

ESCUELA POLITÉCNICA NACIONAL

FACULTAD DE INGENIERÍA MECÁNICA

**“ESTUDIO DE LAS DISTORSIONES PRODUCIDAS EN
VIGAS TIPO I FABRICADAS POR SOLDADURA A FILETE
CON EL PROCESO GMAW”**

**PROYECTO PREVIO A LA OBTENCIÓN DEL TÍTULO DE
INGENIERO MECÁNICO**

MARLON GABRIEL LÓPEZ ARCOS
mgabrielopeza@hotmail.com

BYRON ESTEBAN MONTENEGRO SALAZAR
byron_eme@hotmail.com

DIRECTOR: ING. PATRICIO ESTUPIÑÁN
patricio.estupinan@epn.edu.ec

QUITO, NOVIEMBRE 2008

DECLARACIÓN

Nosotros Marlon Gabriel López Arcos y Byron Esteban Montenegro Salazar, declaramos bajo juramento que el trabajo aquí descrito es de nuestra autoría; que no ha sido previamente presentado por ningún grado o calificación anterior; y que se han consultado las referencias bibliográficas que se incluyen en este documento.

A través de la presente declaración cedemos los derechos de propiedad intelectual correspondientes a este trabajo a la Escuela Politécnica Nacional, según lo establecido en la Ley de Propiedad Intelectual, por su reglamento y la normatividad institucional vigente.

Marlon Gabriel López Arcos

Byron Esteban Montenegro Salazar

CERTIFICACIÓN

Certifico que el presente trabajo fue desarrollado en su totalidad por los señores Marlon Gabriel López Arcos y Byron Esteban Montenegro Salazar, bajo mi supervisión.

Ing. Patricio Estupiñán
Director

AGRADECIMIENTOS

Al Ing. Patricio Estupiñán por su acertada dirección.
Al Ing. Gabriel Velasteguí y a la Ing. Lady Gavilanes por su colaboración y gran
aporte en el desarrollo de este proyecto.
A los profesores de la Facultad de Ingeniería Mecánica por los conocimientos
impartidos.
A una de las personas más importantes en mi vida María del Carmen por su
ayuda, apoyo y comprensión.
A mi familia y a mis amigos por su apoyo y amistad incondicional.
Gabriel

Al Ing. Patricio Estupiñán por su acertada dirección
Al Ing. Gabriel Velasteguí e Ing. Lady Gavilanes por su notable aporte en la
realización de este proyecto.
Al personal docente y administrativo de la Gloriosa Facultad de Ingeniería
Mecánica.
Un agradecimiento especial a Carlos Cadena por brindarme su amistad y apoyo.
A la Ing. Consuelo Sánchez por brindarme su apoyo durante toda mi carrera
universitaria.
A todos mis familiares y amigos.
Byron

DEDICATORIA

A mi madre y a mi abuelita, que con su esfuerzo y ejemplo han hecho de mí el
hombre que soy ahora.

Gabriel

A la persona más importante en mi vida Mi Madre que con su esfuerzo me ha
sacado adelante y con su ejemplo me ha enseñado a tener la determinación y el
valor para cumplir mis metas, también a los miembros de mi familia los cuales me
han brindado su apoyo incondicional.

Byron

CONTENIDO

CAPÍTULO I

CAMPOS DE TEMPERATURA INDUCIDOS POR LA SOLDADURA.....	1
1.1 FUNDAMENTOS FÍSICOS DE LA TRANSFERENCIA DE CALOR EN LA SOLDADURA	1
1.1.1 DEFINICIONES FUNDAMENTALES.....	1
1.1.1.1 TEMPERATURA.....	1
1.1.1.2 TEMPERATURA DE CAMPO	1
1.1.1.3 ISOTERMA	2
1.1.1.4 VELOCIDAD DE ENFRIAMIENTO (CALENTAMIENTO).....	3
1.1.2 LEY DE FOURIER	3
1.1.3 ECUACIÓN DIFERENCIAL DE TRANSFERENCIA DE CALOR	5
1.2 MODELOS ANALÍTICOS	9
1.2.1 TIPO DE GEOMETRÍA	9
1.2.1.1 PARÁMETRO PARA CLASIFICAR PLACA GRUESA O PLACA DELGADA.....	10
1.2.2 TIPO DE FUENTE DE CALOR.....	11
1.2.3 CONDICIONES INICIALES	12
1.2.4 CONDICIONES DE FRONTERA.....	12
1.2.4.1 TEMPERATURA SUPERFICIAL CONSTANTE.....	13
1.2.4.2 FLUJO DE CALOR EN LA SUPERFICIE	13
1.2.4.3 FLUJO DE CALOR MEDIANTE LA LEY DE NEWTON.....	13
1.3 MODELADO DE LOS CAMPOS DE TEMPERATURA DURANTE EL PROCESO DE SOLDADURA.....	15
1.3.1 ESTADOS PRESENTES EN LA SOLDADURA	17
1.3.1.1 ETAPA INICIAL.....	17
1.3.1.2 ETAPA CUASI – ESTACIONARIO.....	17
1.3.1.3 ETAPA FINAL	17
1.3.2 MODELADO DE LA FUENTE DE CALOR	18
1.3.2.1 FUENTES ESTACIONARIAS.....	19
1.3.2.2 FUENTES MÓVILES	19
1.3.2.3 FUENTES PUNTUALES	21
1.3.2.4 FUENTES LINEALES.....	22
1.3.2.5 FUENTES DE CALOR DISTRIBUIDAS	22
1.3.2.6 FUENTES DE CALOR DISTRIBUIDAS EN ÁREAS	22
1.3.2.7 FUENTES DISTRIBUIDAS EN VOLÚMENES	26
1.3.2.8 FUENTE DE CALOR MOMENTÁNEA	31
1.3.2.9 FUENTE DE CALOR CONTINUA	31
1.3.2.10 FUENTE DE CALOR SEGÚN LA FUNCIÓN ESCALÓN.....	31
1.3.3 FUENTE PUNTUAL INSTANTÁNEA Y ESTACIONARIA EN UN SÓLIDO SEMI – INFINITO.....	31
1.3.3.1 SÓLIDO BIDIMENSIONAL	32
1.3.3.2 SÓLIDO TRIDIMENSIONAL.....	33
1.3.4 FUENTE LINEAL INSTANTÁNEA Y ESTACIONARIA EN UNA PLACA DELGADA	33
1.3.5 FUENTE PUNTUAL EN MOVIMIENTO EN UN SÓLIDO SEMI – INFINITO	34
1.3.6 FUENTE PUNTUAL EN MOVIMIENTO EN UNA PLACA DE ESPESOR MEDIO	37
1.3.7 FUENTE LINEAL EN MOVIMIENTO EN UNA PLACA DELGADA	39
1.3.8 VELOCIDAD DE ENFRIAMIENTO EN PIEZAS SOLDADAS	40

