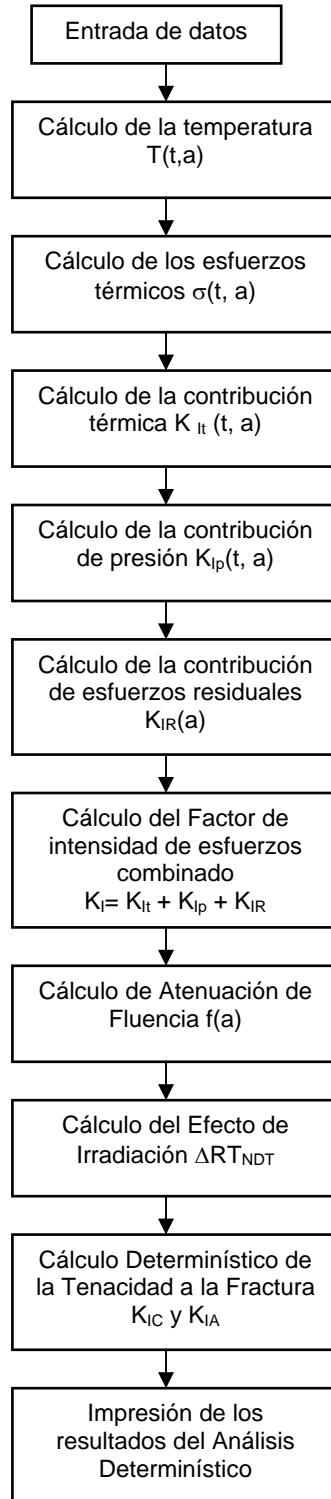


Figura 3.8. Diagrama de Flujo del análisis determinístico de falla de la vasija.

La selección de la profundidad puede ajustarse si es necesario. También, las profundidades de grietas son seleccionadas previendo la salida de la interfase del recubrimiento entre el metal base y el recubrimiento. La tabla de factores de intensidad de esfuerzos es construida para un total de diez intervalos de tiempo durante el transitorio.

La salida del programa *CNSNSGpc* provee el factor de intensidad de esfuerzos total para todas las procedencias de esfuerzo, así también como para las contribuciones separadas de presión, gradientes térmicos, y la expansión térmica del recubrimiento.

La impresión de los archivos de salida del análisis determinístico incluyen valores de temperatura, tenacidad de inicio y tenacidad de arrestamiento. Todos los valores son evaluados para cada profundidad de grieta y tiempo correspondiente a los factores de intensidad de esfuerzos. Los valores de tenacidad a la fractura en las tablas de salida de los análisis determinísticos están basados en los valores de entrada del usuario de contenido de cobre, contenido de níquel, fluencia, y la RT_{NDT} inicial.

Para el análisis determinístico, el cambio en la radiación inducida en RT_{NDT} es calculado utilizando las ecuaciones de la Guía Reguladora 1.99, Revisión 1. Además, en el análisis determinístico, un límite superior con dos desviaciones estándar calculadas sobre la media desplazada calculada es utilizado para calcular un valor conservativo del desplazamiento.

3. 7. RELEVADO DE ESFUERZOS

Los análisis determinísticos desarrollados con *CNSNSGpc* no involucran alguna consideración de relevado de esfuerzos. No obstante, la evaluación tal puede ser desarrollado por la examinación de las tablas de valores de salida de los factores de intensidad de esfuerzos aplicados. En los subsecuentes cálculos probabilísticos, el usuario puede incluir relevado de esfuerzos en la predicción de fractura de la vasija. Esto es logrado al comparar valores del factor de intensidad de esfuerzos para el intervalo de tiempo actual con el del intervalo de

tiempo previo; el inicio de agrietamiento no es permitido si el factor de intensidad de esfuerzo está disminuyendo en función del tiempo.

Ningún crédito se da por el incremento potencial de tenacidad del material seguido de un pico inicial en el factor de intensidad de esfuerzos aplicado, es decir, si K_I alcanza un máximo, decrece y entonces empieza a incrementarse nuevamente. El relevado de esfuerzos solamente será efectivo durante el tiempo en el que K_I esté decreciendo. Cuando K_I se está incrementando, el inicio del agrietamiento será predicho cuando $K_I = K_{IC}$. El inicio de propagación de la grieta durante la reducción de temperatura no podrá ocurrir mientras el factor de intensidad de esfuerzos en la punta de la grieta es constante o decrece. Físicamente el relevado de esfuerzos es el achatamiento de la punta de la grieta y el desarrollo de esfuerzos residuales favorables.

En el programa CNSNSGpc, los efectos del relevado de esfuerzos son tratados para grietas sub-superficiales y superficiales. Sin embargo, para grietas superficiales de longitud finita, la predicción de fractura (incluyendo el relevado de esfuerzos) es desarrollada solamente para el punto máximo de profundidad de la grieta, no para los puntos en la superficie.

3. 8. SIMULACIONES DE MONTE CARLO DE FALLAS DE VASIJAS.

El programa CNSNSGpc simula la vasija a presión completa de un reactor. Generalmente, el método de Monte Carlo es utilizado para determinar la distribución de probabilidad de una función de variables al azar. Esto es llevado a cabo haciendo un número grande de evaluaciones determinísticas con diferentes juegos de valores muestreados de las variables al azar, estos son obtenidos mediante la generación de números al azar.

Para el caso presente, la “función” es el programa que desarrolla el cálculo determinístico del inicio y crecimiento de la grieta. Para cada iteración, los valores simulados

de la RT_{NDT} inicial, fluencia a la pared interna, tamaño de grieta, localización de grieta, contenido de cobre, contenido de níquel son seleccionados de sus respectivas distribuciones.

La simulación de la localización de las grietas incluye la determinación de 1) soldaduras específicas, de algunas soldaduras en la vasija, en la cual la grieta se encuentra, y 2) localización de la grieta en el espesor de la pared de la vasija.

Con estos valores fijos para la iteración, el programa se desarrolla a través de los intervalos de tiempo del transitorio:

- Para cada intervalo de tiempo, el factor de intensidad de esfuerzos para la punta de la grieta es tomado de los valores calculados en el análisis determinístico.
- La fluencia para la punta de la grieta es calculada y del valor muestreado de fluencia para el interior de la pared de la vasija.
- El valor del cambio en RT_{NDT} es estimado con los valores del muestreo de cobre y níquel y de la atenuación de la fluencia. El valor del cambio es sumado a la RT_{NDT} muestreada para obtener la RT_{NDT} muestreada.
- El valor de la tenacidad a la fractura, K_{IC} es muestreada y comparada con el factor de intensidad de esfuerzos aplicado para este punto.
- Si la opción de relevado de esfuerzos es requerida, la iniciación tendrá lugar si el factor de intensidad de esfuerzos está decreciendo en el tiempo. Por otra parte, el crecimiento de grieta inicia si K_{IC} es menor que el factor de intensidad de esfuerzos aplicado.
- Si el inicio de agrietamiento no ocurre, la simulación se corre al siguiente intervalo de tiempo. Si la iniciación de grieta ocurre, la grieta es extendida en 0.25 pulgada y la

tenacidad de arrestamiento K_{IA} es simulada. El valor medio de K_{IA} es calculado utilizando el valor de RT_{NDT} , fluencia, y temperatura para la punta de la grieta.

- Si la grieta es arrestada, la simulación se corre al siguiente intervalo de tiempo, si no la grieta es extendida en 0.25 pulgadas y el nuevo valor de K_{IA} es simulada.

Este proceso continúa hasta que la falla de la vasija o el transitorio son completados.

Cada ciclo a través de la simulación representa un sólo cálculo de cómputo que conduce a determinar si la falla de la vasija ocurrirá. Arriba de 10^9 pasos a través de este ciclo pueden ser realizados. Cada paso de la simulación resulta en una de tres salidas:

1. Sin crecimiento de grieta;
2. Crecimiento de grieta seguido de arrestamiento;
3. Falla de la vasija.

La probabilidad de falla de la vasija es obtenida dividiendo el número de simulaciones que resultaron en falla entre el número total de simulaciones realizadas. Este es un cálculo equivalente a someter un número de 10^9 vasijas operando en el transitorio de choque térmico presurizado de interés y entonces inferir la probabilidad de falla del número de fallas observadas.

En términos de su efecto en la probabilidad de falla, la profundidad de la grieta es una variable crítica. Cuando mantienen otros datos de entrada constantes, la probabilidad observada de la vasija es casi directamente proporcional a la probabilidad asignada a la profundidad de la grieta en un rango crítico entre 0.25 y 1.0 pulgada; grietas menores a 0.25 pulgadas frecuentemente no resultan en falla (en simulaciones), y grietas de una profundidad mayor a una pulgada son poco frecuentes para tener efecto despreciable. Algún incremento en el conocimiento acerca de la distribución del tamaño de grietas, especialmente profundidades,

podría resultar en una correspondiente disminución en la incertidumbre real de la probabilidad de falla estimada.

Las probabilidades de falla calculadas son sensibles a la posición de grietas, longitud y la inspección de pre-servicio. Las grietas embebidas se comparan con las superficiales, las grietas con longitud finita se comparan con la longitud infinita y las inspecciones de pre-servicio se comparan con las de sin inspección, cada una reduce la probabilidad de falla calculada en dos ordenes de magnitud. De estas distribuciones, la distribución French asigna la probabilidad más pequeña a las grietas en el rango de profundidad crítica y la distribución *Marshall* la más grande. Las distribuciones *OCTAVIA* son intermedias. Consecuentemente, puede esperarse que la distribución Marshall proporcione estimaciones más cercanas al peor caso en el rango de las otras distribuciones, y las distribuciones *OCTAVIA* proporcionaran estimaciones más típicas o medias de las estimaciones realizadas. Los datos disponibles proporcionan una pequeña ayuda en la selección de la distribución grieta-tamaño, por lo tanto la opción está regida por el grado de conservatismo deseado. Cualquier distribución seleccionada, debe ser para una grieta al azar en el material cuando ésta entra en servicio, después de la inspección y la reparación, sin confundirla con variables tales como la frecuencia de ocurrencia.

Las incertidumbres en la medición de la tenacidad a la fractura resultan de la heterogeneidad micro-estructural en el acero y de la variabilidad en los métodos de medición. Una base de datos para la tenacidad a la fractura de recipientes a presión de acero ha sido desarrollada por la industria nuclear, y son recomendadas para estimar la tenacidad de inicio y la tenacidad de arrestamiento. Además, uno puede esperar una correlación entre los valores de la tenacidad de arrestamiento y de inicio para localización particular en la pared de la vasija. La siguiente ecuación puede ser utilizada para describir la correlación entre la fractura y la tenacidad de arrestamiento [4]:

$$C(K_{IA}) = \frac{RHO(K_{IA} - K_{IA}^{mean})}{SD(K_{IA})},$$

y

$$K_{IC} = K_{IC}^{mean} SD(K_{IC}) \left[C(K_{IA}) + Z \times \sqrt{1 - RHO^2} \right]$$

donde el coeficiente de correlación RHO tiene un valor especificado por el usuario entre 0.0 y 1.0 y Z es desviación normal aleatoria. Si por otra parte RHO es igual a 0.0, no hay correlación en los valores muestreados de K_{IC} y K_{IA} . Un valor de RHO igual a 1.0 implica una correlación perfecta. Por ejemplo, si RHO es igual a 1.0 y K_{IA} es igual a una desviación estándar arriba de la media, entonces el K_{IC} será una desviación estándar arriba del valor medio.

La distribución normal de la tenacidad a la fractura con una desviación estándar de 10% de la media es recomendada para utilizarse en el cálculo de la probabilidad de falla de una vasija. El 10% de incertidumbre es relativamente bien establecido para valores bajos de tenacidad a la fractura, pero se establece bien para valores de tenacidad a la fractura que se aproximan al rango límite de tenacidad. Si las probabilidades de falla son fuertemente influenciadas por el arresto cerca del límite superior, entonces deberán de utilizarse estudios de sensibilidad. Probabilidades de falla que asumen una desviación estándar de 20% de la media pueden ser comparadas con probabilidades con desviación estándar de 10% de la media.

El generador de números al azar utilizado en *CNSNSGpc* fue desarrollado por *Wichmann y Hill*, y es una combinación de tres generadores congruentes de números. Los números aleatorios se obtienen sumando los tres generadores individuales y tomando la parte fraccional. Cada uno de los generadores utiliza el producto de las tres longitudes individuales cíclicas. La longitud del ciclo excede 2.78×10^{13} , por lo tanto si se generaran números al azar a una velocidad de 1000 por segundo, tomaría más de 800 años para repetir el modelo.

El programa *CNSNSGpc* calcula el inicio de agrietamiento y la probabilidad de falla de la vasija, como el número de iniciaciones o fallas dividido por el número de vasijas simuladas. Eventos de choque térmico presurizado frecuentemente requieren de 10^6 o más simulaciones para estimar la probabilidad de falla con suficiente exactitud.

La variable de entrada NS en el programa *CNSNSGpc* define el número máximo de vasijas a ser simuladas y puede ser estimado como el número promedio de grietas en la vasija (variable PLB). Por ejemplo, 1 millón de simulaciones de vasijas han sido desarrolladas con una media de 5 grietas por vasija, entonces una media de aproximadamente 5 millones de simulaciones de grietas fueron desarrolladas. Como regla general, NS debe escogerse para dar un mínimo de 10 fallas de vasijas para obtener una estimación razonable de la probabilidad de falla.

Cálculos con probabilidades de falla muy bajas predicen a menudo fallas solamente para grietas iniciales grandes. En estos casos, el margen de profundidad de grieta (THRESH) puede ser incrementado para eliminar consideraciones de grietas pequeñas así que el análisis puede llevarse a cabo con un número más grande de simulaciones de la vasija. La distribución de grieta predefinida OCTAVIA asume que casi el 85% de fallas de la vasija son menores a 0.25 pulgadas de profundidad. Si por ejemplo, el valor de entrada de THRESH se eleva de 0.0 a 0.25 pulgadas, entonces solamente el 15% de las grietas totales realmente se simularán. Aproximadamente siete veces el número de simulaciones podrá ser desarrollado con el mismo tiempo de cómputo.

La validación y relevancia de las probabilidades estimadas de falla de la vasija depende tanto de la exactitud de los algoritmos de mecánica de fractura y de la exactitud de las distribuciones de probabilidad de las variables aleatorias.

El programa de cómputo provee la salida de intervalos de confianza del 95%, lo cual indica el nivel de inexactitud en la probabilidad de falla basada en un número fijo de simulaciones.

3.9. SIMULACIONES DE INSPECCIONES EN SERVICIO DE SOLDADURAS DE LAS VASIJAS

El programa CNSNSGpc permite al usuario estimar la mejora en la fiabilidad de la vasija como el resultado de la inspección en servicio. En el análisis de Monte Carlo, el tamaño y localización de la grieta son primero simulados. El programa considera entonces la probabilidad de detección de grieta que el usuario especificó como entrada para el análisis. Si la inspección simulada resulta en el descubrimiento de una grieta predicha, entonces se asume que esta grieta no causará la falla de la vasija. Está implícito que la inspección en servicio es capaz de detectar grietas que no fueron detectadas y reparadas en el momento de la inspección de pre-servicio y fabricación de la vasija.

Debe notarse que las distribuciones de tamaño de grieta utilizadas en el programa CNSNSGpc intentan representar aquellas fallas que no fueron detectadas al momento de la fabricación. Como tal, el uso de la opción de inspección en simulaciones es más significativo si la inspección en servicio hace uso de métodos mejorados y tecnologías avanzadas que no fueron utilizadas en la inspección de pre-servicio de la vasija. También debe asumirse que todas las grietas detectadas de tamaño significativo se reparan o que la vasija defectuosa es removida de servicio.

Los algoritmos utilizados para estimar la probabilidad de detección de grietas fueron desarrollados de la información proporcionada por *PNL's Nondestructive Testing Section*. La inspección de rutina trata dos tipos de inspección: 1) una examinación superficial, de la superficie interior del recubrimiento de la vasija, y 2) la examinación volumétrica del espesor completo de la pared de la vasija. Ambos tipos de inspección pueden ser utilizados independientemente o pueden utilizarse juntos. Si ambos métodos son especificados, es utilizada la probabilidad de detección. Para determinar si la grieta será detectada, el programa CNSNSGpc genera números al azar y compara estos contra la probabilidad de detección. Se dice que la grieta será detectada si el número al azar es menor o igual que la probabilidad de

detección. El programa *CNSNSGpc* asume que si la grieta es detectada, esta será reparada y la grieta no causara la falla de la vasija.

3.9.1. Examinación superficial

La capacidad de los métodos de prueba ultrasónicos para detectar grietas cercanas a la superficie depende de aspectos físicos de la vasija y de la grieta. Entre las influencias más grandes están la rugosidad superficial, el tamaño de grieta (profundidad), y el cercanía de la grieta a la superficie inspeccionada. La experiencia ha mostrado que la probabilidad de detección para las grietas superficiales se incrementa con el tamaño de grieta para una cierta profundidad a_c . La probabilidad de detección permanece entonces relativamente constante para las grietas más profundas. En el algoritmo de inspección cercana a la superficie, se asume que la probabilidad de detección grietas superficiales se incrementa linealmente de 0.0 para una profundidad de grieta cero a un valor máximo, $P_{m\acute{a}x}$, para una profundidad de a_c en pulgadas (ver Figura 3.9).

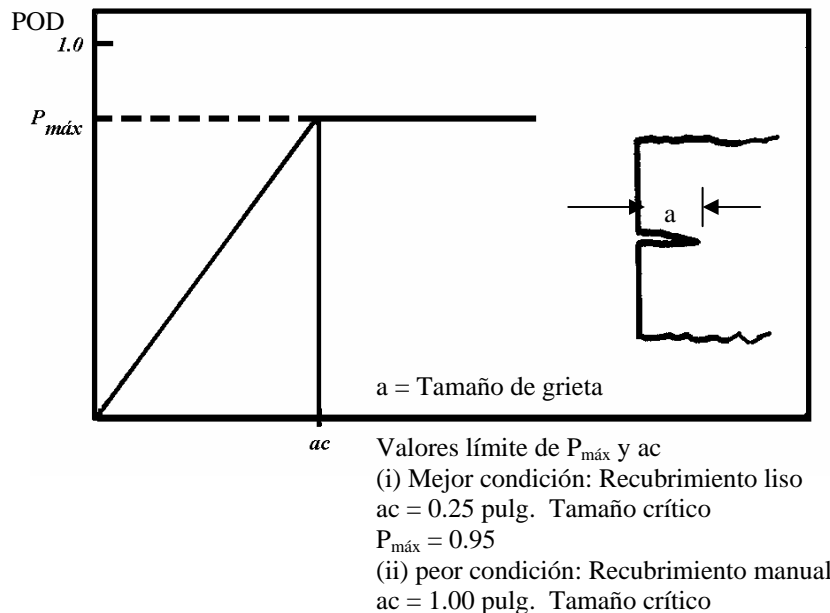


Figura 3.9. Probabilidad de detección para grietas superficiales se incrementa con el tamaño de grieta para cierta profundidad.

Los valores de P_{max} y a_c son dependientes de la rugosidad superficial inspeccionada. De manera general, la rugosidad de la superficie, la máxima probabilidad de detección y la grieta más profunda de la superficie deben lograr la máxima probabilidad de detección. Se estima que la probabilidad máxima de detección para grietas en un recubrimiento de vasija es aproximadamente 95% para grietas de 0.25 pulgadas o más profundas. La probabilidad máxima de detección para recubrimientos rugosos de vasijas (soldados manualmente) se estima que es del 75% para grietas de 1.0 pulgadas o de mayor profundidad.

Factores adicionales deben ser considerados para grietas embebidas (sub-superficiales). La proximidad de las grietas embebidas o a la superficie interior inspeccionada también tiene un efecto en la probabilidad de detección. La experiencia muestra que la probabilidad de detección permanece relativamente constante para grietas dentro de una cierta profundidad crítica bajo la superficie, y entonces tiende a cero para grietas que están lejos de la superficie.

El algoritmo de detección superficial utiliza un factor de atenuación $F(d)$ que empieza en 1.0 para grietas dentro de $b_c / 2$ pulgadas de la superficie y decrece linealmente de 0.0 en $b_c / 2$ a b_c (ver Figura 3.10). La probabilidad global de detección para la superficie de inspección es estimada como el producto del factor de atenuación, $F(d)$, y de la probabilidad de detección de la inspección superficial. El valor de b_c puede depender de la sensibilidad de los instrumentos que están siendo utilizados y de la experiencia de la persona que desarrolla la inspección. Un valor de b_c que representa las prácticas típicas de inspección en servicio es aproximadamente 1.25 pulgadas. Con equipo innovador y los procedimientos de inspección mejorados, un valor de b_c igual a 2.5 pulgadas se cree que es posible.

Los siguientes pasos están involucrados en la probabilidad de detección:

1. Cálculo de un tamaño efectivo de grieta (profundidad)

$$a_e = A_1, \text{ si } (a + b) < b_c, \quad a_e = b_c - b, \text{ si } (a + b) > b_c$$

2. Cálculo de la probabilidad de detección de la profundidad de la grieta a_e utilizando la gráfica de la Figura 3.11
3. Cálculo de $F(d)$
4. Cálculo del ajuste de probabilidad de detección como $P(d) = F(d) \times a_e$.

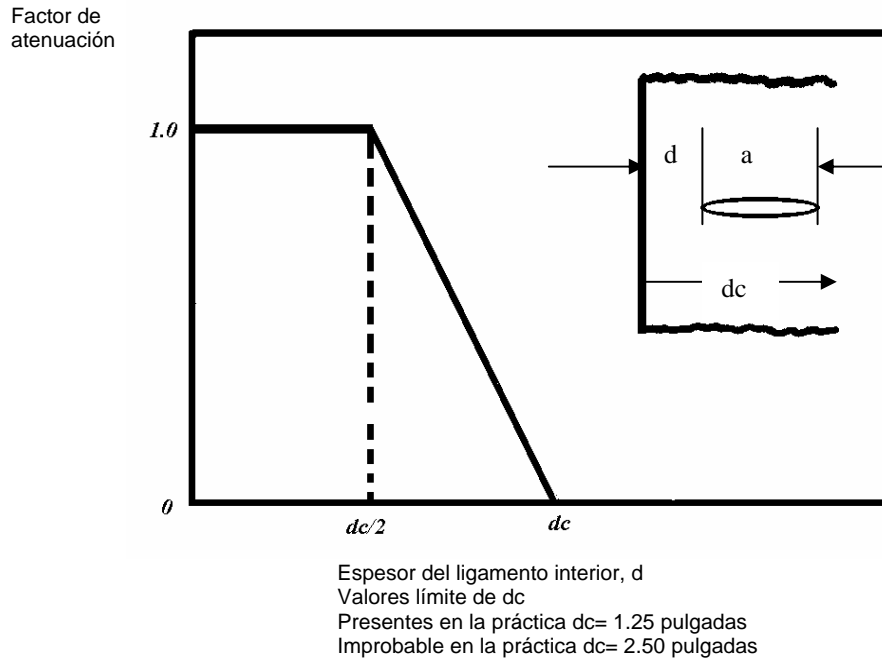


Figura 3.10. Probabilidad de detección para grietas sub-superficiales.