CAPÍTULO II

CAMPOS DE ESFUERZOS RESIDUALES ORIGINADOS DURANTE EL PROCESO DE SOLDADURA.....42

2.1	DEFINICIONES GENERALES	42
2.1.1	COMPORTAMIENTO ESFUERZO – DEFORMACIÓN DE METALES	42
2.1.1.1	ESFUERZO	42
2.1.1.2	ESFUERZO INGENIERIL.....	42
2.1.1.3	ESFUERZO REAL.....	43
2.1.1.4	DEFORMACIÓN.....	43
2.1.1.5	DEFORMACIÓN INGENIERIL	44
2.1.1.6	DEFORMACIÓN REAL	44
2.1.1.7	DIAGRAMA ESFUERZO – DEFORMACIÓN.....	45
2.1.1.8	DIAGRAMA ESFUERZO – DEFORMACIÓN INGENIERIL	45
2.1.1.9	DIAGRAMA ESFUERZO – DEFORMACIÓN REAL	46
2.1.1.10	ELEMENTOS DEL DIAGRAMA ESFUERZO – DEFORMACIÓN	46
2.1.1.11	TENSOR DE ESFUERZO	47
2.1.1.12	TENSOR DE DEFORMACIÓN	50
2.1.2	TEORÍA DE LA ELASTICIDAD.....	50
2.1.3	TEORÍA DE LA PLASTICIDAD.....	52
2.1.3.1	CRITERIO DE FLUENCIA.....	52
2.1.4	ENDURECIMIENTO POR DEFORMACIÓN	54
2.2	ESFUERZOS DURANTE EL PROCESO DE SOLDADURA.....	56
2.2.1	CLASIFICACIÓN DE LOS ESFUERZOS DURANTE EL PROCESO DE SOLDADURA.....	58
2.2.2	CAUSAS DE LOS ESFUERZOS EN LA SOLDADURA.....	59
2.2.2.1	COMPORTAMIENTO ESFUERZO – DEFORMACIÓN EN LA ZONA AFECTADA POR EL CALOR	61
2.2.3	CAMPO TRANSITORIO DE ESFUERZOS	62
2.2.3.1	DESARROLLO DE ESFUERZOS DURANTE EL PROCESO DE SOLDADURA	62
2.2.4	CAMPOS DE ESFUERZOS RESIDUALES.....	69
2.2.4.1	ESFUERZOS RESIDUALES LONGITUDINALES DESARROLLADOS DEBIDO AL PROCESO DE SOLDADURA	69
2.2.4.2	ESFUERZOS RESIDUALES TRANSVERSALES DESARROLLADOS DEBIDO AL PROCESO DE SOLDADURA	73
2.2.5	MÉTODOS UTILIZADOS PARA LA MEDICIÓN DE ESFUERZOS RESIDUALES	76
2.2.5.1	SECCIONAMIENTO	77
2.2.5.2	HOLE DRILLING.....	78
2.2.5.3	DIFRACCIÓN DE RAYOS X	79
2.2.5.4	DIFRACCIÓN DE NEUTRONES.....	82

CAPÍTULO III

DISTORSIONES PRODUCIDAS POR LA SOLDADURA.....83

3.1	DEFINICIÓN DE DISTORSIÓN	83
3.2	ORIGEN DE LAS DISTORSIONES.....	83
3.3	TIPOS DE DISTORSIONES EN LA SOLDADURA	84
3.3.1	DISTORSIÓN TRANSVERSAL	85
3.3.1.1	MODELO PROPUESTO POR SATOH Y MATSUI	87
3.3.1.2	DESARROLLO DE LA CONTRACCIÓN TRANSVERSAL	89
3.3.2	DISTORSIÓN LONGITUDINAL	91
3.3.3	DISTORSIÓN ANGULAR	92
3.3.3.1	DESARROLLO DE LA DISTORSIÓN ANGULAR.....	94
3.3.3.2	DISTORSIÓN ANGULAR DE UNA JUNTA A TOPE	97

3.3.3.3	DISTORSIÓN ANGULAR DE UNA JUNTA A FILETE	101
3.3.4	DOBLADO LONGITUDINAL	102
3.3.5	DISTORSIÓN ROTACIONAL	107
3.3.6	BUCKLING	108
3.4	FACTORES QUE AFECTAN LA DISTORSIÓN	109
3.4.1	PROPIEDADES DEL METAL BASE	110
3.4.2	RESTRICCIONES	110
3.4.3	DISEÑO DE LA JUNTA	110
3.4.4	POSICIONAMIENTO	111
3.4.5	PROCEDIMIENTO DE SOLDADURA	111
3.5	PREVENCIÓN DE LAS DISTORSIONES	111
3.5.1	PRINCIPIOS DE DISEÑO	111
3.5.1.1	UBICACIÓN DE LA SOLDADURA	111
3.5.1.2	REDUCCIÓN DEL VOLUMEN DE METAL DE APORTE	112
3.5.1.3	REDUCCIÓN DEL NÚMERO DE PASES	114
3.5.1.4	USO EQUILIBRADO DE SOLDADURA	115
3.5.2	MÉTODOS DE APLICACIÓN DE LA SOLDADURA PARA DISMINUIR LA DISTORSIÓN	116
3.5.2.1	SOLDADURA INTERMITENTE	116
3.5.2.2	MÉTODO DE SOLDADURA BACKSTEP	116
3.5.2.3	MÉTODO DE SOLDADURA SKIP	116
3.5.3	OTROS MÉTODOS DE PREVENCIÓN	117
3.5.3.1	PRE – POSICIONAMIENTO DE LAS PARTES	117
3.5.3.2	PARTES PRE – DOBLADAS	118
3.5.3.3	RESTRINGIR EL MOVIMIENTO	118