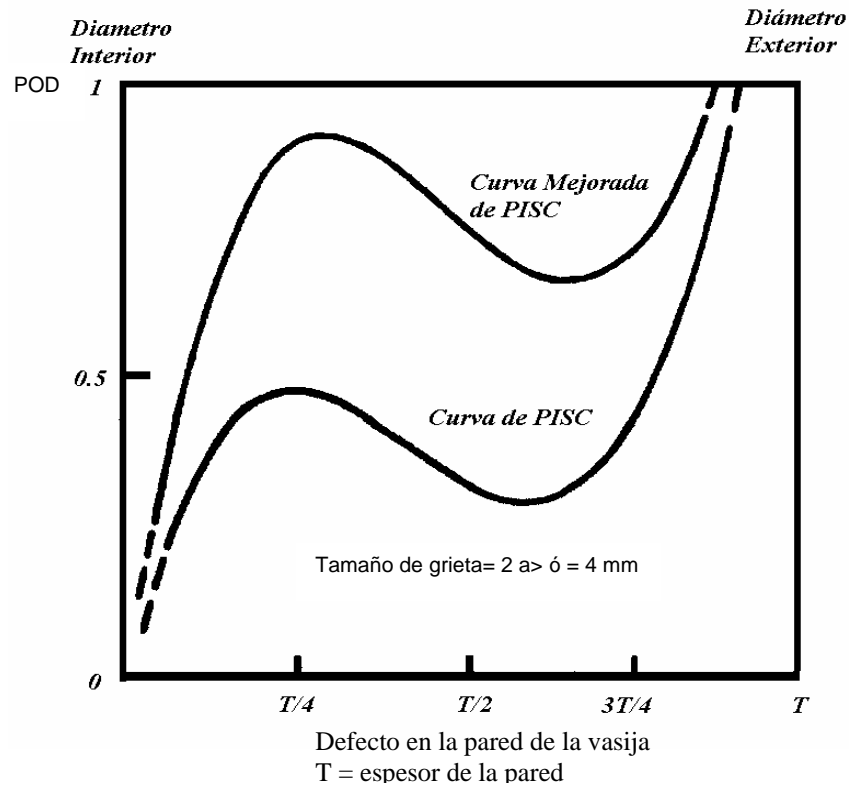


Figura 3.11. Probabilidad de detección de la profundidad de la grieta en la pared de la vasija.

3.9.2. Examinación volumétrica

La examinación volumétrica de la pared de la vasija está basada en la probabilidad de detección de datos de los estudios de grietas de Plate Inspection Steering Committee (PISC). Se piensa que el modelo de inspección volumétrica representa las prácticas convencionales en los Estados Unidos de Norteamérica para realizar la inspección en servicio de la vasija del reactor para los estándares mínimos estipulados en el Código ASME Sección XI Calderas y Recipientes a Presión. El estudio PISC fue desarrollado para obtener datos de la efectividad de dichas inspecciones.

La posición de la grieta dentro de la pared es un factor importante. En particular, estas grietas están muy cerca de la superficie interior y tienen una probabilidad de detección muy baja. Esto es una tendencia desfavorable puesto que dichas grietas son las más críticas desde el punto de vista del choque térmico presurizado.

CAPÍTULO 4

ANÁLISIS DE MECÁNICA DE LA FRACTURA PROBABILÍSTICA (PROGRAMA CNSNSGpc CON SIMULACIONES DE MONTE CARLO) DE LA VASIJA DEL REACTOR BWR-5 DE LA CENTRAL “LAGUNA VERDE”.

Se eligió el programa VISA-II (*Vessel Integrity Simulation Analysis*) desarrollado para el análisis de Mecánica de Fractura Probabilística de las vasijas del reactor **tipo PWR** y certificada por *U.S. Nuclear Regulatory Comision*. Este programa VISA-II fue originalmente desarrollado por parte del equipo de trabajo de evaluación de choque térmico presurizado de la NRC. VISA-II utiliza las simulaciones de Monte Carlo para evaluar la probabilidad de falla de un reactor de agua a presión (PWR), sometido a presión y carga térmica transitoria especificada por el usuario. Los métodos de la **mecánica de fractura lineal elástica** son utilizados para modelar el inicio de agrietamiento y la propagación. Los parámetros para el tamaño inicial de grieta, localización, contenido de cobre, temperatura inicial de referencia de la transición dúctil, fluencia, tenacidad a la fractura al inicio de grieta, la tenacidad a la fractura al arrestamiento, son tratados como variables al azar.

VISA-II está escrito en FORTRAN y no requiere de funciones externas para su ejecución. El código desarrolla tanto cálculos probabilísticos como determinísticos, para estimar la probabilidad de falla del recipiente. La porción determinística del código desarrolla transferencia de calor, esfuerzos y cálculos de mecánica de fractura para el recipiente sujeto a temperatura y presión transitorias simuladas para estimar la probabilidad de falla del mismo. Este programa ha sido adoptado para análisis de Mecánica de la Fractura Probabilística de la vasija del reactor BWR-5 instalada en la Central “*Laguna Verde*”.

La nueva versión del programa (*Códigos CNSNSGpc*) ha sido validada comparando los resultados de simulaciones con resultados publicados y validados por “*U.S. Nuclear Regulatory Commission*”.

4. 1. DESCRIPCIÓN DEL PROGRAMA

Los puntos relevantes son descritos a continuación.

A. Hay tres opciones para describir la distribución de grietas. Estas son:

- 1) La distribución OCTAVIA.
- 2) La distribución de probabilidad especificada por el usuario (*se considera solamente profundidad de las grietas*)
- 3) Distribución especificada por el usuario (se considera tanto la longitud como profundidad de las grietas existentes o virtuales)

B. Hay dos opciones para la describir la localización del defecto. Estas son:

- 1) Superficie interna
- 2) Embebida en el espesor de la vasija: *se asume que la localización tiene una distribución uniforme.*

C. Hay tres opciones para describir la longitud de un defecto después del inicio. Estas son:

- 1) Asumir que el defecto inmediatamente se extiende a la longitud máxima.
- 2) Longitud fija especificada por el usuario.
- 3) Relación de aspecto especificada por el usuario.

D. El usuario puede especificar el valor de inicio a_0 abajo del cual la profundidad de la grieta se considera como despreciable. Asumiendo que ninguna grieta con profundidad menor que a_0 conduzca a la falla, es posible mejorar la eficacia del código al omitir cálculos de falla para grietas poco profundas.

E. El usuario puede seleccionar una de dos opciones de inspección en servicio. Estas son:

- 1) Sin inspección, $P_{nd}(a) = 1$ para cualquier a .
- 2) Nivel de detección al inicio:

$$P_{nd}(a) = \begin{cases} 0, & a < a_{threshold} \\ 1, & a > a_{threshold} \end{cases}$$

F. El usuario debe describir la vasija a presión especificando el volumen de:

- 1) Soldaduras longitudinales.
- 2) Soldaduras circunferenciales.
- 3) Metal base que contiene la vasija.

G. Las siguientes cantidades son especificadas para cada componente de la vasija:

- 1) Promedio y la desviación estándar de la distribución de Cu.
- 2) Promedio y la desviación estándar de la distribución de Ni.
- 3) La distribución de la fluencia de neutrones en superficie interna de la vasija a nivel del núcleo.
- 4) Tenacidad máxima del metal base de la vasija.
- 5) La RT_{NDT} inicial para metal base de la vasija.
- 6) La desviación estándar para K_{IA} , K_{IC} , RT_{NDT} , y ΔRT_{NDT} .

H. $f(a)$, $0 \leq a \leq TH$ denota la distribución grieta-profundidad especificada por el usuario, y permite a_0 ser el inicio especificado. Entonces:

$$P_0 = \int_{A_0}^{TH} f(a) da,$$

es la probabilidad de que una grieta seleccionada al azar tenga una profundidad mayor que a_0 . Para eliminar simulaciones para grietas sin consecuencias, la profundidad de las grietas sin simular de la distribución condicional (re-escalada) de profundidad:

$$f_0 = f(a) / P_0,$$

válido para $A_0 < a < TH$

I. Para una razón de grieta específica λ , la distribución de probabilidad del número de grietas por vasija K se asume que es distribución de *Poisson*:

$$P(k) = \lambda^k e^{-\lambda} / k!, k = 0, 1, \dots$$

En otras palabras, el valor asignado para K para una simulación particular (vasija) es determinado de acuerdo a la distribución de probabilidad p(k). Si una detección del inicio a₀ se ha especificado, entonces el valor de entrada para λ es reemplazado por λ(1-P₀), antes de que la probabilidad p(k) sea calculada; es decir, el tamaño de grieta es calculado para que éste represente el número medio de fallas consiguientes.

4. 2. DATOS PARA EL PROGRAMA CNSNSGpc

Línea 1: Descripción del Título de la Corrida de VISA-II			
Celdas	Descripción	Variable del Programa	Formato
0 (1-80)	El título de la corrida (arriba de 80 caracteres para el título)	RNAME	A80
Línea 2: Datos de la Vasija			
Celdas	Descripción	Variable del Programa	Formato
A(1-10)	Espesor de la pared de la vasija, pulgadas	TH	F10.0
A(11-20)	Radio interno de la vasija, pulgadas	RAD	F10.0
A(21-30)	Esfuerzo de cedencia irradiado, Ksi	No utilizada	F10.0
A(31-40)	Fluencia para la vasija ID, neutron/cm²	FID	F10.0
Línea 3: Propiedades del Material de la Vasija			
B(1-10)	Contenido de cobre para el análisis determinístico, porcentaje de peso	CU	F10.0
B(11-20)	Contenido de níquel para el análisis determinístico, porcentaje de peso	FNI	F10.0
B(21-30)	RT _{UDT} inicial para el análisis determinístico, F	RTI	F10.0
B(31-40)	Límite superior de la máxima intensidad de esfuerzos, ksi (in)^{1/2} (si no se conoce se sugiere, USDET = 2000)	USDET	F10.0
B(41-50)	RT _{NDT} ecuación de cambio para análisis determinísticos (sugerencia, valor predefinido = 3) 1 – RG-1.99, Rev 1, límite superior 2 – PTS ecuación de cambio 3 – RG-1.99, Rev 2, ecuación de la soldadura 4 – RG-1.99, Rev 2, ecuación de la placa	KSHIFT	I10.0
Línea 4: Propiedades de Transferencia de Calor de la Vasija			
C(1-10)	Longitud de transitorio analizado, minutos	TMAX	F10.0
C(11-20)	Coeficiente fílmico para fluido/interfase de la		

	pared de la vasija, ($\text{Btu/hr-ft}^2\text{-}^\circ\text{F}$)	HTRANS	F10.0
C(21-30)	Difusividad térmica del metal base de la pared de la vasija, (in^2 / min)	KO	F10.0
Línea 5:	Datos Transitorios de Presión		
D(1-10)	Presión para el tiempo = 0.0, ksi	PDATA(1)	F10.0
D(11-20)	Presión para el tiempo = 1/4 TMAX, ksi	PDATA(2)	F10.0
D(21-30)	Presión para el tiempo = 1/2 TMAX, ksi	PDATA(3)	F10.0
D(31-40)	Presión para el tiempo = 3/4 TMAX, ksi	PDATA(4)	F10.0
Línea 6:	Métodos de Solución Opcionales		
E(1-10)	Verificar para el modelado de la temperatura del agua 1 – Exponencial 0 – Polinomial	MODEL	I10
E(11-20)	Verificar para la difusividad térmica 1 – Constante de la línea 4 0 – Función de temperatura	CONSTK	I10
E(21-30)	Verificar para $E\alpha/(1-\nu)$ del metal base 1 – Constante 0 – Función de temperatura	CONSTE	I10
E(31-40)	Verificar para esfuerzo térmico 1 – Incluya esfuerzo térmico 0 – No incluye esfuerzo térmico	IFWPS	I10

Línea 7:	Entrada para Valores Constantes de $E\alpha/(1-\nu)$ (Borrar esta línea para la opción funcional $E\alpha/(1-\nu)$)		
F(1-10)	Valor constante de $E\alpha/(1-\nu)$ para el metal base, ksi/°F	EDATA	F10.0
Línea 8:	Propiedades del Recubrimiento de la Vasija		
G(1-10)	Espesor del recubrimiento, pulgadas	CTH	F10.0
G(11-20)	Coefficiente de expansión térmica del recubrimiento, ($^\circ\text{F}^{-1}$)	CALPHA	F10.0
G(21-30)	Conductividad térmica del recubrimiento, (Btu/hr-ft-°F)	CCOND	F10.0
G(31-40)	Modulo de elasticidad del recubrimiento, (ksi)	CLADE	F10.0
G(41-50)	Relación de Poisson del Recubrimiento	CLADNU	F10.0
G(51-60)	Coefficiente de expansión del metal base expresada como la relación de los coeficientes del metal base y del recubrimiento, ($ARATIO = \alpha_{base} / \alpha_{recubrimiento}$)	ARATIO	F10.0
G(61-70)	Esfuerzos libres de la temperatura del recubrimiento, °F	SFREET	F10.0
Línea 9:	Entrada para le Modelo Exponencial del Transitorio de la Temperatura de Agua		

H(1-10)	Temperatura inicial del agua, °F	TO	F10.0
H(11-20)	Cambio en la temperatura del agua, °F (debe ser negativo para la caída de temperatura)	DT	F10.0
H(21-30)	Caída constante, min ⁻¹	BE	F10.0
Línea 9:	Entrada para le Modelo Exponencial del Transitorio de la Temperatura de Agua		
H(1-10)	Temperatura inicial del agua, °F	TINT	F10.0
H(11-20)	Temperatura para el tiempo = 0.0, °F	TDATA(1)	F10.0
H(21-30)	Temperatura para el tiempo = ¼, °F	TDATA(2)	F10.0
H(31-40)	Temperatura para el tiempo = ½, °F	TDATA(3)	F10.0
H(41-50)	Temperatura para el tiempo = ¾, °F	TDATA(4)	F10.0
H(51-60)	Temperatura para el tiempo = TMAX, °F	TDATA(5)	F10.0
Línea 10:	Switches para el Análisis Probabilístico y Controles de Impresión		
I(1-10)	Verificar para la opción probabilística 1 – No realizar 0 – Realizar	KSIM	F10.0
I(11-20)	Verificar para la impresión determinista 1 – Imprimir el análisis determinista 0 – No imprimir el análisis determinista <u>Nota:</u> Para KSIM=1, IPRINT internamente fijo a 1	IPRINT	F10.0

**NOTA: Las líneas de la 11 a la 21 no son leídas si no se desea el análisis probabilístico.

Línea 11:	Número de Soldaduras Analizadas y el Factor de Escala de Fluencia		
J(1-10)	Número de soldaduras (y/o regiones del metal base) en el recipiente, máximo de 30	NWELD	I10.0
J(11-20)	Multiplicador para los valores de fluencia en las líneas 13 y 15.	FSCALE	F10.0
Línea 12:	Datos de Soldadura para el Análisis Probabilístico		
K(1-2)	Numero de referencia designando la soldadura	IWELD(I)	I2
K(3-4)	0 – Metal soldado; 1 – Metal base	ITYPE(I)	I2
K(5-6)	Orientación de la soldadura 0 – Longitudinal; 1 – Circunferencial	LORC(I)	I2
K(7-10)	Cuatro caracteres del nombre de la soldadura	WNAME(I)	A4
K(11-15)	Contenido medio de cobre, wt. %	XMNCU(I)	F5.0
K(16-20)	Desviación estándar en el cobre, wt.% (se sugiere valor predefinido = 0.0025%)	SIGCU(I)	F5.0
K(21-25)	Media del contenido de níquel, wt. %	XMNI(I)	F5.0
K(26-30)	Desviación estándar en el níquel, wt.% (se sugiere valor predefinido = 0.00%)	SIGNI(I)	F5.0
K(31-35)	Media inicial RT _{NDT} , °F	XMNRTI(I)	F5.0
K(36-40)	Desviación estándar en el RT _{NDT} inicial, °F	SIGRTI(I)	F5.0

K(41-45)	Desviación estándar del K_{IC} , fracción de la media (se sugiere valor predefinido = 0.10%)	SGKIC(I)	F5.0
K(6-50)	Desviación estándar de K_{IA} , fracción de la media (se sugiere valor predefinido = 0.10%)	SGKIA(I)	F5.0
K(1-55)	Desviación estándar en ART_{NDT} , °F (se sugiere valor predefinido = 0.0%)	SGORT(I)	F5.0
K(6-60)	Esfuerzo de fluencia irradiado, ksi	FLAWS(I)	F5.0
K(1-65)	Desviación estándar de la fluencia, fracción de la media (se sugiere valor predefinido = 0.30%)	SIGFID(I)	F5.0
K(66-70)	Volumen del metal de soldadura (utilizado para determinar la probabilidad de falla de grietas localizadas en la soldadura i)	WVOL(I)	F5.0
K(71-75)	Longitud de la soldadura (pulgadas) utilizadas en la opción de longitud finita de la grieta. <u>Nota:</u> Utilizar solamente para soldaduras longitudinales	WLGTH(I)	F5.0
K(76-80)	Límite superior de la tenacidad máxima en ksi (in) ^{1/2} (se sugiere valor predefinido = 200)	USKIC(I)	F5.0
Línea 13:	Verificar para la Dependencia de la Fluencia Constante o Espacialmente		
L(1-10)	Verificar para la dependencia de la fluencia constante o espacialmente 1 – Constante (ver nota abajo) 0 – Espacialmente dependiente	IFLU	I10.0
L(11-20)	Fluencia constante a través de la vasija (neut/cm ²) Si IFLU = 1, dejar el espacio en blanco	CONFLU	F10.0

**NOTA: Saltar las líneas de la 14 a la 16, si IFLU = 0. Las líneas de la 14 a 16 deben ser repetidas NWELD veces.

Línea 14:	Número de Soldaduras y Número de Datos de Puntos en la Distribución de Fluencia para esas Soldaduras		
M(1-10)	Número de soldadura designada	JWELD	I10
M(11-20)	Número de puntos de datos definiendo la variación de la fluencia en la soldadura i, máximo de 8	NPOINT(I)	I10
Línea 15:	Valores de Fluencia describiendo la Distribución de la Fluencia		
N(1-10)	Localización de j en la soldadura i, pulgadas.	FLOC(I,J)	8F10.0

. . . N(71-80)	Empezando con FLOC(I,1)=0.0 Finalizando FLOC(I,NPOINT) = WLGTH(I) Para grietas circunferenciales, solamente definir la longitud del patrón definido de fluencia		
Línea 16:	Localización de los Valores de Fluencia en la Soldadura		
O(1-10) O(71-80)	Fluencia para la localización de j en la soldadura i, (neut/cm ²)	FLU(I,J)	8F10.0
Línea 17:	Entrada de Varias Opciones de Simulación de Grietas y Vasijas		
P(1-2)	Número de simulaciones (se sugiere valor predefinido = 1,000,000)	NS	I10
P(11-20)	Número máximo de fallas de vasijas permitido antes de la finalización de las simulaciones (se sugiere valor predefinido = 100)	NIMAX	I10
P(21-25)	Opción sobre la posición de la grieta (se sugiere valor predefinido = 0) 0 – Grietas superficiales internas 1 – Grietas enterradas al azar localizadas en la pared de la vasija	IFBF	I5
P(26-30)	Opción sobre inspección en servicio (se sugiere valor predefinido = 0) 0 – Ninguna inspección en servicio 1 – Hacer inspección en servicio	IEXAM	I5
P(31-35)	Opción sobre la longitud de la grieta antes de la iniciación (se sugiere valor predefinido = 0) 0 – Longitud infinita (ninguna corrección de longitud desarrollada) 1 – Longitud de la distribución 2 – Longitud de la soldadura -N - Relación de aspecto entero (N = longitud/profundidad)	IFINIB	I5
P(36-40)	Opción sobre la longitud de la grieta después de la iniciación (se sugiere valor predefinido = 0) 0 – Longitud infinita 1 – Longitud de la soldadura	IFINIA	I5
P(41-45)	Opción de las ecuaciones de cambio RT _{NDT} para el análisis probabilístico (se sugiere valor predefinido = 3) 1 – Ecuación de cambio del programa	ISHIFT	I5

	original de VISA 2 – Ecuación de cambio PTS 3 – RG-1.99, Rev. 2, ecuación de cambio para el material de soldadura o placa (determinado por ITYPE (I))		
P(46-50)	Fracción del tamaño grieta (profundidad) para fractura del ligamento remanente. Si el ligamento interior remanente de una grieta enterrada es menor que TEST*A, la grieta es convertida a grieta superficial (se sugiere valor predefinido = 0.0)	TEST	F5.0
P(51-55)	Coeficiente de correlación K_{IC} y K_{IA} . Sin correlación introducir RHO=0.0. (se sugiere valor predefinido = 0)	RHO	F5.0
P(56-60)	Truncamiento de la distribución sobre K_{IC} , número de desviaciones estándar (si TKIC= 0.0, valor predefinido es 3)	TKIC	F5.0
P(61-65)	Truncamiento de la distribución sobre K_{IA} , número de desviaciones estándar (si TKIA= 0.0, valor predefinido es 3)	TKIA	F5.0
P(66-70)	Truncamiento de la distribución sobre ΔRT_{NDT} , número de desviaciones estándar (si TDELRT= 0.0, valor predefinido es 3)	TDELRT	F5.0
Línea 18:	Entrada para el Numero de Puntos en la Distribución de Grietas, el Tamaño de Comienzo de Grieta, y Opciones sobre la Simulaciones de Grietas		
Q(1-10)	Número de puntos en la distribución de grietas, un máximo de 32. Valor predefinido para la distribución OCTAVIA, introducir NFLAW(I) = 0	NFLAW(I)	I10.0
Q(11-20)	Comienzo del tamaño de grieta (profundidad) debajo de la cual no falla, pulgadas (se sugiere valor predefinido = 0.25)	THRESH	F10.0
Q(21-30)	Opción para simular número de grietas por vasija. 0 – Numero de grietas simuladas por vasija utilizando la variable PLB. 1 – Asume exactamente una grieta por vasija	IPFLAG	I10.0
Q(21-30)	Número promedio de grietas por vasija (utilizado solo si IPFLAG = 0)	PLB	F10.0
(Si NFLAW(I) = 0, saltar las líneas 19 y 20			
Línea 19:	Nombre de la Distribución de Grietas		
R(1-10)	El usuario define el nombre de la distribución de grietas	CNAME	A10

Línea 20:	Datos Definidos por el Usuario de la Distribución de Grietas de Entrada		
S(1-10)	Profundidad de la grieta, pulgadas	FDIST(I,1)	F10.0
S(11-20)	Longitud de la grieta, pulgadas	FDIST(I,2)	F10.0
S(21-30)	Probabilidad de Profundidad de la grieta / longitud par	FDIST(I,3)	F10.0

(Nota: La suma de todas las FDIST (I,3) debe ser igual a 1.0)

Línea 21:	Entrada de Datos Definiendo los Procedimientos de Inspección en Servicio		
T(1-10)	Máxima probabilidad de detección por inspección para grietas superficiales	P _{MAX}	F10.0
T(11-20)	Comienzo de profundidades de grietas donde la probabilidad de detección rebasa P _{MAX} por inspección de grietas superficiales	AC	F10.0
T(21-30)	Comienzo de la profundidad dentro de la pared donde las grietas no pueden ser detectadas con las técnicas de inspección de grietas superficiales	DC	F10.0
T(31-40)	Opción sobre la inspección volumétrica de la pared. 0 – sin inspección volumétrica 1 – PISC Probabilidad de detección de grietas 2 – Mejorado PISC Probabilidad de detección de grietas	ISUB	I10.0

4.3. RESULTADOS DE SIMULACIONES MONTE CARLO DE LA VASIJA DE LA UNIDAD-1 DE LA CENTRAL “LAGUNA VERDE”

Tabla 4.1. Resultados para 20, 000, 000 de simulaciones Monte Carlo de las fallas en la vasija, Unidad 1 de la Central “Laguna Verde”.