CAPÍTULO IV

	MÉTODOS DE PREDICCIÓN DE DEFORMACIONES EN EL PROCESO DE SOLDADURA	119
4.1	COMPORTAMIENTO ELÁSTICO, PLÁSTICO Y VISCOZO DEL MATERIAL	119
4.1.1	COMPORTAMIENTO ELASTO – PLÁSTICO	119
4.1.1.1	COMPORTAMIENTO ELASTO – PLÁSTICO SIN ENDURECIMIENTO POR DEFORMACIÓN O ELASTO – PLÁSTICO PERFECTO	120
4.1.1.2	COMPORTAMIENTO ELASTO – PLÁSTICO CON ENDURECIMIENTO POR DEFORMACIÓN	121
4.1.2	COMPORTAMIENTO ELASTO – VISCOPLÁSTICO DEL MATERIAL	122
4.1.2.1	MODELO DEL COMPORTAMIENTO ELASTO – VISCOPLÁSTICO DEL MATERIAL	127
4.1.3	RANGOS DE TEMPERATURA PARA LOS DIFERENTES COMPORTAMIENTOS DEL MATERIAL	128
4.1.4	PROPIEDADES TERMODINÁMICAS Y TERMOMECAÑICAS DEL MATERIAL	129
4.1.4.1	PROPIEDADES TERMODINÁMICAS DEL MATERIAL	130
4.1.4.2	PROPIEDADES TERMOMECAÑICAS DEL MATERIAL	133
4.2	DEFORMACIONES INHERENTES	139
4.2.1	MODELO SIMPLIFICADO PROPUESTO POR MURAKAWA	140
4.3	FORMULAS EXPERIMENTALES	146
4.3.1	MODELO DE LA DISTORSIÓN ANGULAR PROPUESTO POR OKERBLOM	146
4.3.2	MODELO DE LA DISTORSIÓN ANGULAR PROPUESTO POR KUZ' MINOV	147
4.3.3	MÉTODO ANALÍTICO PARA DETERMINAR LA DISTORSIÓN ANGULAR POR SOLDADURA EN UNA JUNTA A FILETE	151

CAPÍTULO V**SIMULACIÓN DE LA DISTORSIÓN EN LA SOLDADURA.....157**

5.1	SIMULACIÓN DEL PROCESO DE CONTRACCIÓN	157
5.1.1	CICLO TÉRMICO.....	157
5.1.2	CONTRACCIÓN HORIZONTAL Y VERTICAL.....	165
5.2	SIMULACIÓN DE LA DISTORSIÓN ANGULAR	170

CAPÍTULO VI**RESULTADOS DE LAS SIMULACIONES.....173**

6.1	CONTRACCIÓN	173
6.1.1	ANÁLISIS DE LA JUNTA CON ESPESOR DE 4mm	173
6.1.1.1	CONTRACCIÓN DEL PATÍN	173
6.1.1.2	CONTRACCIÓN DEL ALMA	175
6.1.2	ANÁLISIS DE LA JUNTA CON ESPESOR DE 6mm	176
6.1.2.1	CONTRACCIÓN DEL PATÍN	176
6.1.2.2	CONTRACCIÓN DEL ALMA	177
6.2	DISTORSIÓN ANGULAR	179

CAPÍTULO VII**CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES.....180**

7.1	CONCLUSIONES	180
7.2	RECOMENDACIONES.....	181

BIBLIOGRAFÍA..... 182**ANEXOS** 185

CONTENIDO DE FIGURAS

FIGURA 1.1	TEMPERATURA DE CAMPO TRANSITORIA $T=T(x, y, z, t_1)$ SOBRE UNA PLACA, PRODUCIDA POR UNA FUENTE PUNTUAL EN MOVIMIENTO.....	2
FIGURA 1.2	ISOTERMAS PRODUCIDAS EL PROCESO DE SOLDADURA DEL ALUMINIO ..	3
FIGURA 1.3	ESQUEMA DE LA LEY DE FOURIER.....	4
FIGURA 1.4	VOLUMEN DIFERENCIAL PARA DEDUCIR LA ECUACIÓN DE LA TRANSFERENCIA DE CALOR	5
FIGURA 1.5	FLUJO DE CALOR A.- PLACA GRUESA B.- PLACA DELGADA.....	11
FIGURA 1.6	CONDICIONES DE FRONTERA (A) TEMPERATURA SUPERFICIAL CONSTANTE, (B) FLUJO DE CALOR CONSTANTE, (C) INTERACCIÓN MEDIANTE LA LEY ENFRIAMIENTO DE NEWTON	12
FIGURA 1.7	VARIACIÓN DE LAS PROPIEDADES DEL MATERIAL CON RELACIÓN AL CAMBIO DE TEMPERATURA.....	16
FIGURA 1.8	TEMPERATURA A LO LARGO DE LA LÍNEA DE SOLDADURA.....	16
FIGURA 1.9	ETAPAS PRESENTES EN EL PROCESO DE SOLDADURA	18
FIGURA 1.10	ESQUEMA DE LOS DOS SISTEMAS DE COORDENADAS TANTO FIJO COMO EN MOVIMIENTO.....	20
FIGURA 1.11	FUENTES DE CALOR DISTRIBUIDAS A) EN ÁREAS, B) EN VOLÚMENES	22
FIGURA 1.12	FUENTE DE CALOR CIRCULAR	23
FIGURA 1.13	DIAGRAMA DE RADIOS EFECTIVOS.....	25
FIGURA 1.14	FUENTE DE CALOR VOLUMÉTRICA DE DOBLE ELIPSOIDE	30
FIGURA 1.15	ESQUEMA DE LA DURACIÓN DE LA FUENTE.....	31
FIGURA 1.16	MOVIMIENTO DE LA FUENTE PUNTUAL EN UN MEDIO SEMI INFINITO SEGÚN GRONG	34
FIGURA 1.17	REPRESENTACIÓN ESQUEMÁTICA DE LA SOLUCIÓN PRESENTADA POR ROSENTHAL	35
FIGURA 1.18	CAMPOS DE TEMPERATURA ALREDEDOR DE UNA FUENTE PUNTUAL EN MOVIMIENTO EN UN SÓLIDO SEMI – INFINITO, POR RYKALIN.....	36
FIGURA 1.19	DIAGRAMA DEL MÉTODO DE FUENTES REFLEJADAS	37
FIGURA 1.20	CAMPOS DE TEMPERATURA ALREDEDOR DE UNA FUENTE PUNTUAL EN MOVIMIENTO EN UN SÓLIDO DE ESPESOR MEDIO, POR RYKALIN	38
FIGURA 1.21	CAMPOS DE TEMPERATURA ALREDEDOR DE UNA FUENTE LINEAL EN MOVIMIENTO SOBRE UNA PLACA DELGADA, POR RYKALIN	40
FIGURA 2.1	DIAGRAMAS ESFUERZO – DEFORMACIÓN DE TRES TIPOS DE MATERIALES	45
FIGURA 2.2	DIAGRAMA ESFUERZO – DEFORMACIÓN REAL E INGENIERIL.....	47
FIGURA 2.3	ESFUERZOS NORMALES Y CORTANTES EXISTENTES EN UN ELEMENTO DE VOLUMEN INFINITESIMAL.....	48
FIGURA 2.4	SUPERFICIES DE FLUENCIA SEGÚN LOS CRITERIOS DE TRESCA Y DE VON MISES	54
FIGURA 2.5	SUPERFICIES DE FLUENCIA POR ENDURECIMIENTO POR DEFORMACIÓN A) ISOTRÓPICO; B) CINEMÁTICO.....	56
FIGURA 2.6	ESFUERZOS INTERNOS DE PRIMERO, SEGUNDO Y TERCER TIPO.....	57
FIGURA 2.7	SISTEMA DE TRES BARRAS, QUE SIMULAN EL CALENTAMIENTO Y ENFRIAMIENTO DE UNA PLACA SOLDADA	60
FIGURA 2.8	CURVA ESFUERZO – DEFORMACIÓN EN LA ZONA AFECTADA POR EL CALOR PARA UNA SOLDADURA A TOPE	61
FIGURA 2.9	CINÉTICA DE LOS ESFUERZOS EN UN SÓLIDO PRISMÁTICO.....	63
FIGURA 2.10	CAMBIO DE TEMPERATURA Y DE ESFUERZOS DURANTE LA SOLDADURA.....	65
FIGURA 2.11	DIAGRAMA ESFUERZO – TEMPERATURA PARA DETERMINAR EL ESTADO FINAL DE LOS ESFUERZOS RESIDUALES.....	67
FIGURA 2.12	CICLO ESFUERZO – DEFORMACIÓN CAUSADO POR EL MOVIMIENTO DE UNA FUENTE DE CALOR LINEAL	68

FIGURA 2.13	DISTRIBUCIÓN DE ESFUERZOS RESIDUALES LONGITUDINALES.....	69
FIGURA 2.14	DISTRIBUCIÓN DE ESFUERZOS RESIDUALES LONGITUDINALES PARA DIFERENTES TIPOS DE METALES.....	70
FIGURA 2.15	REPRESENTACIÓN TRIDIMENSIONAL DE LA DISTRIBUCIÓN DE ESFUERZOS RESIDUALES LONGITUDINALES EN LA SOLDADURA.....	71
FIGURA 2.16	ESFUERZOS RESIDUALES LONGITUDINALES EN UNA PLACA RECTANGULAR SIN RESTRICCIÓN CON UNA SOLDADURA LONGITUDINAL EN SU CENTRO	72
FIGURA 2.17	ESFUERZOS RESIDUALES LONGITUDINALES EN UNA PLACA RECTANGULAR SIN RESTRICCIÓN CON UNA SOLDADURA LONGITUDINAL EXCÉNTRICA	72
FIGURA 2.18	ESFUERZOS RESIDUALES LONGITUDINALES EN UNA VIGA CON SECCIÓN EN T CON UNA SOLDADURA LONGITUDINAL A FILETE EN AMBOS LADOS	73
FIGURA 2.19	DISTRIBUCIÓN DE ESFUERZOS RESIDUALES TRANSVERSALES	73
FIGURA 2.20	DISTRIBUCIÓN DE ESFUERZOS RESIDUALES TRANSVERSALES EN DOS PLACAS SOLDADAS CON DIFERENTES CONDICIONES	74
FIGURA 2.21	REPRESENTACIÓN TRIDIMENSIONAL DE LA DISTRIBUCIÓN DE ESFUERZOS RESIDUALES TRANSVERSALES EN LA SOLDADURA	75
FIGURA 2.22	ESFUERZOS RESIDUALES TRANSVERSALES EN LA SECCIÓN TRANSVERSAL DE LAS PLACAS; ESFUERZOS DE COMPRESIÓN EN LA SUPERFICIE; ESFUERZOS DE TENSIÓN EN EL INTERIOR.....	76
FIGURA 2.23	MÉTODO DE SECCIONAMIENTO UTILIZADO EN LA MEDICIÓN DE ESFUERZOS RESIDUALES	77
FIGURA 2.24	ROSETA DE TRES EXTENSÓMETROS MECÁNICOS UTILIZADA EL MÉTODO HOLE DRILLING	78
FIGURA 2.25	MÉTODO DE DIFRACCIÓN DE RAYOS X UTILIZADO EN LA MEDICIÓN DE ESFUERZOS RESIDUALES	80
FIGURA 2.26	REPRESENTACIÓN ESQUEMÁTICA DE LA LEY DE BRAGG	81
FIGURA 3.1	TIPOS DE DISTORSIONES	84
FIGURA 3.2	DISTORSIÓN TRANSVERSAL	85
FIGURA 3.3	CONTRACCIÓN TRANSVERSALES	87
FIGURA 3.4	CONTRACCIÓN TRANSVERSAL DESPUÉS DE LA EXPANSIÓN TRANSVERSAL.....	88
FIGURA 3.5	DIAGRAMA DE CONTRACCIÓN TRANSVERSAL Δu_{tr} PARA UN ACERO DE BAJO CARBONO.....	89
FIGURA 3.6	ZONAS DEL METAL SOLDADO	90
FIGURA 3.7	FASES DE LA CONTRACCIÓN TRANSVERSAL.....	91
FIGURA 3.8	CONTRACCIÓN LONGITUDINAL.....	91
FIGURA 3.9	CUANTIFICACIÓN DE LA CONTRACCIÓN TRANSVERSAL.....	92
FIGURA 3.10	ESQUEMA DE LA DISTORSIÓN ANGULAR β EN FUNCIÓN DEL ESPESOR DEL MATERIAL Y DEL CALOR DE ENTRADA	93
FIGURA 3.11	DISTORSIÓN ANGULAR COMO FUNCIÓN DEL TIEMPO, DURANTE UN CICLO TÉRMICO COMPLETO	94
FIGURA 3.12	REPRESENTACIÓN DE DISTRIBUCIÓN DE CALOR NO HOMOGÉNEA A TRAVÉS DEL ESPESOR DE LA LÁMINA.....	95
FIGURA 3.13	FASES DE LA DISTORSIÓN ANGULAR	96
FIGURA 3.14	DISTRIBUCIÓN DE TEMPERATURA EN AL PARTE SUPERIOR E INFERIOR DE LA PLACA	98
FIGURA 3.15	DETERMINACIÓN DE LA DEFORMACIÓN ANGULAR POR EL CALENTAMIENTO DE LA PIEZA.....	98
FIGURA 3.16	ANGULO DE DEFORMACIÓN DEPENDIENTE DE ENERGÍA LINEAL UNITARIA Y DE LA VELOCIDAD DE SOLDADURA	99
FIGURA 3.17	DEFORMACIÓN ANGULAR EN PLACAS CON PREPARACIÓN DE BISEL.....	100
FIGURA 3.18	DEFORMACIÓN ANGULAR ESQUEMÁTICA EN UNA JUNTA A FILETE	102
FIGURA 3.19	DISTORSIÓN ANGULAR EN UNA JUNTA A FILETE	102
FIGURA 3.20	DOBLADO LONGITUDINAL DE UNA PLACA CON SOLDADURA EXCÉNTRICA	103