Casos analizados	OCTAVIA	MARSHALL	PROMEDIO MARSHALL-OCTAVIA	$F(X) = 1/(1+X)^2$ $\Rightarrow X = a/5.3\text{mm}$
Número de Detenciones sin falla	70821	125148	97943	86263
Número de Detenciones	91105	192103	137702	120638
Número de fallas	134597	247588	191515	769478
Número de Iniciaciones	225702	439691	329217	890116
Número de vasijas simuladas	20000000	20000000	20000000	20000000
Número de fallas simuladas	12154307	22432136	17286850	17467565
Número de fallas detectadas	0	0	0	0
Probabilidad de falla	$6.72985E^{-03}$	$1.23794E^{-02}$	$9.57575E^{-03}$	$3.84739E^{-02}$
Límite de Confianza 95%	$3.58325E^{-05}$	$4.84603E^{-05}$	$4.26813E^{-05}$	$8.42965E^{-05}$
Probabilidad de Iniciación	$1.12851E^{-02}$	$2.19845E^{-02}$	$1.64609E^{-02}$	$4.45058E^{-02}$
Límite de Confianza 95%	$4.62945E^{-05}$	$6.42647E^{-05}$	$5.57652E^{-05}$	$9.03781E^{-05}$

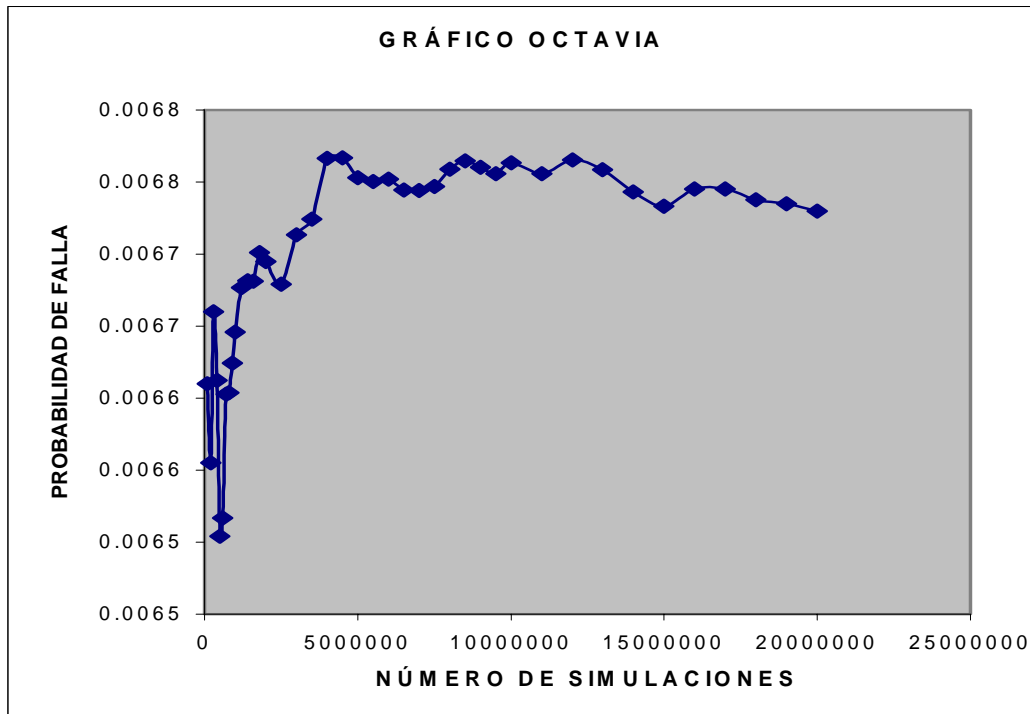


Figura 4.1. Gráfica OCTAVIA. Probabilidad de falla vs. Número de simulaciones.

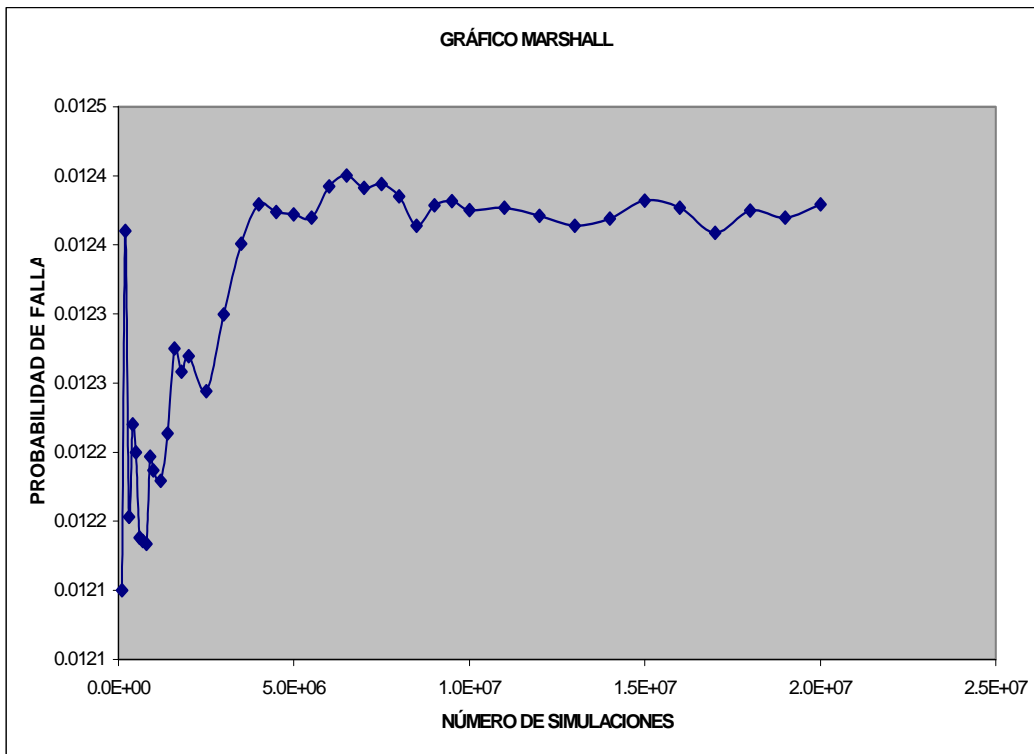


Figura 4.2. Gráfica MARSHALL. Probabilidad de falla vs. Número de simulaciones.

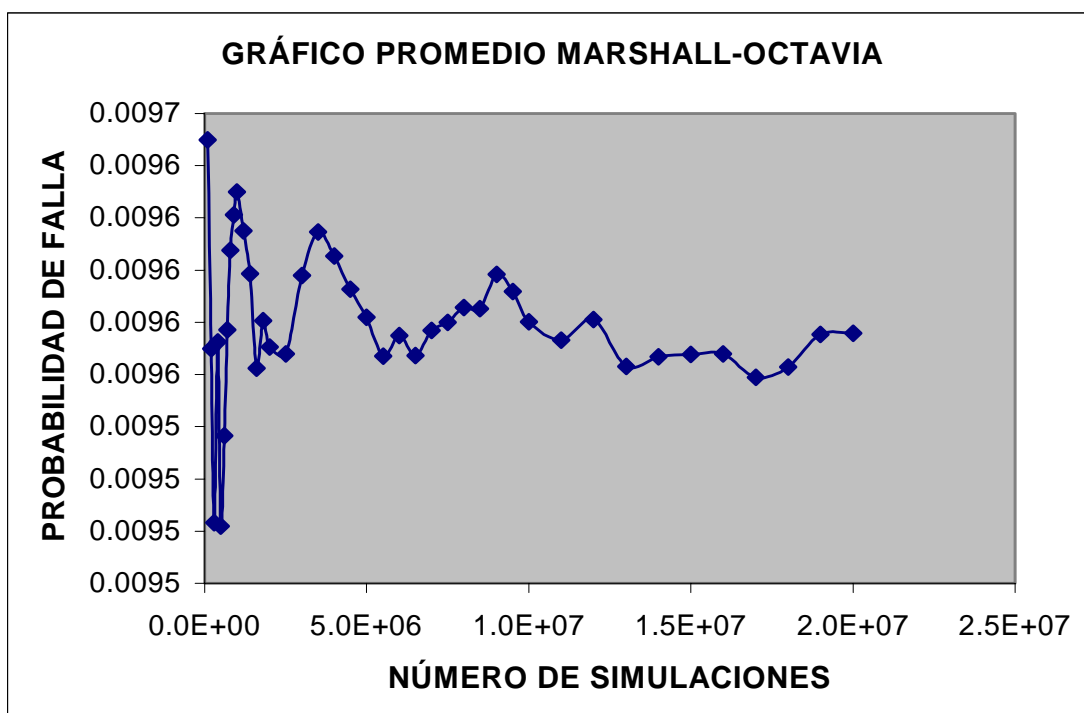


Figura 4.3. Gráfica PROMEDIO MARSHALL - OCTAVIA. Probabilidad de falla vs. Número de simulaciones.

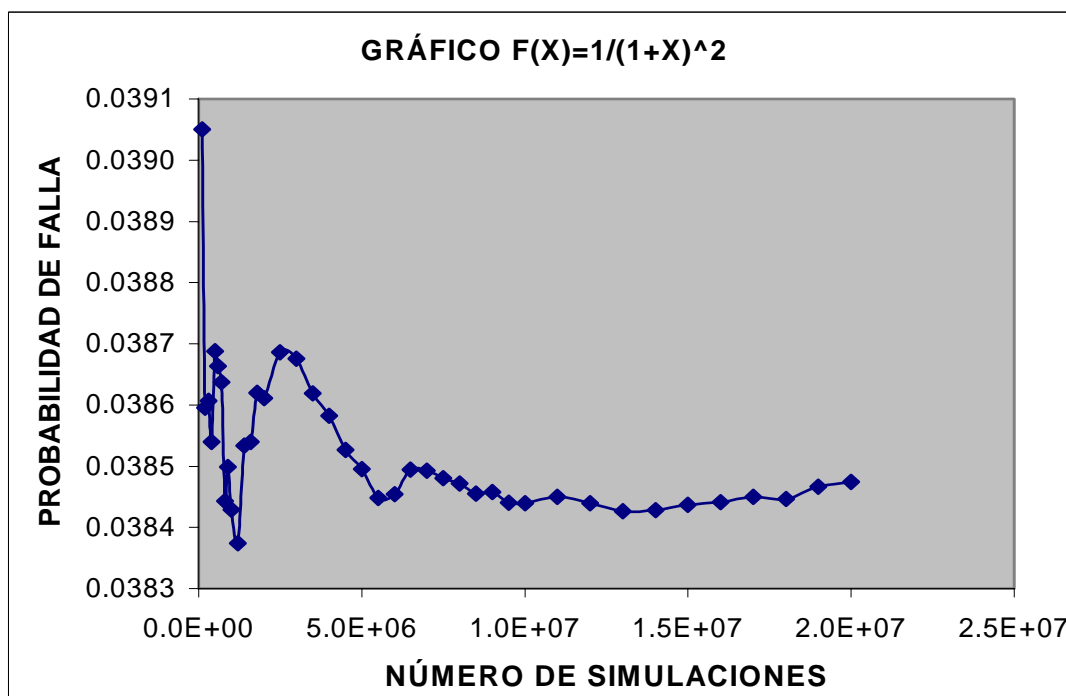


Figura 4.4. Gráfica $F(X)= 1/(1+X)^2$. Probabilidad de falla vs. Número de simulaciones.

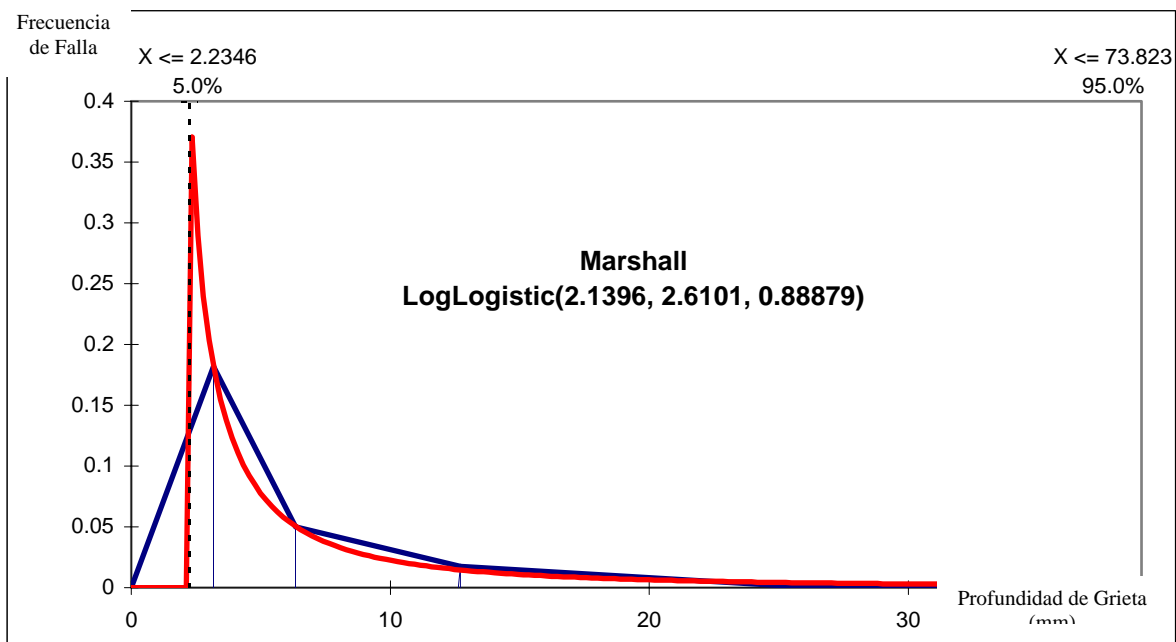


Figura 4.5. Gráfica MARSHALL. Frecuencia de falla vs Profundidad de grieta.

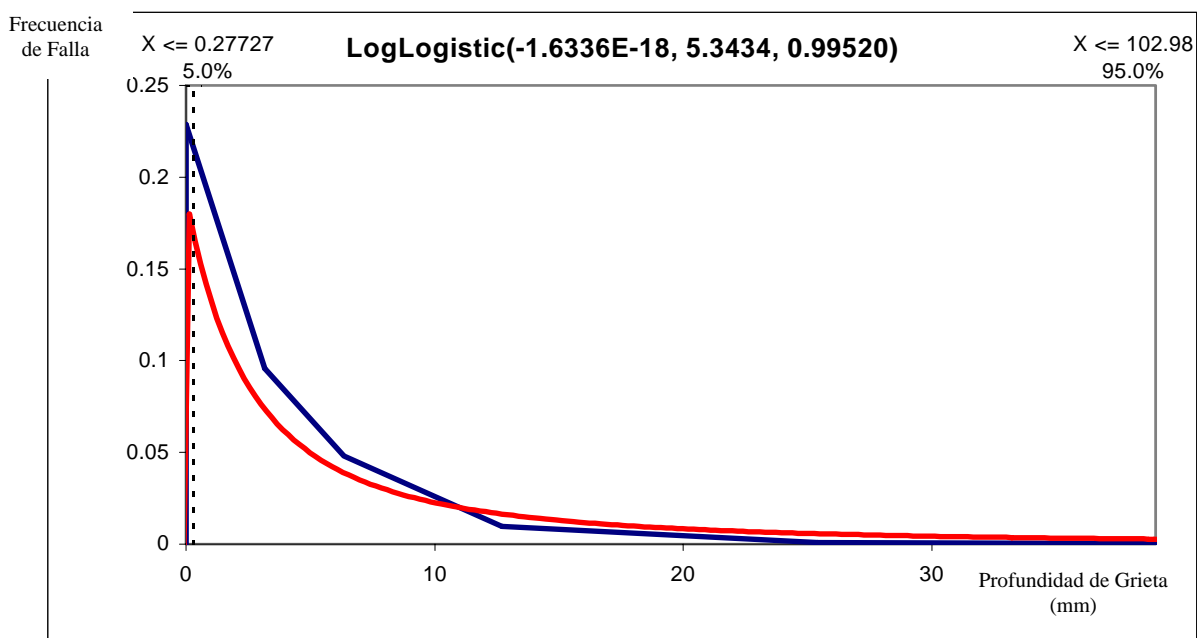


Figura 4.6. Gráfica OCTAVIA. Frecuencia de falla vs Profundidad de grieta.

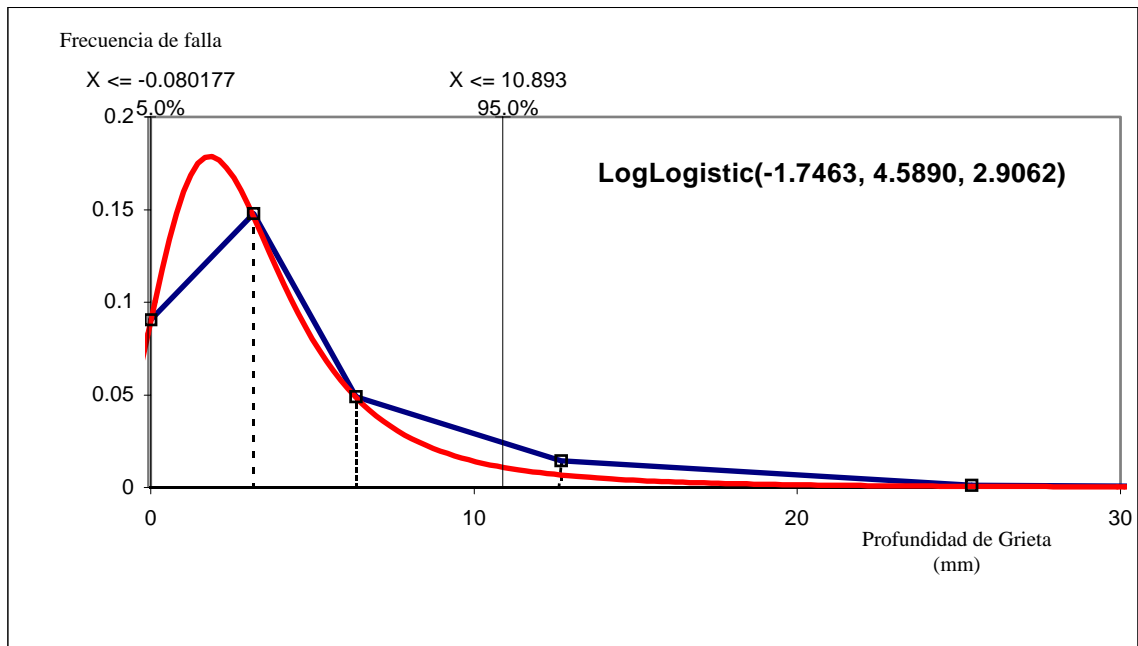


Figura 4.7. Gráfica PROMEDIO MARSHALL - OCTAVIA. Frecuencia de falla vs Profundidad de grieta.

— Curva de ajuste Log-Logistic

4.4. DISCUSIÓN DE LOS RESULTADOS.

A continuación se presentan los resultados del Análisis de Mecánica de la Fractura Probabilística de la vasija instalada en la Unidad-1 de la Central Nucleoeléctrica “Laguna Verde”.

Los resultados de 20⁶ simulaciones de vasijas con el método Monte Carlo se muestran en la tabla 4.1; estos resultados se obtuvieron de cuatro diferentes distribuciones de profundidad de grieta, como son: OCTAVIA, MARSHALL, PROMEDIO OCTAVIA-MARSHALL y la función $F(X) = 1/(1+X)^2$, asumiendo 5 grietas por vasija. En forma de resumen estadístico de simulaciones se obtuvo lo siguiente:

En la distribución de Profundidad de grieta OCTAVIA se tiene que el número de fallas simuladas es de 12 154 307 grietas, de las cuales 225 702 grietas comenzaron a crecer cumpliendo la condición de $K_I > K_{IC}$, de forma análoga, se determinó el número de grietas que no crecieron y se obtuvo un total de 11 928 605 que corresponden a la condición de $K_I < K_{IC}$. Por otra parte de las grietas que comenzaron a crecer se dividen en dos condiciones: la primer condición de $K_I > K_{IA}$ correspondiente al número de fallas que es de 134 597 grietas que presentaron falla inminente, la segunda condición de $K_I < K_{IA}$ correspondiente al número de detenciones que es de 91 105 grietas que se detuvieron, de las cuales 70 821 grietas se detuvieron sin fallar; la diferencia de las grietas detenidas junto con las grietas detenidas sin falla es de 20 284 grietas correspondiente a la condición $K_I \leq K_{IA}$, donde estas pueden fallar inminentemente, debido a que entre mayor sea el número de simulaciones de vasijas, mayor será el número de grietas detectadas que pueden fallar inminentemente.

En la distribución de profundidad de grieta MARSHALL, el número de fallas simuladas es de 22 432 136 grietas, las grietas que crecieron con la condición $K_I > K_{IC}$ es de 439 691 grietas y las que no crecieron es de 21 992 445 grietas con la condición $K_I < K_{IC}$. De la condición $K_I > K_{IC}$ se obtuvieron las grietas que fallaron inminentemente con 247 588 grietas correspondientes a la condición $K_I > K_{IA}$, solo 192 103 grietas se detuvieron ($K_I < K_{IA}$), de

estas 125 148 grietas se detuvieron sin fallar ($K_I < K_{IA}$), por lo tanto, 66 955 grietas pueden fallar inminentemente dentro de la condición $K_I \leq K_{IA}$.

De la distribución de profundidad de grieta PROMEDIO OCTAVIA-MARSHALL, se realizó el mismo procedimiento del análisis empleado en las dos distribuciones de grieta anteriores, resaltando que los resultados obtenidos mediante esta distribución de grieta representan la media de los resultados de las dos distribuciones OCTAVIA y MARSHALL. De manera análoga se empleó la misma metodología de análisis para el caso de la distribución de grieta de la función: $F(X) = 1/(1+X)^2$.

En las cuatro distribuciones de profundidad de grieta, se analizó la probabilidad de falla de las vasijas que se muestran en la tabla 4.1. Como podemos observar la distribución de profundidad de grieta OCTAVIA es de 6.72985×10^{-3} , este valor indica que es la distribución con menor probabilidad de falla, posteriormente en forma ascendente le corresponde a la distribución PROMEDIO OCTAVIA-MARSHALL con 9.57575×10^{-3} , también la distribución MARSHALL con 1.23794×10^{-3} y finalmente la distribución $F(X) = 1/(1+X)^2$ con 3.84379×10^{-3} .

En base a los resultados obtenidos de las cuatro distribuciones de profundidad de grieta, se realizaron cuatro gráficas que corresponden al número de simulaciones vs probabilidad de falla. En la figura 4.1; representando la gráfica OCTAVIA, se determinó que en el rango de 5×10^6 a 20×10^6 simulaciones de vasijas agrietadas, la probabilidad de falla tiene un comportamiento casi lineal, esto indica que con solo hacer 5×10^6 simulaciones de vasijas es suficiente para poder tener una probabilidad de falla aceptable y por otro lado se ahorra casi tres cuartas partes del tiempo de cómputo que emplea el programa en simular hasta 20×10^6 vasijas. Similarmente presentan el mismo comportamiento las demás distribuciones de profundidad de grieta.

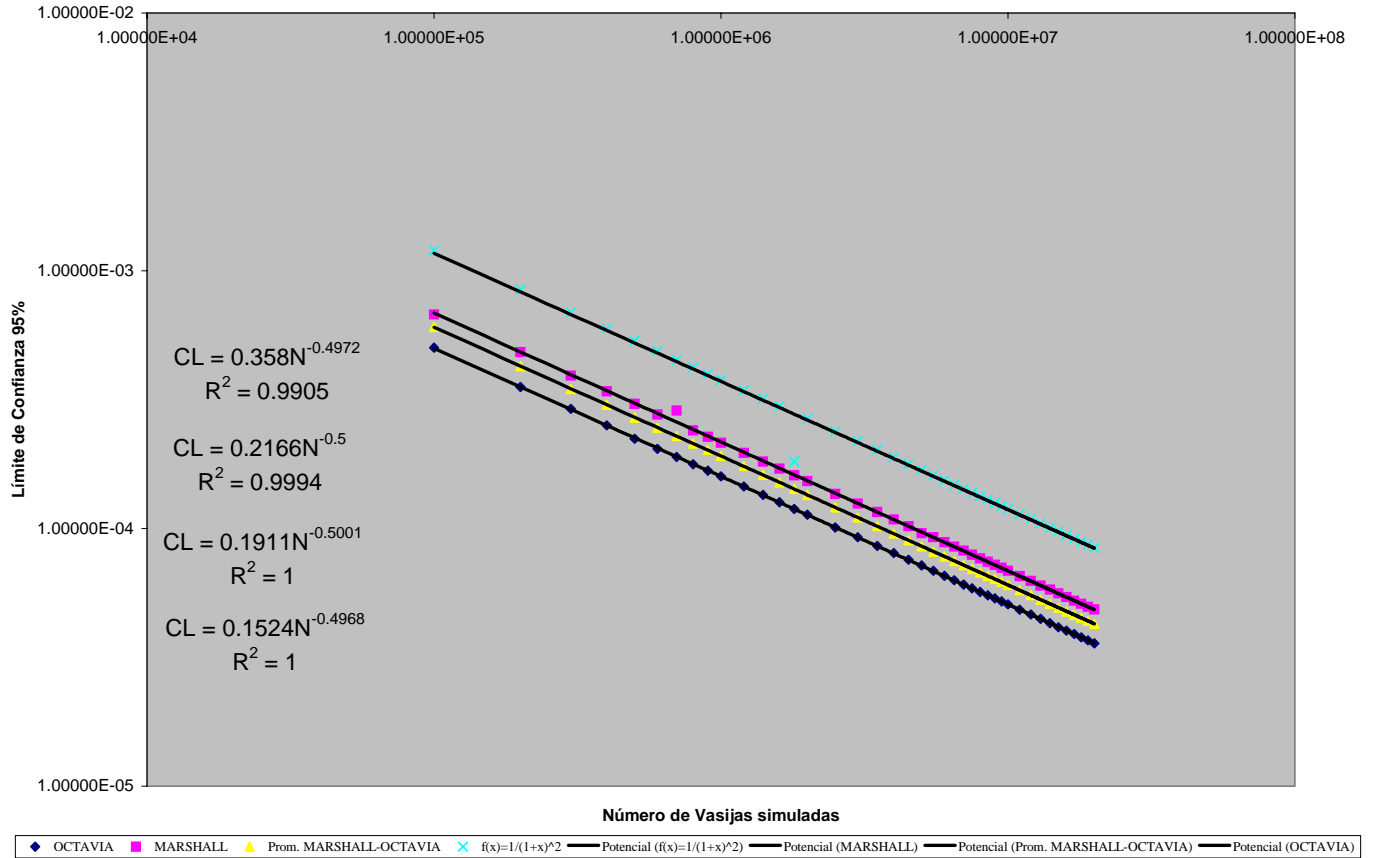
En la figura 4.5, se muestra la gráfica de frecuencia de falla vs profundidad de grieta de la distribución MARSHALL, como podemos observar, el valor máximo de profundidad de

grieta es de 3.175 mm (0.125 plg) con una frecuencia de falla máxima de $18.21209 \times 10^2/\text{año}$, también podemos ver que al aumento de profundidad de grieta la frecuencia de falla es menor, ya que estas grietas se consideran que no resultan en falla, por lo que se puede observar que el rango de 0-10 mm (0 – 0.393 plg) de profundidad presenta una alta frecuencia de falla.

En la figura 4.6 se representa la distribución de profundidad de grieta OCTAVIA, se puede observar que el valor máximo de profundidad de grieta es de 0 (grieta ilógica) con una frecuencia de falla de $22.8693 \times 10^2/\text{año}$. Esta distribución asume que casi el 85% de fallas de la vasija son menores a 0.25 plg (6.35 mm) de profundidad.

Finalmente en la figura 4.7 se muestra la gráfica PROMEDIO MARSHALL-OCTAVIA, en la que se observa una profundidad máxima de grieta de 3.175 mm (0.125 plg) con una frecuencia máxima de falla de $14.7953 \times 10^2/\text{año}$. Como se puede ver esta distribución de profundidad de grieta resulta la media de las dos distribuciones (MARSHALL-OCTAVIA), con lo que los resultados muestran que en el rango de 0 a 10 mm (0 – 0.393) de profundidad se asume una mayor frecuencia de falla.

Figura 4.8. Gráfica Límite de Confianza 95% vs Número de Vasijas simuladas.



En la figura 4.8, se muestra la gráfica de Límite de Confianza 95% (CL) como una función del Número de vasijas simuladas (N), como se puede observar, al incrementar el número de vasijas simuladas prácticamente no afecta el resultado de la probabilidad de falla de las vasijas, sin embargo, el 95% del Límite de Confianza decrece en función de $1/\sqrt{N}$. En la distribución de profundidad de grieta OCTAVIA, decrece de $CL = 5.02246 \times 10^{-04}$ a 3.58325×10^{-05} , en la distribución MARSHALL, decrece de $CL = 6.77650 \times 10^{-04}$ a 4.84603×10^{-05} , en la distribución PROMEDIO MARSHALL-OCTAVIA, decrece de $CL = 6.05918 \times 10^{-04}$ a 4.26813×10^{-05} y la distribución $F(X) = 1/(1+X)^2$ decrece de $CL = 1.20065 \times 10^{-03}$ a 8.42956×10^{-05} ; para $N = 1 \times 10^{05}$ hasta $N = 20 \times 10^{06}$ para las cuatro diferentes distribuciones de profundidad de grieta.

CONCLUSIONES

- El objetivo principal de ésta Tesis fué el desarrollo de la Metodología y Software para *Análisis de Mecánica de la Fractura Probabilística* de las soldaduras de la vasija del reactor BWR-5, **Unidad-1** de la Central “*Laguna Verde*” para el desarrollo del nuevo *Programa de Inspección en Servicio Informada en el Riesgo*.
- Los resultados de las evaluaciones desarrolladas en ésta Tesis demostraron la inherente seguridad y la integridad de la vasija de la Unidad – 1. Dichos resultados también demuestran que el **número actual de inspecciones** en servicio requeridas **puede ser reducido** mientras las metas de seguridad de la NRC sean cubiertas por un margen significativo. Por lo tanto, las inspecciones en servicio podrán ser enfocadas a las soldaduras de la vasija que se consideren más apropiadas, eliminando las inspecciones que presentan un efecto despreciable en la seguridad de la vasija.
- El Análisis de Mecánica de Fractura Probabilística realizado para la **Unidad 1 de la Central “Laguna Verde”** ha demostrado que la aplicación de las técnicas informadas en riesgo, permiten reducir el alcance de las inspecciones de las soldaduras de la vasija Unidad 1, hasta un 80% del programa de inspección en servicio actual, sin sacrificar seguridad. Este resultado **justifica la aprobación de nuevas normas de inspección de soldaduras de la vasija en servicio**.
- En base de este análisis, se recomienda inspección del **100 % de los cruces entre soldaduras circunferenciales y longitudinales**, así como la soldadura “**AB**” entre los Anillos 1 y 2 y **50 % de soldaduras longitudinales**, esencialmente entre las placas de los Anillos 1 y 2.
- Los resultados de ésta Tesis justifica la **aprobación de nuevas normas de Inspección de soldaduras de la vasija en Servicio Informada en el Riesgo** para la Unidad 1 de la Central “*Laguna Verde*”. Además, la metodología desarrollada puede aplicarse para

Análisis de Mecánica de Fractura Probabilística de la vasija de la Unidad 2 de la Central “Laguna Verde”.

- Deben desarrollarse las distribuciones de densidad y profundidad de grietas de una base consistente sin mezclar e igualar parámetros.
- Los datos de $P(F/E)$ para temperatura constante y transitorio de temperatura, con diferentes temperaturas puede en algunos casos dar una sola tendencia independiente del transitorio de temperatura – se ha proporcionado una explicación del porque en algunos casos funciona y en otros no.
- El efecto de ISI es reducir la $P(F/E)$ en todos los casos.
- Para condiciones similares de fragilización de neutrones, la $P(F/E)$ para soldaduras axiales es mucho mayor que para soldaduras circunferenciales.
- Para soldaduras axiales utilizando condiciones límite específicas de planta para 32 EFPY, los resultados de $P(F/E)$ son mayores que 10^{-1} para dos de los tres grupos de fabricantes de RPV – en contraste, para soldaduras circunferenciales los resultados de $P(F/E)$ son menores que 10^{-4} en todos los casos.
- Reducir el conservatismo en la $P(F/E)$ de soldaduras axiales es el tema de extensas investigaciones.
- Una revisión de diseño y problemas operacionales, incluyendo cargas a la vasija y efectos de fragilización por radiación, **demostraron los grandes márgenes de seguridad inherentes la vasija a presión del reactor BWR**. Existen diferencias las cuales dan a las vasijas de reactor BWR menor riesgo-significante que los reactores de agua presurizados, especialmente en lo relacionado a soldaduras circunferenciales en la vasija. Específicamente, las vasijas BWR tienen un diámetro de aproximadamente el doble de las vasijas PWR, con espacios anulares más grandes entre la vasija y el núcleo del reactor. La

fragilización por radiación es por lo tanto mucho menor en reactores BWR. También, las condiciones de carga tales como el transitorio del choque térmico presurizado no son posibles en BWR debido a la gran región de vapor en la parte superior de la vasija. Así, la condición más limitante con respecto a la baja temperatura de presurización de vasijas de un BWR es la prueba de presión de vasija realizada en cada paro. Esto es ventajoso del punto de vista de riesgo, puesto que el reactor ya está en cierre frío (*cold shutdown*) durante esta prueba.

- Un análisis de mecánica de fractura probabilística fue desarrollado para cuantificar estas observaciones. Este análisis concluye que la probabilidad de falla de la vasija BWR fue extremadamente bajo, y dentro de las metas de seguridad de la NRC, incluso una significativa reducción en el nivel de las inspecciones en servicio. En adición, los análisis probabilísticos determinaron que el riesgo de fuga y falla de la vasija de soldaduras circunferenciales del cascarón es de un orden de magnitud menor que el asociado con las soldadura longitudinales del cascaron. Resumiendo, los resultados de este estudio son presentados en la Tabla de la siguiente página, se incluye la probabilidad de falla de la vasija y el costo de inspección de tres alternativas de ISI:
 1. Actuales requerimientos ISI por el Código ASME, Sección XI y 10CFR50.55a (esencialmente 100% de todas las soldaduras longitudinales y circunferenciales)
 2. Eliminar soldaduras circunferenciales del programa ISI.
 3. Eliminar soldaduras circunferenciales del programa ISI, y reducir las inspecciones de soldaduras longitudinales al 50%

Tabla A. Análisis comparativo de los costos de inspecciones en servicio de las vasijas para la flota de BWR de los Estados Unidos

Alternativa	Probabilidad de falla por la vasija	Costo de inspecciones de las soldaduras	
		Por central BWR	Flota de BWR de los Estados Unidos
1 Actuales requerimientos ISI por el Código ASME, Sección XI y 10CFR50.55a (esencialmente 100% de todas las soldaduras longitudinales y circunferenciales)	5.69×10^{-8}	\$ 3.3x10 ⁶ US	\$ 119x10 ⁶ US
2 Eliminar soldaduras circunferenciales del programa ISI.	5.69×10^{-8}	\$ 1.85x10 ⁶ US	\$ 67x10 ⁶ US
3 Eliminar soldaduras circunferenciales del programa ISI, y reducir las inspecciones de soldaduras longitudinales al 50%	1.151×10^{-7}	\$ 1.15x10 ⁶ US	\$ 52x10 ⁶ US

RECOMENDACIONES PARA TRABAJOS FUTUROS

Los resultados de las evaluaciones desarrolladas en este trabajo demostraron la inherente seguridad y la integridad de la vasija de la Unidad-1. También se demostró que el número actual de inspecciones en servicio requerido puede ser reducido mientras las metas de seguridad de la NRC sean cubiertas por un margen significativo, por lo tanto, se recomienda hacer inspecciones en servicio enfocadas a las soldaduras de la vasija que se consideren más apropiadas, eliminando las inspecciones que presenten un efecto despreciable en la seguridad de la vasija.

En base a este análisis se recomienda hacer inspecciones del 100% en los cruces entre las soldaduras circunferenciales y longitudinales y 50% en las soldaduras longitudinales, que corresponden esencialmente entre las placas de los anillos 1 y 2, lo que justifica la aprobación de nuevas normas de Inspección en Servicio Informada en el Riesgo.

Por otra parte, se recomienda realizar un mayor número de simulaciones con el propósito de obtener una probabilidad de falla más precisa, principalmente para detectar la probabilidad de falla en soldaduras circunferenciales (10^{-8}), lo cual es prácticamente 0, pero sin embargo, la falla aun así existe.

Realización de Análisis Probabilístico mediante programas de cómputo de Elemento Finito comerciales como ANSYS para la obtención de las simulaciones mediante el método de Monte Carlo y Análisis de Probabilidades.

Además de la metodología desarrollada se puede aplicar el Análisis de Mecánica de la Fractura Probabilística a la vasija de la Unidad-2 de la Central Nucleoeléctrica “Laguna Verde”.

REFERENCIA BIBLIOGRÁFICA

- [1] “Rules for In-service Inspection of Nuclear Power Plant Components”. ASME Boiler and Pressure Code, Section XI, ASME, New York, 1988.
- [2] Data of the National Commission of Nuclear Security and Safeguards (CNSNSG), Mexico, 2000.
- [3] “Laguna Verde Nuclear Power Station, Unit 1”, Plant Technical Specification, Laguna Verde, 2000.
- [4] “Radiation Embrittlement of Reactor Vessel Material”, US-NRC Regulatory Guide 1.99, Rev. 2. 1998, US-NRC: Washington, pp. 1.99-1 – 1.99-10, 1988.
- [5] G. L. Guthrie & W. N. McElroy, “LWR pressure vessel surveillance dosimetry improvement program”. Quarterly Progress Report: January 1982 – March 1982. NUREG/CR-2805, Volume 1, (HEDL-TME 82-18). Hanford Engineering Development Laboratory. Richland: Washington, 1982.
- [6] G. R. Odette & P. Lombrozo, “A physically statistically based correlation for transition temperature shifts in pressure vessel steel”, Transactions of American Nuclear Society. Vol. 44, pp. 224-235, 1983.
- [7] W. Marshall, “An assessment of the integrity of PWR pressure vessels”, Study Group Report, Services Branch, United Kingdom Atomic Energy Authority: London, 1976.
- [8] W. E. Vesely, et al., “The OCTAVIA Computer Code: PWR Reactor Pressure Vessel Failure Probabilities Due to Operationally Caused Pressure Transients”, NUREG-0258. US Nuclear Regulatory Commission, Washington: DC., 1978.
- [9] F. A. Simonen, I. Jonson, A. M. Liebetrau, D. W. Engel, and E. P. Simonen, “VISA-II: a Computer Code for Predicting the Probability of Reactor Pressure Vessel Failure”, NRC FIN B2853. US Nuclear Regulatory Commission, Washington, 1986.
- [10] P. E. Becher & B. Hansen, “Statistical evaluation of defects in welds and design implications”, Danish Atomic Energy Commission Research Establishment and Danish Welding Institute, Copenhagen: Denmark, 1974.

- [11] P. E. Becher & A. Pedersen, "Application of statistical linear elastic fracture mechanics to pressure vessel reliability analysis", Nuclear Engineering Design, vol. 24, pp. 413-425, 1974.
- [12] G. M. Jouris & D. H. Shaffer, "A procedure for estimating the probability of flaw nondetection", Nuclear Engineering Design, vol. 48, pp. 517-521, 1978.
- [13] W. Scmitt & R. Wellein, "Model of the flaw size distribution in welds", Nuclear Engineering Design, vol. 71, pp. 293-294, 1982.
- [14] F. Nilsson, "A model for fracture mechanical estimation of failure probability of reactor pressure vessels", Proc. of 3rd Int. Conf. on Pressure Vessel Technology, Tokyo: Japan, 1977.
- [15] Deformation and Fracture Mechanics of Engineering. Richard W. Hertberg. Wiley (John Wiley Sons.)
- [16] Probabilistic Structural Mechanics Handbook. Edited by C. (Raj) Sundararajan. Chapman and Hall
- [17] Introduction to Fracture Mechanics. Kare Hellan. Mc Graw Hill

Probabilistic Fracture Mechanics Analysis of Nuclear Reactor Pressure Vessel

Alexander Balankin, Erika Hernández

*Sección de Estudios de Posgrado e Investigación,
Escuela Superior de Ingeniería Mecánica y Eléctrica
Instituto Politécnico Nacional, México D.F. 07738*

Jesús Hidalgo

Comisión Nacional de Seguridad Nuclear y Salvaguardias

1 Abstract

In this work we report the results of probabilistic fracture mechanics analysis of reactor pressure vessel of the Unit-1 of the nuclear power plant *Laguna Verde*. The probabilistic fracture mechanics evaluation of the BWR vessel was performed as part of the development of Risk Informed In-service Inspection Program, adopted for the nuclear power plant “*Laguna Verde*” in 2001.

2 Resumen

En este artículo presentamos los resultados del análisis de mecánica de la fractura probabilística de la vasija instalada en la Unidad-1 de la Central Nucleoeléctrica “*Laguna Verde*”. Este análisis fue parte de desarrollo del nueva programa de Inspección en Servicio Informada en el Riesgo, el cual esta implementado en la Central desde 2001.

3 Introduction

A stable supply of energy is essential to economic expansion in the 21st century, and this together with environmental problems like global warming should serve to increase the need for nuclear electric power generation. Ever since electricity began to be generated by nuclear power, the pursuit of cost efficiency with safety as a prime condition has been a great challenge in development work. In nuclear power plants for which plant cost is large compared to fuel cost, the scale effect has been the most effective means of improving cost efficiency, and the capacity of single reactors has been increasing using past results to build upon. At the same time, efforts have been paid to ensuring reliability with the aim of achieving high availability. This pursuit of cost efficiency will continue into the future. To achieve widespread use of nuclear electric power generation,

it is important that a flexible response be made to global characteristics and diversified needs. Nuclear power status around the world is given in **Table 1**.

Table 1. Nuclear electricity generation around the world as of Mach 2000 [1].

Country	Reactors in operation		Reactors under construction		Share of electricity generation
	No. units	Total net MWE	No. units	Total net MWE	
USA	104	97,145	-	-	19.54%
France	59	63,103	-	-	75%
Japan	53	43,691	4	4,515	36%
UK	35	12,968	-	-	28.87%
Russia	29	19,843	4	3,375	14.41%
Germany	20	22,282	-	-	31.21%
Ukraine	16	13,765	4	3,800	43.77%
S. Korea	16	12,990	4	3,820	42.84%
Canada	14	9,998	-	-	12.7%
Sweden	11	9,432	-	-	46.8%
India	11	1,897	3	606	2.65%
Spain	9	7,470	-	-	30.99%
Belgium	7	5,712	-	-	57.74%
Slovakia	6	2,408	2	776	47.02%
Bulgaria	6	3,538	-	-	47.12%
Taiwan	6	4,884	2	?	?
Switzerland	5	3,079	-	-	36.03%
Czech	4	1,648	2	1,824	20.77%
Finland	4	2,656	-	-	33.05%
Hungary	4	1,729	-	-	38.50%
China	3	2,167	7	5,420	1.15%
Lithuania	2	2,370	-	-	73.11%
S. Afr.	2	1,842	-	-	7.41%
Mexico	2	1,308	-	-	4.98%
Argentina	2	935	1	692	9.04%
Slovenia	1	632	-	-	36.23%
Romania	1	650	1	650	10.69%
Netherlands	1	449	-	-	4.02%
Armenia	1	376	-	-	36.36%
Brazil	1	626	1	1,129	1.32%
Pakistan	1	125	1	300	1.2%
Iran	-	-	2	2,111	-
World Total	436	351,718	38	31,718	22%

Through December 2001, nuclear power plants generated 767.3 billion kilowatt-hours (bkWhrs) of electricity, 1.8% above the record-setting year-end generation of 2000. Through December 2001, U.S. net electricity generation was 3764.6 bkWhrs, roughly – 0.7% lower than the same 12-month period in 2000. Coal-fired plants produced more than half (51.6%) of this electricity. This was followed by nuclear (20.4%), natural gas (16.5%), hydro (5.8%), oil (3.4%), and renewables (2.3%). Through January 2002, the industry’s average net capacity factor—a key indicator of plant performance—reached 98.5%. This figure is 2.4% higher than the same 1-month period in 2001. When compared to the top five nations currently producing nuclear generated electricity, the U.S.’ year-to-date gross capacity factor ranks second, behind Germany’s 97.4%. The industry’s vision for the year 2020 for safe, reliable, competitive, environmentally sound nuclear energy calls for the addition of 50,000 megawatts of electricity to the U.S. power supply from new nuclear plants and an additional 10,000 megawatts from improvements to existing nuclear plants.

Mexico has been utilizing nuclear energy since 1990. The *Laguna Verde* Nuclear Plant is located at Laguna Verde (Green Lagoon), 70 km to the NNO of the city of Veracruz. It is a two-unit plant, and both units are 682 MWe Bolding Water Reactors (BWR-5), featuring a Mark II pressure suppression containment system manufactured by General Electric. BWR-5 vessels are fabricated to extremely high quality standards for pressure vessels (*ASME Code, Section III, class I, NB-3200*) and the inspections performed during fabrication provide very high assurance that the vessels are free of manufacturing defects potentially detrimental to vessel integrity. Unit 1 started commercial operations in July 1990, and Unit 2 in April 1995.

Careful planning, good engineering and design, strict licensing and regulation, intensive training of operators, and thorough environmental monitoring help to ensure that nuclear power plant *Laguna Verde* operate safely.

Power plants that make electricity from nuclear energy are not very different from other kinds of power-producing plants. First, water is heated and becomes steam. The high-pressure steam turns the blades of a turbine, which spins the shaft of a huge generator. Inside the generator, coils of wire and magnetic fields interact to create electricity. The main difference is that in conventional power plants, the water is heated by fossil fuels such as coal, natural gas, or oil. In nuclear power plants, the water is heated by the energy from a process called nuclear fission.

Boiling Water Reactor (see [Figure 1](#)) boils water so that it is converted to steam. The steam drives a turbine connected to a generator before being recycled back into water by a condenser and used again in the heat process. Even in non-emergency conditions this water may contain small amounts of radioactive fission products.

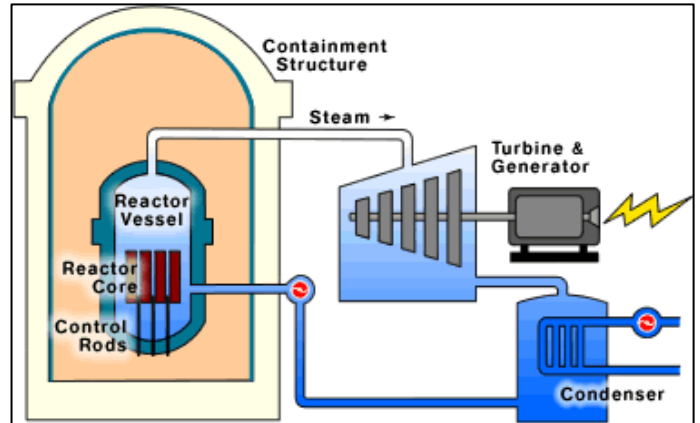


Figure 1. The scheme of Bolding Water Reactor [2].