FIGURA 3.21	DOBLADO LONGITUDINAL EN UNA JUNTA A FILETE	104
FIGURA 3.22	DISTORSIÓN ROTACIONAL DEBIDO A BAJAS TEMPERATURAS	107
FIGURA 3.23	DISTORSIÓN ROTACIONAL DEBIDO A ALTAS TEMPERATURAS	108
FIGURA 3.24	BUCKLING DE UNA SOLDADURA A TOPE.....	108
FIGURA 3.25	BUCKLING EN UNA JUNTA A FILETE	109
FIGURA 3.26	CAMBIO DE LAS PROPIEDADES DEL METAL EN FUNCIÓN DE LA TEMPERATURA	110
FIGURA 3.27	EJEMPLOS DE DISEÑOS MALOS Y BUENOS	112
FIGURA 3.28	REDUCCIÓN DE LA DISTORSIÓN ANGULAR POR: A) REDUCCIÓN DEL VOLUMEN DEL METAL DE APORTE; B) REDUCCIÓN MEDIANTE UNA JUNTA NO PREPARADA	112
FIGURA 3.29	TIPOS DE JUNTAS PARA REDUCIR LA CANTIDAD DE METAL DE APORTE	113
FIGURA 3.30	SOBREMONTA EN LA JUNTA A FILETE Y A TOPE	114
FIGURA 3.31	ESQUEMA DE UNA SOLDADURA CON UN GRAN Y MÍNIMO NÚMERO DE PASES.....	114
FIGURA 3.32	DIAGRAMA DEL EFECTO DEL NÚMERO DE PASES EN LA DISTORSIÓN ANGULAR	115
FIGURA 3.33	SOLDADURA EQUILIBRADA PARA REDUCIR LA CANTIDAD DE DISTORSIÓN ANGULAR.....	115
FIGURA 3.34	ESQUEMA DE UNA SOLDADURA INTERMITENTE	116
FIGURA 3.35	MÉTODO BACKSTEP	116
FIGURA 3.36	MÉTODO SKIP	117
FIGURA 3.37	FORMAS COMUNES DE PRE – POSICIONAMIENTO.....	117
FIGURA 3.38	DOBLADO DE LAS PLACAS PARA UNA JUNTA A TOPE	118
FIGURA 3.39	RESTRICTORES DE MOVIMIENTO EN UNA SOLDADURA A TOPE	118
FIGURA 4.1	MODELO DEL COMPORTAMIENTO ELASTO – PLÁSTICO PERFECTO.....	121
FIGURA 4.2	COMPORTAMIENTO ELASTO – PLÁSTICO CON ENDURECIMIENTO POR DEFORMACIÓN	122
FIGURA 4.3	DIAGRAMA ASHBY	124
FIGURA 4.4	ETAPAS DE LA DEFORMACIÓN TERMOFLUENCIA.....	126
FIGURA 4.5	MODELO DEL COMPORTAMIENTO ELASTO – VISCOPLÁSTICO	128
FIGURA 4.6	REGIONES DONDE SE PRODUCEN LOS TRES TIPOS DE COMPORTAMIENTOS DEL MATERIAL.....	129
FIGURA 4.7	CONDUCTIVIDAD TÉRMICA DEL HIERRO Y ACEROS EN FUNCIÓN DE LA TEMPERATURA	130
FIGURA 4.8	CALOR ESPECIFICO DEL HIERRO Y EL ACERO EN FUNCIÓN DE LA TEMPERATURA	131
FIGURA 4.9	DIFUSIVIDAD TÉRMICA DEL ACERO EN FUNCIÓN DE LA TEMPERATURA	132
FIGURA 4.10	DENSIDAD DEL ACERO Y DEL HIERRO EN FUNCIÓN DE LA TEMPERATURA	134
FIGURA 4.11	CURVA DILATÓMETRICA PARA UNA ACERO AUSTENÍTICO SIN TRANSFORMACIÓN MICROESTRUCTURAL	134
FIGURA 4.12	COEFICIENTE DE EXPANSIÓN TÉRMICO DEL ACERO EN FUNCIÓN DE LA TEMPERATURA	135
FIGURA 4.13	MÓDULO DE ELASTICIDAD DEL ACERO EN FUNCIÓN DE LA TEMPERATURA	136
FIGURA 4.14	DEFORMACIÓN DE UN MATERIAL SOMETIDO A ESFUERZO DE TENSIÓN	137
FIGURA 4.15	MÓDULO DE POISSON DEL ACERO EN FUNCIÓN DE LA TEMPERATURA.	137
FIGURA 4.16	CURVA ESFUERZO – DEFORMACIÓN PARA UN ACERO DE ALTA ALEACIÓN A VARIAS TEMPERATURAS.....	138
FIGURA 4.17	DIAGRAMA TEMPERATURA – DEFORMACIÓN PERMANENTE EN UN CICLO TÉRMICO DE SOLDADURA	139
FIGURA 4.18	DEFORMACIÓN INHERENTE EN UN DIAGRAMA ESFUERZO – DEFORMACIÓN	140
FIGURA 4.19	DIAGRAMA SIMPLIFICADO ESFUERZO – TEMPERATURA PARA DETERMINAR LA DEFORMACIÓN INHERENTE	141
FIGURA 4.20	BARRA SOMETIDO A UN CICLO TÉRMICO	142