Ever since electricity began to be generated by nuclear power, the pursuit of cost efficiency with safety as a prime condition has been a great challenge in development work. In nuclear power plants for which plant cost is large compared to fuel cost, the scale effect has been the most effective means of improving cost efficiency, and the capacity of single reactors has been increasing using past results to build upon. At the same time, efforts have been paid to ensuring reliability with the aim of achieving high availability.

Nuclear accidents occasionally occur, making people more concerned about the safety of nuclear power plants. To many, the term "nuclear power plant accident" brings to mind the accidents that have occurred at the Three Mile Island and Chernobyl sites. The purpose of this unit is to provide information concerning methods used to minimize the possibilities for these accidents and actions to be taken to minimize their effects on the public. Three Mile Island and Chernobyl accidents involved the release of radioactive material and initiated radiological emergency management efforts. Not every accident at nuclear plants results in public radiation exposure. Even serious accidents could occur without public exposure. Examples of some nuclear accidents which have occurred at nuclear power plants and other nuclear facilities are reported in [3]. Design basis accidents were defined and safety systems incorporated into the design to respond to these accidents. The defense-in-depth approach used in designing U.S. nuclear plants ensures that most accidents will not result in the release of radioactive

materials. As a result of the accidents at Three Mile Island and to a lesser extent Chernobyl, most countries have taken additional steps to control the risk from core damage accidents.

In general, risk methods were not explicitly considered in the regulatory process although the selection of design basis accidents does implicitly include consideration of their risk potential. The original regulatory process in most countries appears to be largely based upon deterministic criteria where the intent was to ensure safety with multiple layers of defense-in-depth. In some countries, risk methods have been incorporated into the regulatory process either by rules or by providing regulatory guidance. In some cases, this has resulted in plant modifications or changes in procedures. High level quantitative safety goals which define an acceptable level of safety have also been established in some countries [3-5]. All of these goals have a probabilistic basis and in some cases involve deterministic considerations. However, the way in which the goals are used, differs between countries. In most cases, nuclear plants do not have to demonstrate that they have achieved the numerical goals. Other countries have not incorporated risk considerations directly into the licensing and regulatory processes because they believe that the current level of safety achieved by the existing regulations is adequate. However, even though the current level of safety is acceptable severe accident studies and probabilistic safety assessments are being performed in these countries [3]. Plant modifications or changes in procedures and accident management guidance resulting from these studies have been made by utilities on a voluntary basis [3, 6].

The reactor pressure vessel is unique in the plant design basis in that its failure could not be compensated by engineering backup systems. Thus, the greatest assurance must be given that failure is not credible under any conceivable situation. Traditionally, regulations of the design and operation of all engineering systems have been based on conventional engineering criteria and (deterministic) fracture mechanics evaluation. However, in practice, in the prediction of the system behavior from the point of view of possible failures we are severely limited by the fact that we do not know with arbitrary accuracy the evolution equations and the initial conditions of the real system. So, the absolute safety of a structure cannot be guaranteed, because of: a) the inability to obtain and express the in-place material properties accurately; b) the unpredictability of future loading conditions; and c) the use of simplified assumptions in predicting the behavior of the structure due to the loading under consideration. In fact, in any engineering program, safety margins are applied to the design and operation of a system. These

safety margins and accompanying engineering assumptions are intended to account for uncertainties, but in some cases can lead to operational and design constraints that are excessive, costly, and could deter from safety. On the other hand, insufficient safety margins may require additional attention in in-service inspection activity.

Requirements in the *Section XI of the American Society of Mechanical Engineers Boiler and Pressure Vessel Code* [7] are cited within the United States Code of Federal Regulations for the In-service Inspection of commercial nuclear power reactor pressure vessels. Specifically, a final rule was published by US Nuclear Regulatory Commission in 1992 that requires licensees to perform volumetric examinations of essentially 100% of the RPV shell welds, on an “expedited” basis. In this case “expedited” means during the inspection interval when the rule was published or during the first period of the next inspection interval. The term “essentially 100%” is defined as 90% of the examination volume of each weld. These vessel examination requirements are a substantial increase in scope and frequency relative to previous requirements as shown in **Table 2**.

Table 2. ASME Section XI requirements for volumetric examination of reactor pressure vessel shell welds.

Applicable Code Year and Addenda	Extent and Frequency of examination for Shell Welds in Pressure Reactor Vessels
1970 to Winter 1975	10% of vertical welds and 5% of circumferential shell each interval. For beltline region increase to 50% for areas receiving high neutron fluence.
Winter 1975 to Winter 1982	100% of all welds in first interval. For successive intervals: 100% of one vertical and one circumferential weld in beltline region
Winter 1982 to Winter 1988	No change for first interval. For successive intervals: 100% of one beltline region weld.
Winter 1988	100% of all shell welds each 10-year interval.

In actual truth, the currently mandated full examination coverage of the beltline welds in many BWR vessels is not possible because of complex geometric configurations that impose many access difficulties. Moreover, the requirement of “essentially 100% weld evaluation during the 40 month inspection period” was never been fulfilled for BWR vessels. Actually, the Risk Informed In-service Inspection Program is only viable alternative admitted by US Nuclear Regulatory Commission [8]. Risk Informed In-service Inspection Programs permit the shift of inspection and maintenance resources to provide a higher level of coverage on the high risk items and appropriate effort on lower risk equipment, resulting

in an improvement of plant availability and reliability. A typical safety goal for the vessel is that the mean failure frequency shall not exceed 10^{-6} per year [9]. These failure probability levels maintain the current deterministic safety levels in the acceptance criteria of Section XI.

Risk is a measure of total probable impact failure. The need to incorporate uncertainties in an engineering design has long been recognized. Because of the stochastic nature of many of the uncertainties, probabilistic approach, as opposed to a deterministic approach, is better suited for life expectancy prediction. Thus the probability of structural failure can be limited to a reasonable level maintained by a risk-informed in-service inspection program. Today, risk-informed technologies and probabilistic design are widely adopted in civil structural design, aircraft and aerospace design, nuclear power plant risk and inspection planning, and in the risk-based maintenance management of oil/gas pipelines.

There are three basic ways to assess risk. The simplest approach is to extrapolate past failure date and experience while ignoring explicit mechanical and physical details of the system. Such a statistical analysis is called the “data-base” approach that has been used, for example, by Feudenthal [10, 11]. The second approach deals with probabilistic engineering analysis whereby probabilistic fracture mechanics is included as a subset [12]. In this case the statistical variations of each model parameter are quantified and combined to compute safety or risk. The third approach is known as combined analysis both the data base and probabilistic fracture mechanics approaches [13].

Nuclear Plant owners and regulators have recognized the value of risk informed approaches to develop inspection strategies as an alternative to current prescriptive rule-based approaches. Risk informed methods have been applied to define an effective inspection strategy for several US nuclear plants in a pilot study aimed at demonstrating the method, identifying the risk reduction associated with inspection strategies, and obtaining actual results needed for regulatory review and acceptance. This development effort and the pilot studies have resulted in development and demonstration of useful models for evaluating the risk reduction that can be achieved through application of alternative inspection strategies. The inspection effectiveness defined as the effectiveness of selecting the most risk significant location and applying appropriate inspection methods, is a key element of the model. In current practice, the reactor vessel integrity assessments are typically performed with probabilistic fracture mechanics methods using assumptions of key input parameters describing the severity and frequency of

loads, material properties, the presence of defects, and the effectiveness of inspections.

The aim of probabilistic fracture mechanics analysis of pressure reactor vessels is to develop a recommendation for modifying the current inspection requirements to reduce the cost and radiation exposure associated with in-service inspections and to demonstrate that this modifications would result in negligible changes in risk. Moreover, elimination of negligible value inspections not only lowers cost and radiation exposure, it also allows utilities to apply these resources to more risk significant locations. Implementation of appropriate in-service inspection technology is therefore facilitated greatly when the connection to safety or reliability is well known.

There is clear evidence in all countries surveyed that probabilistic risk assessment methods have become an important part of the safety evaluation and management processes in support of regulation. Over many years, in an evolutionary and steady way, the probabilistic approach has woven its way into the regulatory fabric and this has enhanced more realistic and informed decision making.

In Mexico, probabilistic safety assessment started in the late 1970s with reliability analyses of highly engineered systems, and the development of computerized tools for probabilistic safety assessment analysis. Since then, there has been increasing interest in the insights that a probabilistic safety assessment can provide, and about probabilistic safety assessment-based regulation. The subject of the probabilistic safety assessment studies is the Laguna Verde Nuclear Power Plant. Four institutions have been, and are, involved in activities related to probabilistic safety assessment and probabilistic safety assessment-based regulation, based on their interest in promoting, evaluating, and improving nuclear safety in Mexico: 1) the utility, *Comisión Federal de Electricidad* (CFE), 2) the regulatory body, *Comisión Nacional de Seguridad Nuclear y Salvaguardias* (CNSNS), 3) a research institute, *Instituto de Investigaciones Eléctricas* (IIE), and 4) another research institute, *Instituto Nacional de Investigaciones Nucleares* (ININ). The *International Atomic Energy Agency* has supported some of this work by providing experts who advise on, and review the developments, and by organizing workshops.

By the middle 1980s, a probabilistic safety assessment was carried out for Unit-1, the objective of which was to identify the dominant accident sequences, and to develop a plant model to detect design and operational aspects with the potential for cost-effective safety improvements. In 1989, the regulatory body imposed a Plant-Specific Examination Program as a licensing requirement. As part of

this requirement, a Level 2 probabilistic safety assessment was started by the beginning of the 1990s, and it is now being reviewed. A Level 2 probabilistic safety assessment analyzes accidents from core damage up to failure of the containment. In addition, external events analyzes have started on fires as well as on internal floods. Several other activities are currently ongoing.

The Management of Nuclear Security of the National Commission of Nuclear Security and Safeguards (CNSNSG) began in 1998 a study of feasibility of the application of the risk in-service inspection, in the nuclear power plant *Laguna Verde* [14]. The objectives of this research were to evaluate the current inspection requirements, formulate recommendations for alternative inspection requirements, and provide a technically justified basis for these recommended requirements. In this work we report the results of probabilistic fracture mechanics analysis of reactor pressure vessel of the Unit-1 of the nuclear power plant *Laguna Verde*.

4 Development

The possibility of a fracture of a reactor pressure vessel has always been considered as a problem of central concern and has indeed been one of the driving forces behind the development of fracture mechanics. Fracture events in other components are also of significant interest although less critical than a pressure vessel failure. As nuclear reactors age these concerns may increase due to irradiation embrittlement and the possible occurrence of service induced defects. Although the fracture mechanics methodology has experienced tremendous advance during the last two decades, still a number of problems remains to be solved. One group of problems falls mainly under the general heading of whether transferability can be relied upon. The goal of fracture mechanics is to enable predictions of initiation and propagation of growth of existing or postulated cracks of given configurations in structures of arbitrary shapes. It should be possible to base a prediction on results from experiments performed on specimens of the same material, but with a geometry that differs from the one under consideration. It is here to be understood that the environmental conditions such as for instance temperature should remain the same. This concept of transferability of fracture mechanics results is central to the success of fracture mechanics. If we can rely on the transferability, results from experiments conducted on small laboratory specimens can be used to predict the fracture behavior of a large structure for which an assessment is desired. Complicated, occasionally impossible, full scale testing is thus avoided [15].

There can be numerous uncertainties involved in performing an assessment of vessel performance. Moreover, some data are not available to address all these uncertainties adequately, so that meaningful predictions of performance can be made. There are two general methods of addressing uncertainties when predicting the performance of reactor vessel: deterministic and probabilistic. In the deterministic approach, conservative data and conservative assumptions in mechanics degradation models and algorithms are employed to predict typically one very conservative performance attribute. Sometimes this result could be unacceptable relative to design or performance improvement goals. In this case, the probabilistic approach provides an attractive or supplement to the conventional deterministic methods. By considering the range and effects of key uncertainties, a more realistic assessment of vessel performance can be made. Moreover, the effects of individual uncertainties can be quantified and used to identify which mitigative actions or additional information would be most beneficial in reducing the probability of unacceptable vessel performance.

The significant use of probabilistic methods for the licensing and design of nuclear power plant facilities has occurred only in the last 20 years. At the plant level, probabilistic risk assessment can be used to quantify a manage the risk of adverse effects of pressure vessel or piping features either as isolated events or in combination with other component or subsystem failures. Probabilistic risk assessment is the scientific process of evaluating the likelihood of adverse effects, such as injury, environmental damage, or financial loss at the system or plant level. It is used primarily for loss prevention and to identify where design or procedural changes are required to reduce the risk of unacceptable consequences to a tolerable level. Probabilistic risk assessment can also be used to reduce the uncertainty in defining which components and failure modes are most concern relative to their potentially adverse consequences [16].

4.1 Vessel characteristics

Both vessels (see [Figure 2](#)) of the nuclear plant *Laguna Verde* are manufactured of ferritic carbon steel (with Mg and Mo) plates of thickness of 12.7 cm. The inner diameter of the vessel is 5.18 m and the vessel height is 18.14 m. Due to the large vessel size required to accommodate the internal re-circulation components in the BWR-5, the vessel shells and heads are fabricated from rolled plate segments joined by full penetration welds. The inner vessel surface is recovered by the austenite stainless steel (SS-304). The cladding thickness is 3.17 mm. All

nozzles except recirculation nozzles are unclad to improve the capability for inspection of the nozzle to shell weld by ultrasonic testing.

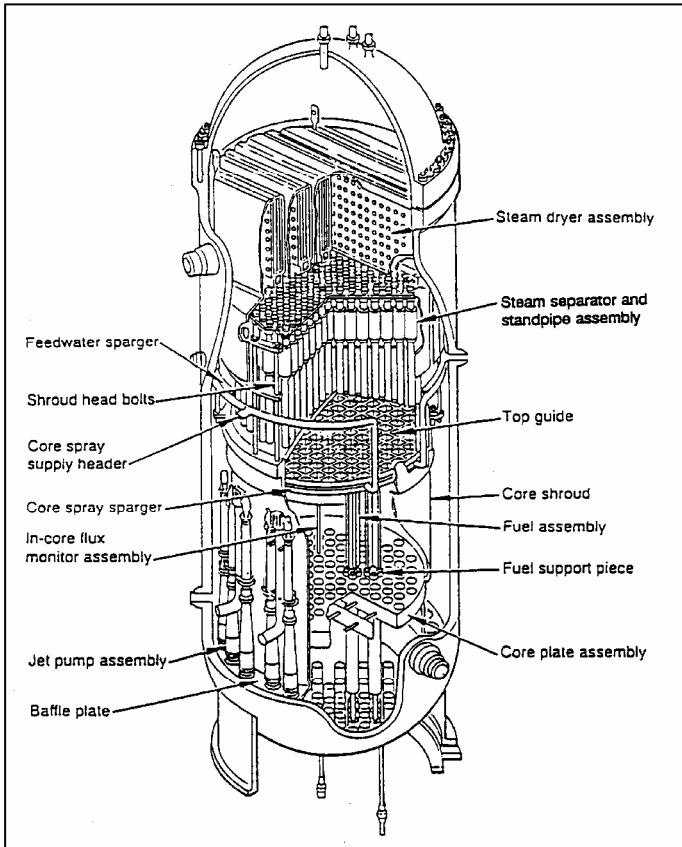


Figure 2. Arrangement of boiling water reactor internals [17]. In a boiling water reactor, light water plays the role of moderator and coolant, as well. Part of the water boils away in the reactor pressure vessel, thus a mixture of water and steam leaves the reactor core. The so generated steam directly goes to the turbine, therefore steam and moisture must be separated (water drops in steam can damage the turbine blades). Steam leaving the turbine is condensed in the condenser and then fed back to the reactor after preheating. Water that has not evaporated in the reactor vessel accumulates at the bottom of the vessel and mixes with the pumped back feed-water. The reactor pressure vessel contains the fuel assemblies, control rods and the reactor's internals.

The schematic of vessel nozzles and welds is shown in Figure 3. The vessel shell is fabricated from four cylindrical shell courses joined by circumferential full penetration welds. Each individual shell course is fabricated from two rolled plates joined by full penetration longitudinal welds. Weld seams are located to avoid intersection with a nozzle forging weld, and to minimize the number of welds within the beltline region. One can see that only one circumferential weld and portions of four longitudinal welds of the adjacent shell course are marginally within the beltline region.

Weld compositions differ from the base metal, and may vary significantly even within the same weld.

The weld chemistry in the weld material depends highly on the material heat and flux used in the welding process. The copper and nickel contents were determined for each weld and for each shell plate after vessel fabrication (see Tables 1 and 2).

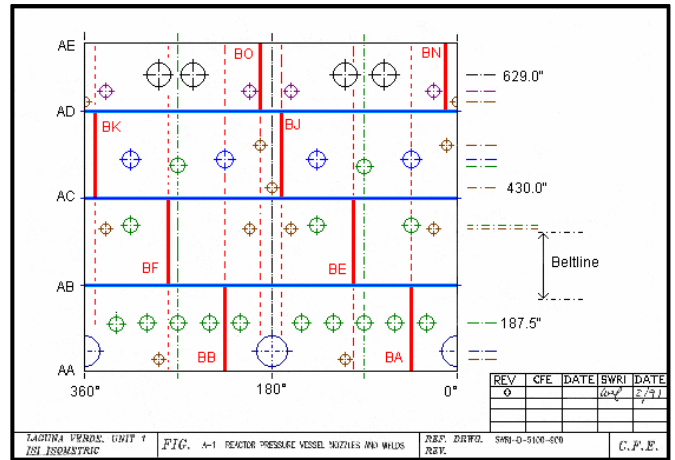


Figure 3. Vessel nozzles and welds of the Unit-1 vessel [18].

Table 3. Chemistry and the specific parameters of Unit-1 reactor vessel shell plates [19].

Plate	Cu %	Ni %	CF	RT _{NDT} °F	ΔRT _{NDT} °F	ART _{NDT} °F
Plate 1	0.15	0.51	105	-20	28.8	62.0
	0.15	0.51	105	8	28.8	90.0
	0.15	0.49	104	-20	34	69.7
Plate 2	0.15	0.49	104	-20	34	69.7
	0.12	0.52	81	-20	27	57.4
	0.08	0.82	51	-2	11.9	37.7
	0.07	0.66	44	-20	10.3	14.2

Table 4. Chemistry and the specific parameters of Unit-1 reactor vessel shell welds [19].

Weld	Cu %	Ni %	CF	RT _{NDT} °F	ΔRT _{NDT} °F	ART _{NDT} °F
BA, BB	0.03	0.9	42	-6	11.3	31.4
	0.03	1.06	41	-6	11.3	31.4
	0.06	0.9	82	-48	22.5	26.9
	0.06	1.08	82	-24	27.3	63.9
BE, BF	0.09	0.9	122	-38	40.6	83.4
	0.03	0.94	41	-22	13.6	21.9
	0.03	1.00	41	-50	13.6	-6.1
	0.07	1.2	95	-36	31.6	65.8
AB	0.03	0.98	41	-50	11.3	-12.6
	0.04	0.95	54	-50	14.8	-0.7
	0.03	1.0	41	-50	11.3	-12.6
	0.06	0.92	82	-50	22.5	24.9
	0.01	1.00	20	-50	5.5	-31.7

The mean copper content is varied in the range of 0.07 to 0.15 weight percent for shell plates and of

0.11 to 0.35 weight percent for welds. Nickel content varies from 0.64 to 0.75 for different welds, and from 0.49 to 0.82 for shell plates. The corresponding standard deviations were also determined for each weld (plate).

Both reactor vessels of the plant *Laguna Verde* were subjected to several forms of inspection before being placed in service. These inspections were performed to assure that fabrication methods had not created significant flaws in the vessel pressure boundary. The different types of fabrication inspection were applied to shell welds, these are, specifically, radiographic examination, ultrasonic testing, and magnetic particle testing. Cladding was inspected by penetrant testing. Accordingly, it is highly unlikely that significant fabrication flaws could have escaped detection and subsequently entered service [18].

Reactor vessels of the plant *Laguna Verde* were subjected to hydro-test at the pressure of 1.25 times the vessel design pressure after fabrication. The second, post-installation hydro-test of the Unit-1 vessel was performed in 18 of March, 1990.

In accordance with the requirements of *Section XI of the ASME Boiler and Pressure Vessel Code*, reactor vessel shell and nozzle welds must be inspected once in each inspection interval of 10 years. In fact, only 83.25% of longitudinal and 39.6% circumferential welds of the vessel of the Unit-1 were inspected in ten years. These inspections have been performed at large cost and considerable personnel radiation exposure, yet have detected only a small number of innocuous, subsurface indications with no potential impact on plant safety.

4.2 Fracture resistance parameters for vessel materials

The reactor vessel is manufactured of ferritic carbon steel [18] selected for their medium strength, high toughness and good weldability. In the presence of a flaw, a material resistance to fracture is controlled by a material fracture toughness. The key parameter which characterizes the fracture toughness of a material is the reference temperature of nil-ductility transition (RT_{NDT}), the temperature below which failure occurs in a non-ductile, brittle manner.

Initial RT_{NDT} is established from Charpy impact tests instead of fracture toughness tests using compact tensile specimens. It should be pointed out that initial weld RT_{NDT} are typically lower (better) than those of the plates they connect. The Charpy impact test used for establishing the initial RT_{NDT} exhibits variable results because of metallurgical inhomoge-

neities and because of variability from measurement methods. Typically, a normal distribution is assumed to variations in the initial RT_{NDT} data.

A data base for fracture toughness of pressure vessel steels has been developed by nuclear industry, and this data base is recommended for estimating initiation (K_{IC}) and crack arrest (K_A) fracture toughness. Fracture toughness is statistically distributed because it is affected by inhomogeneous characteristics of the steel. In a purely empiric manner, the mean values of fracture toughness for crack initiation and arrest as a functions of temperature may be adjusted as [20]:

$$K_{IC} = \begin{cases} 39.8 + 54.3e^{0.0187(T-RT_{NDT})}, & T - RT_{NDT} \leq 10^\circ\text{C} \\ 60.6 + 30.8e^{0.0385(T-RT_{NDT})}, & T - RT_{NDT} > 10^\circ\text{C} \end{cases}$$

and (1)

$$K_A = \begin{cases} 21.9 + 48.2e^{0.01787(T-RT_{NDT})}, & T - RT_{NDT} \leq 10^\circ\text{C} \\ 77.03 + 7.14e^{0.03528(T-RT_{NDT})}, & T - RT_{NDT} > 10^\circ\text{C}, \end{cases}$$

where K_{IC} and K_A are measured in $MPa\sqrt{m}$.

Historically, the ASME reference equations (1) are treated as deterministic lower bound curves of fracture toughness. In fact, these curves are lower bound curves based on specific sets of data. Wallin [21] applied the master curve approach in developing a statistical lower bound estimate of the ASME curves. Wallin's analyses established that the 5% lower bound master curve has the same inherent safety as the original K_{IC} reference curve. This 5% tolerance bound toughness translates to a mean toughness minus 1.96 times the standard deviation (using a one tail standard normal deviate for a 2.5% tolerance band). This tolerant bound produces the correction for partial safety factor on mean toughness for the lower bound K_{IC} curve (1).

The distributions of K_{IC} and K_A about their mean values are generally assumed to be normal. Local properties, near a flaw tip, strongly influence the propagation of a given flaw. Therefore, propagation cannot be predicted precisely because the local properties cannot be defined precisely.

At the same time, microscopic considerations suggest that there are the correlations between the initiation and arrest toughness values at a particular location in the vessel wall. The correlations between the initiation and arrest toughness can be taken in account using the following equations [22]:

$$K_{IC} = K_{IC}^{mean} + SD(K_{IC}) \times \left(C(K_A) + R_N \sqrt{1 - C_{CA}^2} \right),$$

and (2)

$$C(K_A) = \frac{C_{CA} \times (K_A - K_A^{mean})}{SD(K_A)},$$

where the correlation coefficient C_{CA} can be varied between 0 and 1, and R_N is a normal random variable. A value of C_{CA} equal to 0 implies no correlation in sampled values of K_{IC} and K_A ; alternatively, $C_{CA} = 1$ implies a perfect correlation.