FIGURA 4.21	DEFORMACIÓN INHERENTE COMO UNA FUNCIÓN DE LA TEMPERATURA MÁXIMA A) DEFORMACIÓN INHERENTE ε_x^* (DIRECCIÓN LONGITUDINAL DE LA SOLDADURA) B) DEFORMACIÓN INHERENTE ε_y^* (DIRECCIÓN LONGITUDINAL DE LA SOLDADURA).....	144
FIGURA 4.22	DEFORMACIÓN INHERENTE ε_x^* COMO FUNCIÓN DEL COEFICIENTE DE RESTRICCIÓN β_x	145
FIGURA 4.23	DISTORSIÓN ANGULAR DE PLACAS DE ACERO DE BAJO CARBONO PROPUESTO POR OKERBLOM	146
FIGURA 4.24	DISTORSIÓN ANGULAR PARA SOLDADURAS A TOPE CON UN SOLO PASE.....	147
FIGURA 4.25	FACTORES DE CORRECCIÓN m_i Y m_j DEPENDIENTES DEL NÚMERO DE CAPAS i Y j	148
FIGURA 4.26	DISTORSIÓN ANGULAR EN UNA JUNTA A FILETE CON EL ALMA FIJA.....	149
FIGURA 4.27	FACTOR DE INCLINACIÓN k	150
FIGURA 4.28	GEOMETRÍA DE LA CONTRACCIÓN DEL CORDÓN DE SOLDADURA.....	151
FIGURA 4.29	DISTORSIÓN ANGULAR PRODUCIDA POR LA CONTRACCIÓN DEL CORDÓN DE SOLDADURA.....	152
FIGURA 4.30	DISTORSIÓN ANGULAR PRODUCIDA POR LA CONTRACCIÓN DE UNA PARTE DEL PATÍN.....	152
FIGURA 4.31	FRACCIÓN DE CALOR ENTREGADO EN UNA JUNTA A FILETE	153
FIGURA 4.32	LONGITUD DE LA ISOTERMA EN RELACIÓN CON LA LONGITUD DE LA VIGA.....	155
FIGURA 4.33	DISTORSIÓN ANGULAR PRODUCIDA POR LA EJECUCIÓN DEL PRIMER CORDÓN DE SOLDADURA.....	156
FIGURA 5.1	SELECCIÓN DEL TIPO DE PROBLEMA.....	157
FIGURA 5.2	SECCIÓN DE ANÁLISIS EN UNA JUNTA A FILETE.....	158
FIGURA 5.3	GEOMETRÍA A ANALIZARSE TÉRMICAMENTE.....	158
FIGURA 5.4	DEFINICIÓN DEL TIPO Y PROPIEDADES DEL MATERIAL	159
FIGURA 5.5	DEFINICIÓN DE LA TEMPERATURA INICIAL DEL CUERPO.....	159
FIGURA 5.6	SUPERFICIES CON PERDIDA DE CALOR AL AMBIENTE.....	160
FIGURA 5.7	INGRESO DE LA CONDICIÓN DE PERDIDA DE CALOR AL AMBIENTE	160
FIGURA 5.8	SUPERFICIES AISLADAS.....	161
FIGURA 5.9	SUPERFICIE AISLADA DEBIDO A LA SIMETRÍA.....	161
FIGURA 5.10	SUPERFICIE CON FLUJO DE CALOR CONSTANTE	162
FIGURA 5.11	DISTRIBUCIÓN DE TEMPERATURA DESPUÉS DEL CALENTAMIENTO	163
FIGURA 5.12	DISTRIBUCIÓN DE TEMPERATURA DESPUÉS DEL ENFRIAMIENTO	163
FIGURA 5.13	CURVA DE CALENTAMIENTO	164
FIGURA 5.14	CURVA DE ENFRIAMIENTO	164
FIGURA 5.15	PUNTOS UTILIZADOS PARA EL ESTUDIO DE LA CONTRACCIÓN DEL PATÍN.....	165
FIGURA 5.16	PUNTOS UTILIZADOS PARA EL ESTUDIO DE LA CONTRACCIÓN DEL ALMA.....	165
FIGURA 5.17	PASOS PARA LA INSTALACIÓN DEL PROGRAMA	166
FIGURA 5.18	VENTANA DE INICIO	167
FIGURA 5.19	BARRA DE HERRAMIENTAS PRINCIPAL	167
FIGURA 5.20	OPCIONES A PARTIR DEL BOTÓN ARCHIVO	167
FIGURA 5.21	INFORMACIÓN GENERAL DEL PROGRAMA	168
FIGURA 5.22	OPCIONES A PARTIR DEL BOTÓN OPERACIONES	168
FIGURA 5.23	VENTANA PARA CALCULAR LA CONTRACCIÓN HORIZONTAL	169
FIGURA 5.24	VENTANA PARA CALCULAR LA CONTRACCIÓN VERTICAL	169
FIGURA 5.25	VENTANA PARA CALCULAR LA DISTORSIÓN ANGULAR.....	172
FIGURA 6.1	TAMAÑO DE LAS JUNTAS A ANALIZAR	173
FIGURA 6.2	PUNTOS DE ANÁLISIS DE LA CONTRACCIÓN DEL PATÍN DE ESPESOR DE 4MM.....	173
FIGURA 6.3	CONTRACCIÓN HORIZONTAL DEL PATÍN EN MM	174

FIGURA 6.4	CONTRACCIÓN VERTICAL DEL PATÍN EN MM	174
FIGURA 6.5	PUNTOS DE ANÁLISIS DE LA CONTRACCIÓN DEL ALMA DE ESPESOR DE 4 MM.....	175
FIGURA 6.6	CONTRACCIÓN HORIZONTAL DEL ALMA EN MM	175
FIGURA 6.7	CONTRACCIÓN HORIZONTAL DEL PATÍN EN MM	176
FIGURA 6.8	PUNTOS DE ANÁLISIS DE LA CONTRACCIÓN DEL PATÍN DE ESPESOR DE 6 MM.....	176
FIGURA 6.9	CONTRACCIÓN HORIZONTAL DEL PATÍN EN MM	177
FIGURA 6.10	CONTRACCIÓN VERTICAL DEL PATÍN EN MM	177
FIGURA 6.11	PUNTOS DE ANÁLISIS DE LA CONTRACCIÓN DEL ALMA DE ESPESOR DE 6 MM	177
FIGURA 6.12	CONTRACCIÓN VERTICAL DEL ALMA EN MM.....	178
FIGURA 6.13	CONTRACCIÓN HORIZONTAL DEL ALMA EN MM	178
FIGURA 6.14	CÁLCULO DE LA DISTORSIÓN ANGULAR	179

CONTENIDO DE TABLAS

TABLA 1.1	CUERPOS IDEALES PARA LOS PROCESOS DE TRANSFERENCIA DE CALOR POR SOLDADURA.....	10
TABLA 2.1	DEFORMACIONES PRODUCIDAS AL APLICAR ESFUERZOS EN TRES DIRECCIONES PERPENDICULARES	51
TABLA 4.1	PROPIEDADES TERMODINÁMICAS.....	130
TABLA 4.2	PROPIEDADES TERMOMECAÑICAS	133

PRESENTACIÓN

Las distorsiones ocasionadas por el proceso de soldadura conllevan una variación en la forma y dimensiones de los elementos soldados y por ende se presentan dificultades en el momento de ser ensamblados. Debido a esto en este proyecto de titulación se ha realizado un extenso estudio teórico sobre los esfuerzos residuales y distorsiones producidos por dicho proceso, con el fin de desarrollar un software que permita predecir y cuantificar la variación de las dimensiones originales de las juntas soldadas.

En los elementos soldados se presentan varios tipos de distorsiones entre las cuales las más comunes son: transversal, longitudinal, angular, rotacional, doblado longitudinal y buckling. Estas distorsiones se producen por esfuerzos residuales no homogéneos presentes en el material los cuales son el producto de un calentamiento y enfriamiento no uniforme de las placas soldadas.

Durante el proceso de soldadura el material presenta diferentes tipos de comportamiento los cuales son: elástico, plástico y visco – plástico según la región donde se quiera analizar. Para cada tipo de comportamiento existen ecuaciones que permiten modelarlo y calcular las deformaciones originadas. Además de lo mencionado anteriormente también se puede predecir las deformaciones mediante el método de las deformaciones inherentes y fórmulas experimentales cada una con sus respectivas ventajas y limitaciones.

En este análisis se utilizó el modelo simplificado propuesto por Murakawa el cual está basado en las deformaciones inherentes. Se realizó un programa en Visual Basic 6.0 utilizando este modelo, el cual calcula las contracciones horizontales y verticales de una junta a filete.

RESUMEN

El presente proyecto de titulación consta de seis capítulos los cuales se detallan a continuación:

En el Capítulo I, se ha realizado un estudio detallado de los campos de temperatura inducidos por el proceso de soldadura, de los parámetros que afectan a los mismos como el tipo de fuente de calor, las condiciones de frontera, tipo de geometría del elemento a ser analizado y también se presentan los modelos analíticos más utilizados para el estudio de los procesos de soldadura.

En el Capítulo II, se presentan definiciones generales acerca del comportamiento esfuerzo deformación de los metales, de las teorías de elasticidad y plasticidad además se ha realizado un estudio de los esfuerzos residuales en la soldadura analizando el origen, clasificación, distribución y los métodos más utilizados para medirlos.

En el Capítulo III, se ha realizado un estudio de las distorsiones producidas en el proceso de soldadura el cual incluye una clasificación de las mismas de las cuales se ha realizado un estudio individual y detallado, se analiza también los factores que afectan a las distorsiones y los métodos para prevenirlas.

En el Capítulo IV, se presenta un estudio de los diferentes comportamientos del material durante el proceso de soldadura y los rangos de temperatura en los que se producen, además se analiza la variación de las propiedades termomecánicas y termodinámicas del material con la temperatura y finalmente se presentan modelos analíticos para determinar la contracción de las piezas soldadas como también la distorsión angular.

En el Capítulo V, se detalla el proceso a seguir para determinar la distorsión en las piezas soldadas mediante el modelo propuesto por Murakawa, a través de un programa desarrollado en Visual Basic.

En el Capítulo VI, se muestran los resultados de la contracción de las placas, obtenidos luego de la aplicación del programa en dos juntas a filete de espesores distintos.

Finalmente en el anexo se presenta el código del programa Distorsión_angular.

SIMBOLOGÍA

A	Área de la sección transversal
A^*, B^*	Constantes del agujero taladrado, método de hole drilling
A_0	Área de la sección transversal inicial del cuerpo
A_i	Área instantánea de la sección transversal del cuerpo
C	Coefficiente de concentración del flujo de calor
c	Radio característico de la distribución de la fuente de calor
C_p	Calor específico
d	Diámetro del arreglo circular de extensómetros
d_o	Diámetro del agujero taladrado, método de hole drilling
d	Distancia entre los planos de la red cristalina
d_0	Distancia entre los planos de la red cristalina (libre de esfuerzos residuales)
dl	Cambio incremental de longitud
dT / dt	Velocidad de enfriamiento
e	Deformación ingenieril
e	Distancia del cordón de soldadura al eje neutro
E	Módulo de elasticidad o módulo de Young
\dot{E}_{ent}	Energía que entra al volumen de control
\dot{E}_g	Energía generada dentro del volumen de control
\dot{E}_{sale}	Energía que sale del volumen de control
\dot{E}_{alm}	Energía almacenada en el volumen de control
$f q_p$	Fracción de calor conducido al patín
F	Fuerza aplicada al cuerpo
F_s	Fuerza de contracción
G	Modulo de elasticidad en corte
h_{rad}	Coefficiente de transferencia de calor por radiación

h_{conv}	Coefficiente de transferencia de calor por convección
I	Intensidad de corriente
I_y	Momento de inercia alrededor del eje transversal
k	Coefficiente de conductividad térmica
k^*	Constante elástica del resorte
k	Constante elástica de la barra, modelo de Murakawa
K_0	Función modificada de Bessel de segundo orden
L_w	Longitud de la soldadura
l_0	Longitud inicial del cuerpo
l	Longitud después de la acción de la fuerza
n	Número entero de longitudes de onda, $n = 1$
\dot{q}	Rapidez a la que se genera energía por unidad de volumen
q''	Flujo de calor en el cuerpo
$q(0)$	Valor máximo de la fuente de calor en el centro de la elipsoide
$q_{ar}(0)$	Flujo máximo de calor
$q_{ar}(r)$	Flujo superficial en el radio r
q_{conv}''	Calor transferido por convección
q_{np}	Calor que se usa para fundir el metal base del patín de la junta
q_{rad}''	Calor transferido por radiación
$q_{vol}(x', y, z)$	Densidad de calor
q_x''	Cantidad de calor que atraviesa la superficie de $1m^2$ en $1s$
Q	Calor de ingreso
r	Distancia radial del centro a la fuente de calor
S	Esfuerzo ingenieril
T	Temperatura
T_{alr}	Temperatura de los alrededores
T_s	Temperatura superficial de la pieza soldada
T_∞	Temperatura del ambiente
T_0	Temperatura inicial del cuerpo

T_o	Temperatura de precalentamiento
t	Tiempo
V	Voltaje
v	Velocidad de soldadura
ν	Coefficiente de Poisson
x, y, z	Coordenadas espaciales
z_0	Localización del eje neutro sobre el borde de soldadura
α	Difusividad térmica del material
γ_{ij}	Deformación cortante
δ	Espesor de la placa
δ_a	Espesor de alma
δ_i	Espesor de la placa i
δ_p	Espesor del patín
δ_v	Espesor de las placas que forman la junta
ε	Deformación real
ε_{el}	Deformación elástica
ε_{pl}	Deformación plástica
ε_{th}	Deformación térmica
ε_{tr}	Deformación por transformación volumétrica
ε^*	Deformación inherente
ε_Y	Deformación en el límite elástico
$\varepsilon_{00}, \varepsilon_{45}, \varepsilon_{90}$	Deformaciones medidas por extensómetros, método de hole drilling
ε	Emisividad del material, esta en el rango de $0 \leq \varepsilon \leq 1$
η	Eficiencia del proceso de soldadura
η_M	Coefficiente que se usa para determinar la porción de calor usado para fundir el metal base
ϑ	Angulo Bragg
λ	Longitud de onda de los rayos X
μ_{tr}	Coefficiente transversal de contracción ≤ 1

ρ	Densidad del material
σ	Constante de Stefan- Boltzmann
σ	Esfuerzo real
σ_{ij}	Tensor de esfuerzo
σ_x	Esfuerzo normal a la sección transversal A
σ_y	Esfuerzo de fluencia
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Esfuerzos principales
Δu_1	Contracción longitudinal
Δu_r	Contracción transversal
τ	Espesor relativo
τ_{ij}	Esfuerzo de corte