Another mechanical parameter of importance is the material yield strength which, commonly, is assumed to be constant [22, 23]. Following welding, vessels are tempered and stress relieved, typically at about $620 \pm 15^\circ\text{C}$ for about 30 h, resulting in as-fabricated yield stress values of about 475 ± 50 MPa [24].

4.3 Irradiation embrittlement

The reactor vessel is exposed to additional hazards due to neutron irradiation, which leads to neutron embrittlement of plates and welds. Due to this, the toughness of materials decreases. This is further compounded by the increase in the nil-ductility transition temperature (T_{NDT}) of the material. Both these factors contribute to the reduction in safety margin against brittle fracture. So, neutron irradiation embrittlement could limit the service life of some of the reactor-pressure vessels in existing commercial nuclear-power plants. Improved understanding of the underlying causes of embrittlement has provided regulators and power-plant operators better estimates of vessel-operating margins.

The irradiation alters the mechanical properties of vessel materials as the vessel ages. The primary mechanism of embrittlement is the hardening produced by nanometer features that develop as a consequence of irradiation. The key embrittlement processes, illustrated in Figure 4, include [24]:

1. Generation of lattice defects in displacement cascades by high-energy recoil atoms from neutron scattering and reactions. The primary defects are in the form of single and small clusters of vacancies and self-interstitials (Figure 4a).
2. Diffusion of primary defects also leading to enhanced solute diffusion and formation of nanoscale defect-solute cluster complexes, solute clusters, and distinct phases, primarily copper-rich precipitates (Figure 4b).
3. Dislocation pinning and hardening by these nanofeatures (Figure 4c).
4. Hardening-induced ΔT_{NDT} shifts (Figure 4d and e).

Sub-models of these processes can be combined to model ΔT_{NDT} as a function of the key metallurgical (Cu , Ni , P , \dots), and irradiation (F , $F_{(>1)}$, $F_i \dots$) variables [25-28]. Plant-specific surveillance data are

usually not sufficient to predict ΔT_{NDT} . More commonly, the ΔT_{NDT} are evaluated using regulatory equations based on a large collection of surveillance data from many plants. The ΔT_{NDT} is controlled by many variables. Single-variable, test reactor studies show that ΔT_{NDT} also depends on a number of other variables including manganese content and final heat-treatment conditions [26]. Predictive models must also account for strong synergistic interactions between variables, such as copper nickel. Fortunately, basic mechanistic research has provided much improved understanding and physically based models of embrittlement that have improved statistical data correlations [25, 26].

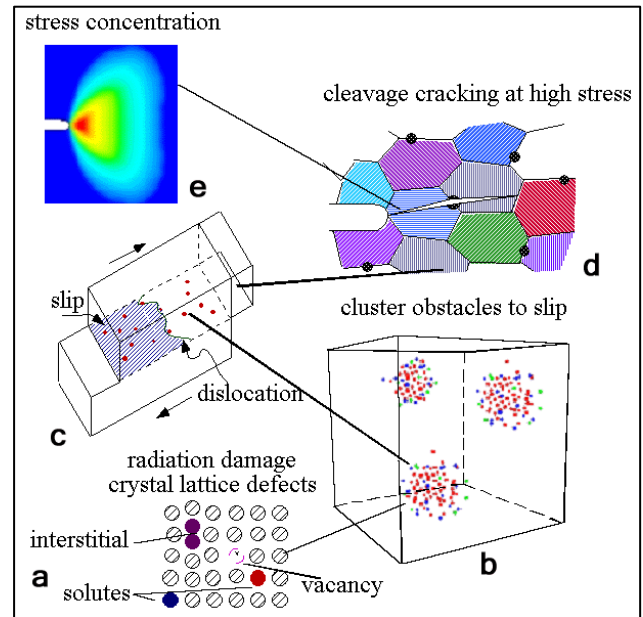


Figure 4. An illustration of the sequence of basic embrittlement processes [24]: (a) creation of primary radiation damage defects; (b) formation of nanoscale solute and defect clusters (iron atoms not shown); (c) pinning of dislocations and hardening by nanofeatures; (d) hardening enhanced cleavage fracture; at a (e) stress concentration.

Physically based, statistical fits to the U.S. surveillance database show that the changes of fracture toughness in the vessel materials are functions of product form (weld, plate, and forging), copper and nickel content, and the level of neutron fluence in the beltline region. The decrease in material fracture toughness can be estimated by (1), using the material adjusted reference temperature (ART_{NDT}). The ART_{NDT} for the material in the beltline can be calculated with the following equation [20]:

$$ART_{NDT} = InitialRT_{NDT} + \Delta RT_{NDT} + M, \quad (3)$$

where the initial RT_{NDT} is the reference temperature for the un-irradiated material as defined in Boiler and Pressure Vessel Code, the ΔRT_{NDT} is the mean

adjustment in reference temperature, and M is the margin term calculated as

$$M = 2(\sigma_I^2 + \sigma_\Delta^2)^{1/2}, \quad (4)$$

where σ_I and σ_Δ are the standard deviations of initial RT_{NDT} and ΔRT_{NDT} , respectively.

The US-NRC Regulatory Guide 1.99, Rev. 2 [20] gives individual shift equations for weld and plate materials. In both cases ΔRT_{NDT} is defined as the product of factors describing the effect of fluence and material chemistry:

$$\Delta RT_{NDT} = \frac{5}{9}(CF)(FF)^\circ C, \quad (5)$$

where CF is the chemistry factor and FF is the fluence factor.

The chemistry factor for the weld shift is given by the equation [20]:

$$CF_{weld} = 360Cu\{1 + 1.38[ERF[0.3(Ni - Cu)/Cu] + 1]\},$$

where the term ERF refers to the error function. The chemistry factor for plate materials was developed independently by Guthrie & McElroy [29] and Odette & Lombrozo [30]. In this work we calculate both factors and then take the greater of two factors.

While the master-curve method represents a revolutionary advance in establishing fracture toughness in the cleavage transition, it rests on a series of empirically based assumptions and faces a number of challenges related to its application to assessing the integrity of irradiated pressure vessels. Issues regarding the key assumptions include the validity of a universal master-curve shape as well as both statistical and constraint-mediated size effects. Issues associated with the use of the master-curve method in integrity assessments include the applicability to dynamic and arrest toughness, effects of irradiation on the master-curve assumptions, ties to the Charpy-based surveillance database, effects of realistic surface/shallow flaw configurations, and the reliability of data from archival-surveillance materials to represent actual vessel steels. Resolving these issues and providing a robust physical basis for the master-curve is an important objective of future research

The shift in the mean adjustment in reference temperature caused by irradiation (see equation (5)) calculated as [20]:

$$FF = F^{(0.28-0.11gF)}, \quad (6)$$

where F is the neutron fluence, measured in 10^{19} n/cm².

Accurate calculation of fluence values in the vessel beltline region is crucial for determining the effect of irradiation embrittlement on fracture toughness of the vessel materials. Figure 5 presents the fluence at the inside vessel surface (F_0) in the beltline region during reactor life-time.

The actual fluence at the inside surface of each vessel weld depends on the azimuthal angle of the weld relative to the fuel bundle configuration and the elevation of a particular location in the weld from the bottom of the active fuel. Therefore, the actual fluence in each weld could be very below the peak neutron fluence level. Furthermore, the attenuation of fluence through the vessel wall is based on an exponential model using equation:

$$F = F_0 e^{-\alpha x}, \quad (7)$$

where α is the attenuation constant and x is the depth. The ability to specify detailed spatial fluence variations can help to remote the conservatism from the analysis.

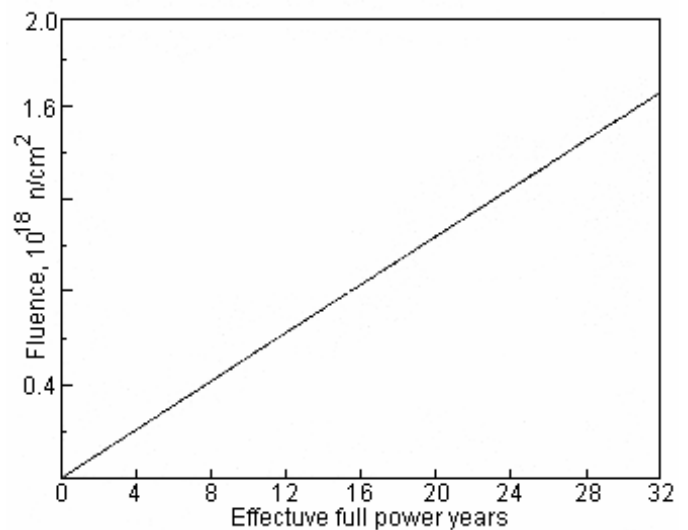


Figure 5. Fluence at the inner wall of vessel, in the beltline vs. effective full power years for the Unit-1 of the nuclear power plant Laguna Verde [19].

The safety assessment in nuclear power plants makes it necessary for pressure vessel steels to have very good mechanical properties, e.g. resistance against brittle fracture. The monitoring of neutron induced embrittlement is provided using Charpy impact tests on standard V-notch specimens (see Tables 5, 6). It is employed due to the small size of used specimens and for some historical reasons [31]. Material's ductile-to-brittle transition temperature can be easily characterized using this test (see Tables 5 and 6).

Table 5. Upper shelf Charpy data for RPV plates of Unit-1 [19].

Cu %	Actual data			Upper Shelf Values			%	T, °F
	Ft-lb			Ft-lb		%		
				F = 0	F = 5.5x10 ⁶ n/cm ²			
0.15	76	78	80	52	21	41	60	10
0.15	48	46	55	36	21	28	40	10
0.15	76	75	61	49	21	39	70	10
0.15	129	140	137	84	21	66	100	175

Table 6. Upper shelf Charpy data for RPV welds of Unit-1 [19].

Cu %	Actual data			Maximum Values			%	T, °F
	Ft-lb			Ft-lb		%		
				F = 0	F = 5.5x10 ⁶ n/cm ²			
0.06	115	108	104	104	17.5	86	100	150
0.09	31	36	38	38	20.0	30	40	-20
0.03	51	57	70	70	16.0	59	50	-20
0.07	118	99	124	99	18.5	81	100	175
0.025	56	60	65	65	16.0	55	40	10
0.06	37	39	40	40	17.5	33	30	-20
0.03	100	93	102	93	16.0	78	100	175
0.03	126	129	136	126	16.0	106	100	130
0.03	148	149	152	148	16.0	124	100	130
0.06	103	126	127	103	17.5	85	100	130
0.01	153	143	165	143	16.0	120	100	68

Reactor vessel beltline materials must have Charpy upper-shelf energy, in the transverse direction for base material and along the weld for weld material according to the ASME Code, of no less than 75 ft-lb (102 J) initially and must maintain Charpy upper-shelf energy throughout the life of the vessel of no less than 50 ft-lb (68 J), unless it is demonstrated in a manner approved by the Director, Office of Nuclear Reactor Regulation, that lower values of Charpy upper-shelf energy will provide margins of safety against fracture equivalent to those required by *Appendix G of Section XI of the ASME Code* [32].

The recently proposed master-curve method (*ASTM E1921-97*) provides a major opportunity to replace the current indirect and approximate CVN-based method for establishing irradiated toughness-temperature curves [33]. The master-curve method is based on the empirical observation of a universal mean toughness-reference temperature relation, $K_{mc}(T - T_0)$, that is physically superior to the current $K_{lr}(T - T_{NDT})$ approach. The reference temperature (T_0), indexed at a reference toughness ($100 \text{ MPa} \sqrt{m}$), can be measured with a relatively small number of relatively small fracture specimens. Further, the

master-curve method uses Weibull-based statistical procedures to evaluate bounding toughness-temperature curves at specified confidence levels. Statistical considerations are also used to adjust measured toughness values to a common thickness (25.4 mm) to account for specimen size effects. Relatively permissive constraint limitations on specimen size and statistical procedures for censoring invalid data appear to allow the direct use of pre-cracked Charpy bars. Techniques have been developed to permit the use of reconstituted broken Charpy specimens that could increase greatly the availability of steels from surveillance programs, thus enabling direct evaluation of irradiated toughness-temperature curves [24].

However, Charpy impact energy cannot be immediately used for safety assessment, since fracture toughness is required. Some empirical formulas have been developed, but no direct relationship was still found. When the specimens are tested in ductile-to-brittle transition region, cleavage crack initiation is preceded by ductile crack growth giving a large scatter to the values of fracture toughness and/or Charpy impact energy. Even if the cleavage initiation and propagation in steels containing isolated spheroid carbides are qualitatively well understood, no one from existing models can explain the sharp upturn in ductile-to-brittle transition region [34].

Despite progress in predicting irradiation embrittlement and recovery, a number of issues are not fully resolved or quantified. These include the role of product form; the effect of dose rate in the intermediate F regime; the maximum effective copper content as a function of details of thermal processing history; the effects of secondary variables and variable combinations currently not, or only crudely, accounted for (e.g., manganese or phosphorus); the magnitude and scatter in the stable matrix feature contribution, particularly at high F ; through-wall attenuation; the potential for forming late-blooming phases in low-copper steels; thermal embrittlement or other new phenomena that might occur at long-times or very high F , beyond the current database. Perhaps the most difficult issue is associated with material variability and the inherent uncertainties about the composition and properties of the steels in the reactor vessel itself [24].

While the master-curve method represents a revolutionary advance in establishing fracture toughness in the cleavage transition, it rests on a series of empirically based assumptions and faces a number of challenges related to its application to assessing the integrity of irradiated pressure vessels. Issues regarding the key assumptions include the validity of a universal master-curve shape as well as both statistical and constraint-mediated size effects. Issues as-

sociated with the use of the master-curve method in integrity assessments include the applicability to dynamic and arrest toughness, effects of irradiation on the master-curve assumptions, ties to the Charpy-based surveillance database, effects of realistic surface/shallow flaw configurations, and the reliability of data from archival-surveillance materials to represent actual vessel steels. Resolving these issues and providing a robust physical basis for the MC is an important objective of future research [24].

4.4 Flaw size distribution

During fabrication of the pressure vessel, cracks and other flaws are created near the vessel's inner surface. Among all of the parameters influencing the risk of vessel failure, the defect distribution plays a dominant role. At the same time, the size of probable flaws has the greatest uncertainty of the specific-vessel parameters. Difficulty arises in selection of defect size distribution because of the lack of statistical data and probability of non-destruction data.

The crack size distributions discussed in the literature are based on the experience of vessel fabricators and non-destructive examinations. The experience of vessel fabricators, however, does not lead directly to a quantifiable flaw distribution, and the non-destructive examinations are of limited utility since the flaws of interest are those of unknown size that were not detected. In the absence of any accepted rules for selecting flaw size, a variety of distribution functions have been employed by different investigators. They involve an exponential, Weibull, normal, log-normal, logistic, log-logistic, gamma and beta distributions.

Marshall [35] did a study on the number of manufacturing flaws and flaw size distribution. He and his collaborators at *AERE Harwell* have presented a "distribution of defects in the vessel when it enters service", which has been widely publicized. The distribution which bears Marshall's name is defined as

$$P(a) = A(a) \times B(a), \quad (8)$$

where $P(a)$ is the size distribution of cracks in the whole vessel, $A(a)$ is the average number of flaws per vessel of depth a after manufacture but before pre-service, no-destructive inspection by ultrasonic methods, and $B(a)$ is the probability that a flaw of depth a is not detected by the examination. The function $A(a)$ was determined using deformation from ultrasonic testing of 44 light-water reactors and, for larger values of a , experience with non-nuclear vessels. An estimate of $B(a)$ was obtained by calling upon the experience of over ultrasonic

operations experienced and qualified in this type of work. Estimates of the functions $A(a)$ and $B(a)$ given by Marshall [35] are

$$A^*(a) = 14.8 \times \exp(-4.06a), a > 0,$$

and

$$B^*(a) = 0.005 + 0.995 \times \exp(-2.88a), a > 0,$$

so that

$$P^*(a) = 0.074 \times \exp(-4.06a) + 14.73 \times \exp(-6.94a), a > 0$$

where the flaw depth a is given in inches.

$$\text{Since } \int_0^{\infty} A^*(a) da = 3.6,$$

$A^*(a)$ does not represent the distribution of a randomly selected flaw, but rather a distribution complicated by consideration of the number of flaws per vessel (after manufacturing and before non-destructive inspections).

$$\text{Since } \int_0^{\infty} P^*(a) da = 2.14,$$

the correct version of the Marshall distribution with an average flaw size of 0.14 inch (3.56 mm) has the form:

$$P(a) = 0.0346e^{-4.06a} + 6.88e^{-6.94a}, \quad (9)$$

which is found in the documentation for OCA-P, a probabilistic fracture mechanics code developed by Oca Ridge National Laboratory (see Figure 6). The Marshall flaw density is (1 flaw)/(35.31 ft³) or 1 flaw/m³ assuming a Poisson distribution.

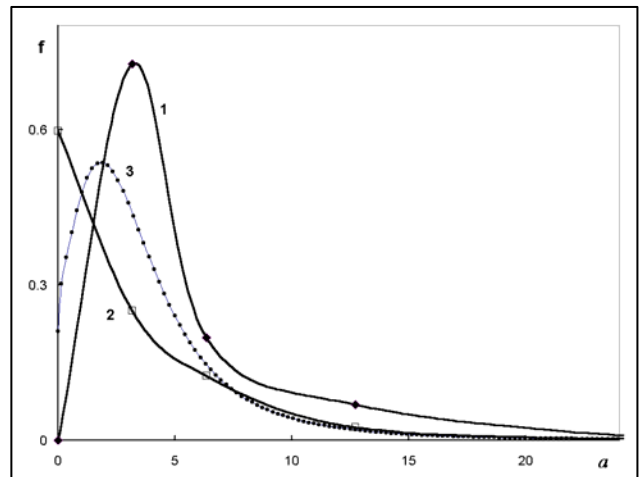


Figure 6. The Marshall (1), interpolated OCTAVIA (2), and log-logistic (3) flaw size distributions.

Vesely *et al.* [36] have proposed the so-called OCTAVIA flaw size distribution in PWR vessels. This

distribution is characterized as giving the probability that the deepest crack in the weld volume of the belt-line region fell into a particular crack-size interval. In this way, the OCTAVIA-distribution was used in the table form (see Table 7). Later, the OCTAVIA flaw size distribution has been modified by interpolating some additional size intervals and by adjusting for the difference in weld volume considered. The interpolation is accomplished by fitting a quadratic function through the last three points of the logarithm of the complemented cumulative OCTAVIA distribution (see Figure 6).

Table 7. Comparison of the interpolated OCTAVIA and the Marshall flaw size distributions.

Nominal flaw depth, mm	Flaw depth interval, mm	Probability interpolated OCTAVIA	Probability Marshall
0	0	0.597225	0
3.175	0 – 4.763	0.25	0.72614885
6.35	4.763 – 9.525	0.125	0.19853597
12.7	9.525 – 19.05	0.025	0.06946752
25.4	19.05 – 31.75	0.0022	0.00562507
38.1	31.75 – 44.45	0.000425	0.00022033
50.8	44.45 – 57.15	0.0001	0.00001118
76.2	57.15 – 82.55	0.000015	0.00000011
88.9	>82.55	0.000005	0.00000000

Becher & Hansen [37] have used radiography to measure the length of flaws in pressure vessels and have fit a log-normal distribution to those data. Flaw depth must be interfered from some assumed relationship between length and depth. A flaw distribution which takes into account the flaw length, as well as flaw depth was suggested by French in 1979 (see Table 8).

Table 8. Flaw distribution by depth and length developed by the French [22].

Nominal flaw depth, mm	Flaw size interval, mm	Nominal flaw length, mm	Probability
3.05	0 – 4.5	6	0.398273
3.05	0 – 4.5	18	0.5485565
3.05	0 – 4.5	60	0.047342
3.05	0 – 4.5	132	0.000902
7.62	4.5 – 10.5	6	0.000226
7.62	4.5 – 10.5	18	0.002555
7.62	4.5 – 10.5	60	0.001931
7.62	4.5 – 10.5	132	0.000180
17.78	>10.5	6	0.000000
17.78	>10.5	18	0.000005
17.78	>10.5	60	0.000007
17.78	>10.5	132	0.000014

Becher & Pedersen [38] used the shifted-exponential distribution $P(a) = 2.56e^{-2.56(a-0.1)}$, where a is given

in inches, to describe the flaw depth distribution. The value $a_0 = 0.1$ inch (2.54 mm) is a threshold; flaws of depth less than 0.1 inch are considered inconsequential. The basis of this distribution is obscure.

Jouri & Shaffer [39] also have proposed a shifted exponential distribution, but cite no data to support this suggestion. Schitt & Wellein [40] have proposed the use an exponential distribution on theoretical ground, but likewise, provide no data in support. Nilsson [41] has used the following truncated gamma distribution to model flaw depth $P(a) = 1.13a^{-0.956}e^{-a/0.0032}$, if $a > 0.00045$, and $P(a < 0.00045) = 0$. Units are given in meters. The value $a = 0.00045m = 0.45mm$ is taken as the truncation threshold. This distribution was obtained by Nilsson [41] from data reported by Becker & Hansen [38].

Discussed above flaw-size distributions are commonly used in the probabilistic fracture mechanics analysis of welds in pressure vessels. In terms of its effect on failure probability, flaw depth is a critical variable. When other parameters are held constant, the observed probability of vessel failure is almost directly proportional to the probability assigned to flaw depth in the critical range between 0.25 inches and 1.0 inch; flaws less than 0.25 inches (6.35 mm) in depth do not often result in failure, while flaws of depth greater than 1.0 inch (25.4 mm) are infrequent enough to have negligible effect.

Considerable uncertainty is associated with the selection of flaw-size distribution. There is no sound theoretical basis and little relevant data from which to determine flaw-size distribution. The data-based flaw-size distributions discussed above are derived from sparse and/or incomplete data. At least one case (the OCTAVIA) distribution) the distribution is obtained by quantifying “experience” and “expert engineering judgment” and is not supported by specific experimental measurements.

Several reasons exist for the uncertainty in relevant flaw-size data. First, there is the question of how quantifying flaw size and, in particular, the question of how many dimensions are required to adequately describes a flaw. It is generally acknowledged that depth is most important. Consequently, the size of a flaw is usually described by its depth, or its depth inferred from measurements of its length via assumption about its aspect ratio. There are attempts to describe flaw size in terms of both depth and length, or equivalently, in terms of depth and aspect ratio. However, except for the French distribution, those discussed above describe flaw size using only depth. A second reason for uncertainty in flaw size data is the difficulty of sizing flaws. Flaws with depth as

small as 0.25 inches can lead to vessel failure. However, with present non-destructive inspection methods, it is difficult to detect flaws smaller than 0.5 inches (depending upon through-wall location), and even more difficult to size them. The result is that flaw-size data tend to be biased in favor of larger (detectable) flaws. Even with destructive methods, which obviously cannot be used on in-service materials, it is difficult to identify all flaws of sufficient size, and to size them accurately. Thirdly, the distribution of flaw sizes differs by material and location. The distribution of flaw sizes for steel plate differs from that for weld metal. Under-clad flaws in heat affected zones are more likely than flaw in weld metal.

The use and interpretation of many widely-used flaw-size distributions is also complicated by [42]:

1. The probability that a flaw is detected during pre-service inspection, i.e., the before- and after-inspection flaw size distributions are often not clearly identified.
2. Flaw frequency or rate of occurrence, i.e., the number of flaws of any size per weld or vessel.

The situation is further complicated by the fact that relevant flaw size distributions are based not only on the probability that a flaw is detected, but also on the depth threshold below which flaws are regarded as insignificant.

As far as we know, the most achieved mathematical approach has been proposed by Foulds *et al.* [43] which gathered the key ingredients of a probabilistic model for reactor pressure vessel flaws. They used a maximum likelihood methodology:

1. They used the versatile Weibull distribution as flaw size distribution function.
2. They considered a threshold detection limit below which flaw sizes are considered unreliable.
3. They took into account the probability of detection of a flaw during a vessel inspection, from which they deduce an estimation of the true number of flaws using the observed number of flaws.
4. They introduced an additive flaw sizing error random variable.

However this approach suffers some limitations, because of it only considered a constant probability of detection of a flaw regardless its size, and it limits attention on uniform sizing error. And, especially, it is doubtful that maximum likelihood inference provides reliable estimates in a domain where there can be very few observations. Actually, Foulds *et al.*

[43], assumed that all indications represent flaws and moreover, to get enough data to make their methodology workable, they considered indications (conservatively interpreted as flaws) provided by the vendors which were beyond the ASME Code threshold of reportable indications.

It is safe to say that none of the distributions discussed above are both soundly based upon relevant experimental data and not complicated by above uncertainties. Therefore, any increases in knowledge about the distribution of flaw sizes, especially depths, would result in corresponding decrease in the true uncertainty of failure probability estimates.

4.5 Degradation mechanisms

Radiation embrittlement is a significant degradation mechanism in terms of the materials ability to tolerate flaws, but it does not initiate or grow flaws. Extensive research on low alloy steel and many reactor-years operating experience indicate that there are two degradation mechanisms with the potential to initiate reactor vessel cracking and/or cause flaws to grow: fatigue and stress corrosion cracking [44].

There are two sources for fatigue significant to the BWR reactor vessels: system cycling fatigue and rapid cycling fatigue. System cycling refers to changes in the reactor systems which cause variations in pressure and temperature at the component. Examples of system cycling are start-up, shutdown, SCRAM and safety relief valve blow-down. Some system cycling events only affect a portion of the vessel. For example, loss of feed-water heaters is significant to the feed-water nozzle, but has no noticeable impact elsewhere in the vessel. System cycling was the best understood source of fatigue during the time of vessel design. All vessel components were designed against system cycling fatigue crack initiation, using conservative amplitudes and frequencies of normal and upset loading cycles, together with the fatigue design curves of the *ASME Code, Section III, Appendix I* [45]. Rapid cycling fatigue was found during operation when feed-water sparger and nozzle cracking was detected. Rapid cycling fatigue was found to occur as a result of mixing of relative colder water with the hotter reactor water, which was addressed by modifications and design changes to the feed-water and return nozzles. The rapid cycling fatigue mechanism does not apply to the vessel shell remote from these nozzles, and is therefore not expected to be a source of shell weld cracking [44].

Many alloys can develop cracks when subjected to an external or residual tensile stress and put in con-

tact with certain very specific environments. Stress corrosion cracking is the term given to this sub-critical crack growth of susceptible alloy under the influence of a static tensile stress of sufficient magnitude and a “corrosive” environment [46].

The vessel shell experiences nearly the full range of water chemistry environments: upper vessel, lower vessel and the transition in the beltline region. There are primarily three sources of tensile stress in the BWR vessel: fabrication stresses, primary stresses and secondary stresses. Fabrication stresses consist of stresses introduced during fit-up and assembly in the shop or field, those introduced by machining or forming operations (surface grinding, cold straightening) and welding [47]. The principal contribution to the stress state in cladding is weld residual stress, where stresses can approach the cladding yield strength. The magnitude of the cladding weld residual stress depends on whether the cladding was subsequently post-weld heat treated. All vessel cladding applied directly to the low alloy steel vessel material, was post-weld heat treated, resulting in room temperature residual stresses around 30 ksi [44]. Primary stresses from operation include pressure stress, which is twice as high for axial cracks as for circumferential cracks. Other stresses, such as thermal stresses, are too short in duration to contribute significantly to stress corrosion cracking [46].

The BWR vessel cracking experience with potential generic implications appears to be limited to three scenarios [44]:

1. Clad stress corrosion cracking can develop in locations where ferrite level is low and heavy grinding has been used. This is most likely to be in regions of manual back-cladding. Clad stress corrosion cracking is not expected to grow into the low steel base metal.
2. Subsurface fabrication defects can exist, but not expected to grow any significant amount during vessel life.
3. Clad fabrication cracks or stress corrosion cracking could line up with other fabrication defects like reheat cracking in the low alloy steel. It is conceivable that large enough surface flaws could then exist to sustain stress corrosion cracking in the low alloy steel.

Only the last scenario has the potential to grow to be significant relevance to realistic brittle fracture evaluations.

Cladding stress corrosion initiation data for cast stainless steel in BWR is sparse [48]. A literature survey of the laboratory component test data produced only three data points [49] in terms of time-to-failure, assuming to be crack initiation in reactor

pressure vessel. Nonetheless, some field cracking has been observed. These data were used to formulate a relationship between failure time, τ , and applied stress, σ [49]:

$$\tau = 8.42 \times 10^{18} \sigma^{-10.5}.$$

Conversely, a great deal of data is available for wrought sensitized stainless still in BWR environment [49]. Although for a different material, these allow a use of typical representation of the distribution for the stress corrosion initiation. The statistical distribution of the BWR case stainless steel is assumed to be similar to the sensitized 304 stainless steels. A rank order residual statistic of the sensitized stainless steel data was used to obtain the appropriate distribution type [49]. The log-normal distribution was found to have a better fit of the data distribution [49]. Stress corrosion crack growth data for low alloy steel for both constant load and constant displacement tests at 200 ppb oxygenated water at 288°C reported in [50] were evaluated in [49] along with more recent data [51]. The last shows no crack growth in most of the tests. Some significant crack growth is observed in some tests at high oxygenated water. These recent crack growth data at high oxygenated water correspond very closely to the old test data at low oxygenated water. The test hold time also affects the crack growth test results. Some old crack growth results are probably due to the transient effect of the test loading conditions since the hold time data are not available. Recent results show that the crack growth is contributed mainly at the early stage of the test, right after loading. Essentially no crack growth was measured at the later part of the test when a long hold time was used in the test [49-51].

Based on the difference between the old high oxygenated and the old oxygenated water test data, the recent test data of the high oxygenated test data are adjusted downward to obtain the crack growth data for the low oxygenated water as [48]:

$$da / dt = 0.118 \times 10^{-12} (K)^4$$

From the ordered residual statistics, the crack growth data were shown to have a Weibull statistics [48]. The mean and the variance of the stress corrosion crack growth threshold were also established from test data [49]. It is assumed to have a normal distribution. In the evaluation, no crack growth occurs unless the applied stress intensity factor is equal to or greater than the threshold.

4.6 Effect of in-service inspection on flaw distribution

The initial distribution of weld defects can be modified for nuclear components in service as defect growth under the action of fatigue loading. An adequate in-service inspection program can essentially contribute to vessel safety. The most important region of the reactor vessel to inspect is the inner inch or so of the wall thickness, in and near the welds. This is where cracking is most likely to occur and is also where stress intensities are high. The industry standard qualification test for ultrasonic inspection requires the detection of cracks as small as 3 mm deep connected to the clad interface [52].

Osage *et al.* [53] have used a log-normal distribution to fit data [54] of crack tip diffraction measurements of crack depth. The mean crack sizes were assumed to be located at the midpoint between the upper and lower limits of reported measurements. The standard deviation was set equal to the upper limit minus the mean value divided by 3. This is equivalent to defining the limits as + three times the standard deviation. The resulting coefficient of variation of actual flaw size, Cov_a , was found to be a function of mean crack depth as illustrated in Figure 7 taken from [53].

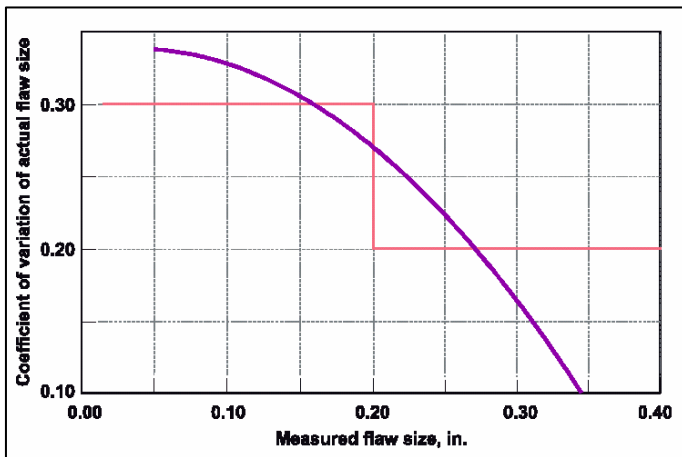


Figure 7. Coefficient of variation of actual flaw size (25.4 mm = 1 inch) from [53].

For simplification, Osage *et al.* [53] selected two regions of constant Cov_a of $a < 0.2$ inch (5 mm) with $Cov_a = 30\%$, and for $a > 0.2$ inch with $Cov_a = 20\%$. Additional data of ultrasonic flaw sizing in welds from [55] confirms the selection of 20% and 30% values. The worst case method (a standard “dB drop”) exhibited the poorest accuracy with $Cov_a = 30\%$. Other analyses of similar ultrasonic measurements produced Cov_a of twice the above percentages from less carefully controlled testing

situations. The Cov_a of 20% and 30% are, however, appropriate for validated automatic or closely prescribed manual ultrasonic testing procedures when using suitably qualified and experienced personal, as found in the nuclear power industry.

In 1998, from middle of March till early April, a part of 10-years In-service Inspection of reactor pressure vessel welds have been performed from inside of the reactor pressure vessel with the AIRIS 21TM at Unit-1 of nuclear power plant *Laguna Verde* [56]. This was the very first use of AIRIS 21TM in the world for actual inspections. The results of inspections of the vessels of the nuclear power plant *Laguna Verde* performed to date have demonstrated that vessel shell seam welds are free from unacceptable fabrication defects and that no flaws have developed during operation. There are only four defects detected during in-service inspections of the Unit-1 pressure reactor vessel (see Table 9).

Table 9. Defects detected during in-service inspection (up to date) of the reactor pressure vessel of the unit-1 of the nuclear power plant “*Laguna Verde*” [19].

Weld	Direction	Lamination	Flaw size	Lamination area
AA	circumferential		a=1.37” b=1.2”	
AB	circumferential	planar		
AC	circumferential			<(15”) ²
BA	longitudinal	planar		

In analysis of a large number of non-destructive size data, a linear relation between the logarithm of the measured flaw size and the logarithm of the true flaw size with normally distributed deviations has provided satisfactory [57]. Furthermore, the use of lognormal distribution is mathematically convenient and the parameters of the corresponding regression model can also be interpreted physically.

The data presented in Table 9 suggest that there are no degradation mechanisms that have affected the reactor pressure vessel shell seam welds. With combined with the high quality of original fabrication, an absence of degradation mechanisms substantiates vessel integrity and supports a reduction in in-service inspections.

Any inspection procedure could potentially fail to detect a flaw, and the possibility of missing a flaw must be accounted for the analysis. The post inspection plant-specific flaw size distribution consists of two parts [58, 59]:

1. The distribution of found (and not repaired) flaws (the number of detected flaws is rather small and determining a valid fit to a postulated flaw size model is unreliable with such a small population).
2. The distribution of potentially missed flaws.

The available information on the sizes of potentially missed flaws consists of the fact that they were missed and that the size distribution is given by a specific prior-inspection distribution, for example, the Marshall distribution. The found flaws and missed flaws have different size distributions and cannot be described by the same function. The distribution for found flaws is flaw-specific and is based on the measured size, accuracy of in-service inspection measurements, and generic information. If a flaw is found with measured size S with error ΔS , then the flaw size will be distributed in the interval $[S - \Delta S, S + \Delta S]$ in a manner that depends on the measuring technique. The error function is weighted by the prior flaw size distribution to account for the small shift towards small flaw sizes.

The results of in-service inspections can be used to modify or update the prior flaw distribution to produce a post inspection flaw size distribution. The degree of updating or modification of the prior distribution is strongly depended on the quality of the inspection measured by the probability of defect detection.

Combining the prior flaw number distribution with the number of detected flaws and using the Bayes theorem, the post inspection flaw size distribution can be expressed as

$$P(N | D) = \frac{P(N)P(D | N)}{\sum P(N)P(D | N)},$$

where $P(N)$ is the flaw distribution prior inspection, D is the inspection result, i.e., the number of detected defects, $P(D | N)$ is the probability of detecting D flaws given that N flaws are present, $\sum P(N)P(D | N) = P(I)$ is the normalizing factor; $P(D | N)$ can be expressed as a binomial distribution with probability of detection $P(D)$ and probability of missing a flaw $1 - P(D)$ as follows:

$$P(D | N) = \frac{N!}{D!(N - D)!} P^D (D)[1 - P(D)]^{N-D}.$$

The post-inspection flaw size distribution is derived as a Bayesian update of the prior-inspection flaw size distribution as follows

$$P(a | M) = \frac{P(M | a)P(a)}{P(M)}$$

where $P(a)$ is the prior inspection flaw size distribution, $P(a | M)$ is the post-inspection flaw size distribution (the probability of having a flaw of size a a given that it was missed during inspection), $P(M | a)$ is the probability of missing a flaw of size a and

$$P(M) = \int P(M | a)P(a)da$$

is the probability of missing a flaw [58].

Celeux *et al.* [60] have presented a full Bayesian method for estimating the density and size distribution of sub-clad flaws in French Pressurized Water Reactor vessels. Their model takes into account in service inspection data, a flaw size-dependent probability of detection function (different function types are possible) with a threshold of detection, and a flaw sizing error distribution (different distribution types are possible). The later is identified through a Markov Chain Monte Carlo algorithm. The article [60] includes discussion for choosing the prior distribution parameters and an illustrative application is presented highlighting its ability to provide good parameter estimates even when a small number of flaws is observed.

Figure 8 shows the post-inspection flaw number distribution, calculated under assumption that probability of flaw detection expressed as [61]: $P(D) = 0.9[1 - 2.7 \exp(-33a)]$.

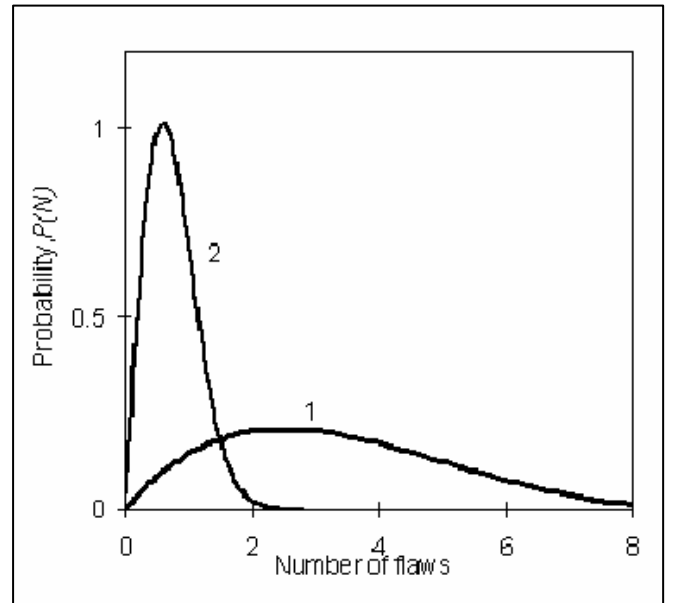


Figure 8. Initial (1) and post-inspection (2) flaw number distributions assuming that four flaws are found (see Table 9).

On can see that a high quality examination strongly improves the confidence in the post-inspection flaw size distribution. The shift toward lower numbers and lower flaw sizes significantly influences the probability of failure assessment.

4.7 Transients

Appropriate limits are set reactor pressure and temperature through the use of pressure-temperature ($P - T$) curves. These curves present allowable pressure versus reactor temperature for both hydro-test and normal operating conditions, and they are documented in the plant Technical Specification [18].

Curves are modified once every eight years to account for irradiation embrittlement effect based on the methods of Regulatory Guide. This has the effect of shifting the $P - T$ curve to the right, thereby narrowing the allowable operating window. This can cause significant operational limitations as the reactor ages, and $P - T$ curve violations typically occur during inadvertent transient events. When $P - T$ curve limits are violated, evaluation must be performed immediately to assess fracture toughness margins. Such evaluation can be costly to utilities since it is typically performed on an urgent basis.

The normal operating temperature of 302°C (575°F) at the operating pressure of about 8.62 MPa (1250 Psig) is well above the temperature required for compliance with *10CFR50 Appendix G*, which is typically about 250°F (121°C), depending on the age and associated reference temperature of the plant. Safety limit for the vessel is 9.14 MPa (1325 Psig). The limit heat-up/cool-down rate is less than 50.5°C/h.

Under normal operating conditions, the coolant pressure and temperature generally follow the steam saturation curve. The liquid portion of coolant exiting the core re-circulates down the shroud annulus, where it is combined with feed-water which introduces about 10°F of sub-cooling. The coolant is pumped from the annulus into the bottom head below the shroud support, where it then flows upward through the core.

The “boiling” nature of a BWR imposes physical limitations on the ability to overcool the vessel, or to pressurize it at low temperature. A large steam region is present which controls the way the BWR responds to various transient events.

For normal and upset conditions, the most severe transients are the loss of feed-water or the single safety/relief valve blow-down events. In the feed-water transient, ECCS injections required to maintain water level in the vessel cause reactor coolant temperature decreases, with associated pressure decreases. For the blow-down event, depressurization of the reactor causes a rapid cool-down.

For emergency and faulted operating conditions, the operating characteristics are much the same as for the upset condition: any transient which causes or results in a rapid cool-down of the shell welds also involves a rapid depressurization.

A number of independent studies demonstrated that the limiting events, in terms of low temperature stress in the vessel shell region, are the low temperature pressure tests (hydro-tests) which are conducted following each refueling outage. The BWR pressure tests are highly controlled, occur with the reactor core in a sub-cooled, non-critical conditions, and occur at a known frequency of one per fuel cycle.

4.8 Methodology of probabilistic fracture mechanics analysis of vessel

The risk of vessel failure as estimated by probabilistic fracture mechanics is governed by the random load conditions, statistical variations of material properties, and the number and size distribution of flaws.

The function of risk $R(t)$ and of safety $S(t) = 1 - R(t)$ can be defined as $S(t) = P\{D(t) \in \Omega_S\}$, $R(t) = P\{D(t) \in \Omega_R\}$, where $D(t)$ is the vector of damage, Ω_S the safety area, and Ω_R the risk area. The safety and risk areas are presented as $\Omega_S = \{D \mid g(D) > 0\}$, and $\Omega_R = \{D \mid g(D) < 0\}$, where $g(D)$ is a failure function.

To calculate probabilities of crack initiation and vessel failure, first we carried out the deterministic fracture mechanics analysis of number of semi-elliptical and elliptical cracks having different initial length, depth, and location for the entire thermal transient history. We have assumed a linear elastic behavior of vessel materials. The stress intensity factor solutions for semi-elliptical surface cracks have been determined for clad vessel using finite element computations in which the applied thermal and pressure induced stresses are represented by six-order polynomials through the vessel thickness. The stress intensity factors for elliptical sub-surface (embedded) cracks were determined using an *ASME Section XI* method which has been validated selectively by finite element computations.

The basic approach adopted in this work is to simulate an entire vessel rather than a single flaw in a vessel. The simulations of vessel failures are based on the assumption of a presence postulated flaws. The number of flaws per vessel and the flaw depth distribution are properly treated as distinct and unre-

lated qualities. So, the shape of the flaw depth distribution does not depend on the number of flaws. In this work we have used four different flaw size distribution: Marshall distribution (5), corrected OCTAVIA distribution [22], French distribution (Table 8), and Log-logistic distribution.

It has been observed that the accuracy with which the condition probability of initiation and failure are calculated, depend somewhat on the number of discrete points used to describe the initial flaw depth distribution function. The flaws are assumed to be randomly located along the length of each weld. Inside, as well as subsurface (buried) flaws are considered. We use a Poisson model to calculate the flaw location. The location of a flaw is taken in consideration in simulating fluence level and temperature at crack tip.

The mean neutron fluence at the inner surface of vessel beltline is assumed to change with time in accordance with curve in Figure 3. The distribution of fluence at the inner wall of the vessel is assumed to be normal. The standard deviation of fluence is assumed to be 20% of the mean value.

The following transients were employed in the fracture mechanics analysis of the pressure reactor vessel of the unit-1 of the nuclear plant *Laguna Verde*: 1) System hydro-test limit with fuel in vessel (Figure 7, curve A); 2) non-nuclear heat-up/cool-down limit (Figure 7, curve B); 3) nuclear core critical limit (Figure 7, curve C); and 4) unrealistic case of constant pressure 9.65 MPa (1400 Psi) at different (constant) temperature which were varied from 10°C (most severe, unrealistic case, see paragraph 4.7) to 71°C

Prior to the temperature transient, the vessel wall is assumed to be at a uniform temperature. During the transient, heat flow at this outer, insulated surface of the vessel is assumed to be zero. The vessel is cooled or heated at the inner surface. Pressure stresses are calculated using solutions from elasticity theory for thick-walled cylinders. Thermal stresses are computed using the infinite-series solution. During an overcooling event, the stainless steel cladding on the inner surface of a vessel contributes to increase the thermal stresses in this zone, because of the lower thermal conductivity and the higher coefficient of thermal expansion of the clad.

At each time step, pressure and thermal stresses are expressed as polynomial functions of the relative depth in the wall of the vessel [22]:

$$\sigma(x,t) = \sum_{n=0}^4 \sigma_n (x/W)^n, \quad (10)$$

where W is the vessel wall thickness, and σ_n are constants determined by curve fitting. The stress intensity factor for this stress distribution is defined as

$$K_I = \sqrt{\pi a} \sum_{n=0}^4 \sigma_n (a/W)^n f_n, \quad (11)$$

where f_n are influence functions, also expressed as polynomial functions of the relative crack depth for each crack geometry considered. In this work, the influence functions were determined for specific ratio of the wall thickness to radius equal to 1:20. This ratio corresponds to the geometry of the evaluated vessel. The stress intensity factor due to clad residual stress was expressed as a curve fitted equation from J-integral evaluation of a clad reactor vessel.

Probabilistic fracture mechanics calculations are essentially a series of deterministic fracture mechanics calculations made with certain input parameters evaluated according to Monte Carlo simulations. The simulation for each vessel includes fracture mechanics evaluations for a number of assumed flaws in the vessel. The probability of vessel failure is estimated as the relation of failed vessels to the number of simulated vessels.

Crack begins to grow when the stress intensity factor achieves the crack initiation toughness. After initiation the crack is advanced 1/4 inch (6.35 mm). Then, if the stress intensity factor is less than the crack arrest toughness, the crack is arrested, otherwise crack grows up to vessel failure. The net section of arrested cracks is compared to the specific value of flow stress for the irradiated material, and a plastic collapse of vessel is predicted if the flow stress is exceeded.

It should be pointed out that the ASME equations for K_{IC} and K_A (1) are defined as 70% of the experimentally determined mean values of crack initiation and crack arrest toughness, respectively. Hence the mean values of crack initiation and crack arrest toughness are equal to $1.43 \times K_{IC}$ and $1.43 \times K_A$, respectively. The probabilistic variations of crack initiation and arrest toughness at the crack tip, in this work was modeled by using the following expressions:

$$K_{IC} = \text{err}(K_{IC}) \times \text{mean}(K_{IC}), \quad (12)$$

and

$$K_A = \text{err}(K_A) \times \text{mean}(K_A)$$

where error functions are sampled from a normal distribution that has a mean value of 1 and a standard deviation of 0.15. The value is truncated a $\pm \sigma$. Therefore, a error function varies between 0.55 and 1.45. This value is simulated at each new crack tip position. Furthermore, the correlations (2) between

crack initiation and arrest toughness are taken into account.

To preclude overestimation of vessel failure, failure of one flaw (or plastic collapse) in the vessel simulation terminates consideration of the remaining flaws within that vessel. The effect of in-service inspections on the vessel failure probability is analyzed upon the use assumed probabilities of defect detection.

The deterministic parameters and random variables for the probabilistic fracture mechanics evaluations are presented in **Table 10**.

To evaluate the vessel reliability during the vessel lifetime of 40 years (32 effective full power years) we perform a Monte Carlo simulations of 10^9 vessels for each transient analyzed.

The effect of in-service inspection was also analyzed in this work. The inspection efficiency was modeled with empirical representations of the probability of detection $P(D)$. Several $P(D)$ models were analyzed, ranging from high to low effectiveness, to study the influence of inspection quality and coverage. In Monte Carlo simulations the flaws detected during simulated in-service inspection program were assumed to be repaired or addressed with other actions taken to prevent failure.

Table 10. Input parameters used for probabilistic fracture mechanics simulations of reactor pressure vessels

Variable	Distribution	Mean	S.D.
Inner radius	Constant	2.59 m	
Thickness	Constant	12.7 cm	
Clad thickness	Constant	0.31 cm	
Cladding stress-free reference temperature	Constant	302°C	
Density	$\cong 7.8 \text{ kg/cm}^3$ for all materials		
Copper content	Normal	Mean determined for each weld and plate, S.D.=0.025	
Nickel content	Normal	S.D.=0.025	
Initial RT_{NDT}	Normal	determined for each shell plate and each weld	
Shift in RT_{NDT}	Equation (5)		
Poisson ratio	0.3 for welds, base metal and cladding		
Young modulus	193 GPa for base metal, 151.7 GPa for cladding		
Thermal expansion coefficient	3.8x10 ⁻⁶ 1/°C for shell plates 5.3x10 ⁻⁶ 1/°C for clad		
Thermal conductivity coefficient	12.8 W/m°C for base metal 5.23 W/m°C for cladding		
Specific heat capacity	155 J/kg°C for base metal 135.6 J/kg°C for cladding		

Volume of weld metal per vessel	Normal	0.11 m ³	10%
Fluence at the inner wall	Normal	Figure 5	20%
Attenuation constant (eq. 7))	Constant	0.24	
Fracture toughness	Equations (1) for initiation and arrest toughness with or without correlations (2). Upper shelf maximum toughness is $220\text{MPa}\sqrt{m}$		
Yield stress	Weibull	524 MPa	10%
Flaw size distribution	1) Marshall (9); 2) French (Table 1); 3) OCTAVIA (Table 7) 4) Log-logistic		
In-service inspection	1) Without in-service inspection 2) Inspection programs		
Probability of crack detection	Log-normal	Mean and S.D. are determined for each inspection program	

4.9 Results of Monte Carlo simulations

The most severe (realistic) loading condition, from the standpoint of challenge to vessel integrity, is the cold pressure tests conducting following each refueling outage (transient 1). These tests are conducted under sub-cooled conditions with the core cold and non-critical.

The results of Monte Carlo simulations of 10^9 vessels for this transition are given in **Table 11**. These data were obtained assuming that the flaw size distribution is the corrected OCTAVIA distribution with 3.5 flaws per vessel. One can see that the probability of failure of the vessel beltline axial welds is a few orders of magnitude higher than the probability of vessel beltline circumferential weld failure. So, to detect the circumferential weld failures we need to perform at least 10^8 simulations.

Table 11. Results of 10^9 vessel simulations for 32 effective full power year with transient 1 (cold pressure tests).

	Axial welds	Circumferential welds
Number of crack initiations	22056	180
Number of crack arrested	77450	75
Number of arrested non-failures	77443	75
Probability of crack initiation	2.2×10^{-4}	1.8×10^{-7}

95% confidence limit	9.2×10^{-7}	10^{-8}
Probability of failure	1.4×10^{-4}	1.05×10^{-7}
95% confidence limit	7.4×10^{-7}	1.2×10^{-8}

The evaluation of different flaw size distributions (see Table 10) shows that the probabilities of failure for axial welds varies from 9×10^{-5} to 3×10^{-4} . For circumferential welds the failure probability is of two or more orders of magnitude less (see Table 11) for all flaw size distributions used. In the cases of transients 2 and 3 the failure probabilities are less than in the case of cold pressure tests (transient 1). In the case of transient 4 we find that the probability of vessel failure decreases exponentially with the temperature, $P(F) = 0.013 \times \exp(-0.037T)$. Nevertheless, even in the most severe, unrealistic case of constant temperature of 10°C and constant pressure of 9.65 MPa (that is impossible in a boiling water reactor), the probability of vessel failure does not exceed 10^{-3} . We also note that the probability of vessel failure linearly increases with vessel age, $P(F) = 3.53 \times 10^{-5} + 1.25 \times 10^{-6}t$, because of the irradiation embrittlement of welds.

Figure 10 shows the probability of vessel failure and 95% confidence limit as a function of number of vessels simulated, N , under non-nuclear heat-up – cool-down limit. One can see that while the increase number of simulations does not affect practically the resulting probability of vessel failure ($P = 7 \times 10^{-5}$ for $N = 5 \times 10^5$, $P = 7.77 \times 10^{-5}$ for $N = 10^9$), the 95% confidence limit decreases as $1/\sqrt{N}$ from 2.32×10^{-5} for $N = 5 \times 10^5$ to 5.46×10^{-7} for $N = 10^9$.

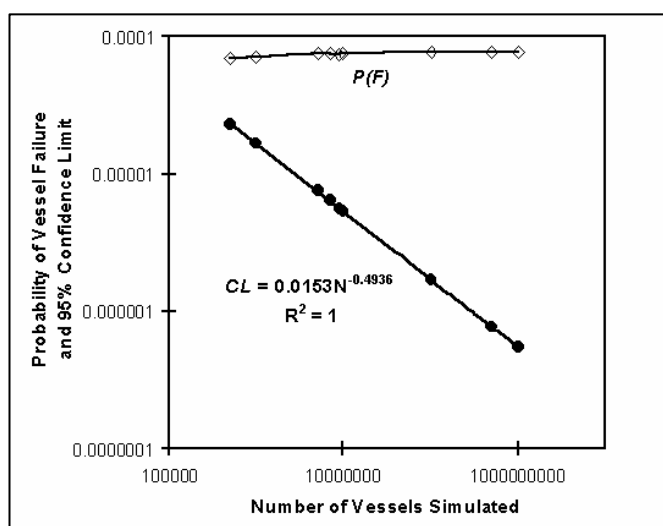


Figure 10. Probability of vessel failure and the 95% confidence limit versus number of vessel simulated under non-nuclear heat-up – cool-down limit during 60 minutes.

Furthermore, we find that the number of vessel failures increases linearly with number of crack initiations (see Figure 11).

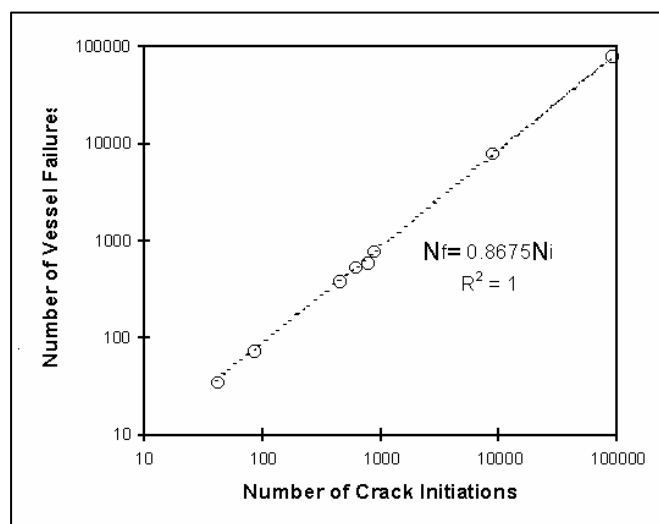


Figure 11. Number of vessel failures as a function of number of crack initiations.

One can see that 86.75% of cracks once stated lead to vessel failure, while 13.25% of growing cracks are arrested. We also find that only 3% cracks once arrested later start to grow and thus lead to vessel failure. Accordingly, we find that the probability of vessel failure under non-nuclear heat-up – cool-down limit depend on the transient duration, t , as $P(F) = 4.74 \times 10^{-5}t^{0.11}$, within the time interval $20 \text{ min} \leq t \leq 90 \text{ min}$.

Analysis of vessel in-service inspection programs demonstrates that the major beneficial effect of in-service inspection is a reduction in the already small probabilities of vessel failure, which are several orders of magnitude below NRC safety goals, with no inspection at all. Based on these results, it can be concluded that the extent of reactor vessel shell welds in-service inspections can be reduced considerably with no significant increase in vessel failure probability.

5 Conclusions

The results of probabilistic fracture mechanics analysis performed in this work clearly demonstrate the inherent safety and integrity of the reactor vessel. The operating characteristics of the reactor are such that rather large flaws, if they existed, could be tolerated without concern for vessel failure. This is due primarily to the response characteristics of the vessel to various transients, and in part to the relative low embrittlement caused by irradiation during 32 effective full power years of operation. The results of

Monte Carlo simulations show benefit of examination of axial welds, but practically no benefit associated with examination of circumferential welds. Thus, elimination of circumferential weld examination entirely can be justified as it does not contribute to increased risk. These results provide important insights for designing effective inspection techniques and qualification programs for in-service inspection systems.

So, it was concluded that the amount of in-service inspections currently required could be reduced, while steel meeting the safety goals by a significant margin. In addition, this probabilistic analysis determined that the risk of either vessel leakage or failure from circumferential shell welds is of three orders of magnitude less than that associated with longitudinal shell welds. Based on the results of this analysis, alternative inspection requirements were suggested which would significantly reduce the extent of volumetric in-service inspections currently required on BWR reactor pressure vessel shell welds. Elimination of negligible value inspection not only lowers costs and radiation exposure, it also allows utilities to apply these resources to more risk significant locations. Implementation of appropriate in-service inspection technology is therefore facilitated greatly when the connection to safety or reliability is well known.

The recommended requirements are to reduce the volume of in-service inspection up to 50% for the vessel longitudinal shell welds and up to 10% for the circumferential welds, during the inspection period of 10 years. Revised criteria for the performance of successive and additional inspections are also recommended. The cost-benefit analysis of the suggested risk-based in-service inspection program has shown that this program represents a substantial saving in cost and radiation exposure at the plant operation. At the same time, the risk-informed in-service inspection program increases vessel safety, because of it focuses any potential additional examinations on those areas which are most likely to experience the probable failure conditions.

ACKNOWLEDGMENTS

This work was supported by the National Commission of Nuclear Security and Safeguards (CNSNSG). The help from José Luis Delgado, Víctor Gonzáles and Luis Gutiérrez is acknowledged.

6. References

- [1] "Nuclear Power Status Around the World", *IAEA BULLETIN*, vol. 42, p. 2, 2000.
- [2] <http://www.nei.org/doc.asp?docid=717>
- [3] <http://www.nuclearfiles.org/nwa/index.html>
- [4] T.L. Dickson and F.A. Simonen, "The application of probabilistic fracture analysis to residual life evaluation of embrittled reactor vessels", *Proceedings of the Aging Research Information Conference*, Vol. 1, NUREG/CP-0122, Nuclear Regulatory Commission, Washington, pp. 454-467, 1992.
- [5] A.M. Kryukov, "Achievements, open issues and development on VVER reactor pressure vessel embrittlement assessment", *NATO Advanced Research Workshop Assessment of Neutron Induced Embrittlement of Reactor Pressure Vessels*, Varna, Bulgaria, September 17-20, 2000.
- [6] "Basic safety principles for nuclear power plants", *A report by the International Nuclear Safety Advisory Group*, 75-INSAG-3, Rev. 1, INSAG-12, IAEA, Vienna, 1999.
- [7] "Rules for In-service Inspection of Nuclear Power Plant Components". *ASME Boiler and Pressure Code, Section XI*, ASME, New York, 1988.
- [8] "Boiling Water Reactor Licensees Use of the BWRVIP-05 Report to Request Relief From Augmented Examination Requirements on Reactor Pressure Vessel Circumferential Shell Welds" *US Nuclear Regulatory Commission Generic Letter 98-05*, November 10, 1998.
- [9] "Format and Content of Plant-Specific Pressurized Thermal Shock Safety Analysis Reports for Pressurized Water Reactors", *Regulatory Guide 1.154*, US Nuclear Regulatory Commission, 1987.
- [10] A.M. Freudenthal & M. Shinozuka, "Structural safety under conditions of ultimate load failure and fatigue", *WADD TR.*, pp. 61-77, 1961.
- [11] A.M. Freudenthal, "New aspects of fatigue and fracture mechanics", *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 6, pp. 775-793, 1974.
- [12] G.O. Johnston, "A review of probabilistic fracture mechanics literature", *Reliability Engineering*, vol. 3, pp. 423-448, 1982.
- [13] C.A. Rau & P.M. Besuner, "Statistical aspects of design: risk assessment and structural safety", *Philosophical Transactions Royal Society*, London, Ser. A, vol. 299, pp. 111-130, 1981.
- [14] A.S. Balankin, J. Martinez, & J. Hidalgo, "Mecánica de la fractura probabilística aplicada al programa de inspección en servicio informada en el riesgo", *Científica*, No. 22, pp. 29-35, 2000.
- [15] W.S. Lapay, "Applications in Nuclear Power Plant Structures", In: *Probabilistic Structural Mechanics Handbook*, Ed. C. Sundararajan, Chapman & Hall, New York, pp.510-533, 1995.
- [16] B.A. Bishop and D.O. Harris, "Applications in Pressure Vessels and Piping", In: *Probabilistic Structural Mechanics Handbook*, Ed. C. Sundararajan, Chapman & Hall, New York, pp.534-557, 1995.

- [17] “BWR-5 Nuclear Power Plant”, *Centro de Entrenamiento de la Central Laguna Verde*, 1998.
- [18] “Laguna Verde Nuclear Power Station, Unit 1”, *Plant Technical Specification*, Laguna Verde, 2000.
- [19] Data of the National Commission of Nuclear Security and Safeguards (CNSNSG), Mexico, 2000.
- [20] “Radiation Embrittlement of Reactor Vessel Material”, *US-NRC Regulatory Guide 1.99, Rev. 2. 1998*, US-NRC: Washington, pp. 1.99-1 – 1.99-10, 1988.
- [21] K. Wallin, “Statistical Re-evaluation of the ASME K_{IC} and K_{IR} Fracture Toughness Reference Curves”, 23rd MPA-Seminar, October 1 - 2, Stuttgart, 1997.
- [22] F.A. Simonen, I. Jonson, A.M. Liebetrau, D.W. Engel, and E.P. Simonen, “VISA-II: a Computer Code for Predicting the Probability of Reactor Pressure Vessel Failure”, *NRC FIN B2853. US Nuclear Regulatory Commission*, Washington, 1986.
- [23] T. Planman, R. Pelli, K. Torronen, “Irradiation Embrittlement Migration”, AMES Report No. 1, EUR 16072 European Network on Ageing Materials Evaluation and Studies, VTT Manufacturing Technology, Finland, 1994.
- [24] G.R. Odette and G.E. Lucas, “Embrittlement of Reactor Pressure Vessels”, *JOM*, vol. 53, No. 7, pp. 18-22, 2001.
- [25] E.D. Eason, J.E. Wright, and G.R. Odette, “Improved Embrittlement Correlations for Reactor Pressure Vessel Steels”, NUREG/CR-6551, Washington, D.C.: U.S. Government Printing Office, U.S. Nuclear Regulatory Commission, 1998.
- [26] G.R. Odette and G.E. Lucas, “Recent Progress in Understanding Reactor Pressure Vessel Embrittlement”, *Rad. Effects and Defects in Solids*, 144, pp. 189–231, 1998.
- [27] G.R. Odette et al., “Multiscale-Multiphysics Modeling of Radiation Damaged Materials: Embrittlement of Pressure Vessel Steels,” *MRS Bulletin*, 26 (3), pp. 176–181, 2001.
- [28] G.R. Odette and G.E. Lucas, “Irradiation Embrittlement of Reactor Pressure Vessel Steels: Mechanisms, Models and Data Correlations”, *Radiation Embrittlement of Reactor Pressure Vessel Steels—An International Review*, ASTM STP 909, ed. L.E. Steele, Philadelphia, PA: ASTM, pp. 206–241, 1986.
- [29] G.L. Guthrie & W.N. McElroy, “LWR pressure vessel surveillance dosimetry improvement program”. *Quarterly Progress Report: January 1982 – March 1982. NUREG/CR-2805, Volume 1, (HEDL-TME 82-18)*. Hanford Engineering Development Laboratory. Richland: Washington, 1982.
- [30] G.R. Odette & P. Lombrozo, “A physically statistically based correlation for transition temperature shifts in pressure vessel steel”, *Transactions of American Nuclear Society*. Vol. 44, pp. 224-235, 1983.
- [31] T. R. Wilshaw, *J. Iron Steel Ins.*, 204, pp. 936-951, 1966.
- [32] “Equivalent margin analysis for low upper shelf energy in BWR/2 through BWR/6 vessels”, *10CFR50 Appendix G of the Report NEDO-32205-A, Revision 1*, US Nuclear Regulatory Commission, Washington: DC., 1994.
- [33] “Standard Test Method for Determination of Reference Temperature T_0 for Ferritic Steels in the Transition Range”, *ASTM E1921-97 Annual Book of ASTM Standards 03.01*, West Conshohocken, PA: ASTM, 1998, pp. 1068–1084.
- [34] P. Haušild, P. Bompard, C. Berdin, C. Prioul, “On the ductile-to-brittle transition in A508 pressure vessel steel”, *Multi-Approche En Mécanique Des Matériaux, Colloque MECAMAT, August 2001*, pp. 203-206, 2001.
- [35] W. Marshall, “An assessment of the integrity of PWR pressure vessels”, *Study Group Report*, Services Branch, United Kingdom Atomic Energy Authority: London, 1976.
- [36] W.E. Vesely, et al., “The OCTAVIA Computer Code: PWR Reactor Pressure Vessel Failure Probabilities Due to Operationally Caused Pressure Transients”, *NUREG-0258. US Nuclear Regulatory Commission*, Washington: DC., 1978.
- [37] P.E. Becher & B. Hansen, “Statistical evaluation of defects in welds and design implications”, *Danish Atomic Energy Commission Research Establishment and Danish Welding Institute*, Copenhagen: Denmark, 1974.
- [38] P.E. Becher & A. Pedersen, “Application of statistical linear elastic fracture mechanics to pressure vessel reliability analysis”, *Nuclear Engineering Design*, vol. 24, pp. 413-425, 1974.
- [39] G.M. Jouris & D.H. Shaffer, “A procedure for estimating the probability of flaw non-detection”, *Nuclear Engineering Design*, vol. 48, pp. 517-521, 1978.
- [40] W. Scmitt & R. Wellein, “Model of the flaw size distribution in welds”, *Nuclear Engineering Design*, vol. 71, pp. 293-294, 1982.
- [41] F. Nilsson, “A model for fracture mechanical estimation of failure probability of reactor pressure vessels”, *Proc. of 3rd Int. Conf. on Pressure Vessel Technology*, Tokyo: Japan, 1977.
- [42] A.P. Berens, “NDE reliability data analysis”, *ASM Metals Handbook Volume 17: Nondestructive Evaluation and Quality Control*, 9th Ed. American Society of Metals International: Materials Park: OH, 1989.
- [43] J. R. Foulds, E. L. Kennedy, S. L. Basin and S. T. Rosinski, “Flaw Distribution Development

- from Vessel ISI Data”, *Proceedings of the 11th International Conference on NCDE in the Nuclear and Pressure Vessel Industries*, pp. 101-109, 1992.
- [44] “BWR Vessel and Internals Project: BWR Reactor Pressure Vessel Shell Weld Inspection Recommendations”, *BWRVIP-05, EPRI TR-105697*, Electric Power Research Institute, Palo Alto, California, 1995.
- [45] “Nuclear Power Plant Components”, *ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III*, ASME, New York, 1995.
- [46] B.M. Gordon and G.M. Gordon, “Resolution of Corrosion Problems in Boiling Water Reactors”, *Corrosion, Metals Handbook*, vol. 13, ASM, Metals Park, OH, 1987.
- [47] B.M. Gordon, *Corrosion and Corrosion Control in BWRs*, Technical Report NEDE-30637, December 1984.
- [48] S.S. Tang, P.C. Riccardella, M.L. Herrera, “The effect of adjusted reference temperature on the probability of failure in boiling water reactor vessel welds”,
- [49] S.S. Tang, P.C. Riccardella, and R. Dyle, “The effect of reduction in in-service inspection on the reliability of Boiling Water Reactor Pressure Vessels”, *ASME PVP Conference, PVP*, vol. 332, Montreal, 1996.
- [50] F.P. Ford, “Environmentally Assisted Cracking of Low Alloy Steels, EPRI Report NP-7473, 1992.
- [51] W.A. Van Der Sluys and R. Pathania, “Studies of Stress Corrosion Cracking in Steels Used for Reactor Pressure Vessels”, *Fifth International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems – Water Reactors*, Monterey, California, 1991.
- [52] P. Riccardella, et al., “Evaluation of Inservice Inspection Requirements for Class I Category B-J Pressure Retaining Welds in Pipping”, ASME Section XI Task Group on ISI Optimization, White Paper Report No. 92-02-01, 1995.
- [53] D. Osage, P.H. Wirshing and A.E. Mansour, “Application of Partial Safety Factors for Pressure Containing Equipment”, *2000 ASME PVP Conference in Seattle, WA*, 2000.
- [54] D. Sullivan, “Crack Tip Diffraction Data”, MPC, 1998.
- [55] T.J. Jessop, *et al.*, “Size Measurement and Characterization of Weld Defects by Ultrasonic Testing, Part 2”, *Planar Defects in Ferritic Steels, No. 3527/10/80 in TWI Report Series*, The Welding Institute, 1980.
- [56] K. Kobayashi, Ishikawajima-Harima, J. Yokohama, M. Ornelas, G. L. Lagleder, “Under water inspection robot AIRIS 21TM for ISI of RPV welds - Field experience at Laguna Verde NPP in Mexico”, *First International Conference on NDE in Relation to Structural Integrity for Nuclear and Pressurised Components*, 20 - 22 October 1998, Amsterdam, Netherlands, 1998.
- [57] A.P. Bernes, “NDE reliability data analysis”, In *Metal Handbook*, 9th edition, vol. 17, ASM, pp. 689-701, 1989.
- [58] F. Ammirato, L. Becker, J. Lance, V. Dimitrijevic, and S. N. Liu, “Flaw Distribution and Use of ISI Data in RPV Integrated Evaluations”, *Proceedings of the 11th International Conference on NDE in the Nuclear and Pressure Vessel Industries*, pp. 111-119, 1992.
- [59] F. Ammirato and V. Dimitrijevic, “Development of Post-Inspection Flaw Distribution from ISI Data”, *Proceedings of the 12th International Conference on NDE in the Nuclear and Pressure Vessel Industries*, pp. 365-371, 1993.
- [60] G. Celeux, M. Persoz, J.N. Wandji, F. Perrot, “Bayesian Modelling of PWR Vessels Flaw Distributions”, *Report No 3551, Thème 4: Simulation et optimisation de systèmes complexes*, Institut National De Recherche En Informatique Et En Automatique, France, 2001.
- [61] F. Ammirato and V. Dimitrijevic, “Use of NDE data to improve analysis of reactor pressure vessel integrity”, *EPRI TR-102074*, March 1993.