CAPÍTULO I

CAMPOS DE TEMPERATURA INDUCIDOS POR LA SOLDADURA

En los procesos de soldadura en los cuales se usa una fuente de calor como en la soldadura por arco, los campos de temperatura debido al calor proveniente de la fuente produce la fusión del metal de aporte y del metal base, creando el charco de soldadura. Además el metal del electrodo es adherido al charco de soldadura lo cual para el análisis de calor no se lo considera. El charco de soldadura se mueve a lo largo de la junta y posteriormente el metal se solidifica ya que se va enfriando paulatinamente. El campo de temperaturas producido por el calor entregado por la fuente es el parámetro de entrada dominante para el proceso de soldadura por arco, este produce transformaciones de fase, esfuerzos y deformaciones temporales, como también distorsiones y esfuerzos residuales. Para analizar el comportamiento de la soldadura, se debe analizar con bastante exactitud los campos de temperatura.

1.1 FUNDAMENTOS FÍSICOS DE LA TRANSFERENCIA DE CALOR EN LA SOLDADURA

1.1.1 DEFINICIONES FUNDAMENTALES

1.1.1.1 Temperatura

Es una magnitud física, que caracteriza el grado de calentamiento del cuerpo.

1.1.1.2 Temperatura de campo

Es el valor de las temperaturas en todos los puntos del cuerpo en un determinado momento, como se indica en la figura 1.1.

$$T = T(x, y, z, t) \quad (1.1)$$

Donde:

x, y, z = Coordenadas espaciales

t = Tiempo

Si la temperatura en cualquier punto del cuerpo no cambia con respecto al tiempo, este campo se lo denomina estacionario, de lo contrario no estacionario o transitorio.

La temperatura de campo puede ser:

- Volumétrica (tres dimensiones), $T=T(x, y, z, t)$
- Superficial (dos dimensiones), $T=T(x, y, t)$
- Lineal (una dimensión), $T=T(x, t)$

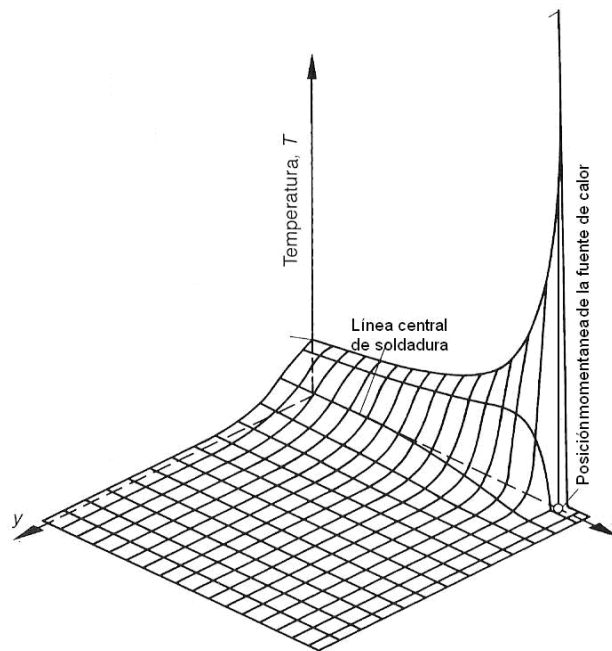


Figura 1.1 Temperatura de campo transitoria $T=T(x, y, z, t_1)$ sobre una placa, producida por una fuente puntual en movimiento ¹¹

1.1.1.3 Isoterma

Es el lugar geométrico donde los puntos del campo tienen la misma temperatura.

Las isotermas no pueden intersectarse, así como un mismo punto no puede tener distintos valores de temperatura.

La mayor variación de las temperaturas en unidad de longitud se produce en dirección normal a la isoterma, caracterizada por el gradiente de temperatura $grad T = \frac{\partial T}{\partial n}$. Por lo tanto el gradiente de temperatura en un punto del material es un vector cuya dirección es normal a la isoterma y su sentido hacia la disminución de temperatura.

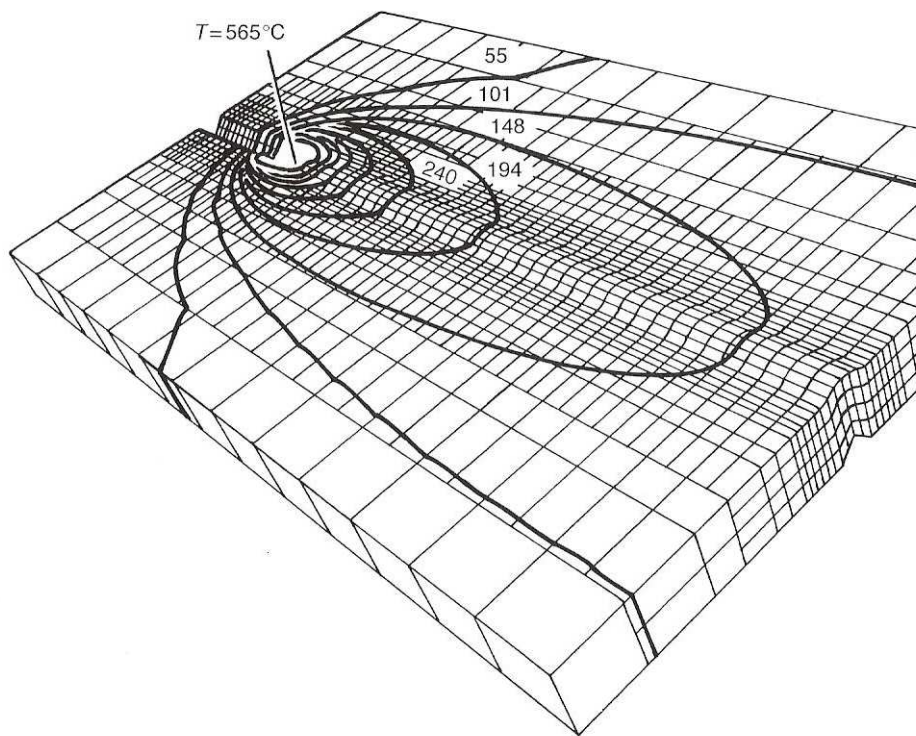


Figura 1.2 Isothermas producidas en el proceso de soldadura del aluminio ¹¹

1.1.1.4 Velocidad de enfriamiento (calentamiento)

Es la variación de la temperatura de un punto (x, y, z) con respecto al tiempo en el instante t , se la determina por la derivada $\frac{\partial T}{\partial t}(x, y, z, t)$, en $\left[\frac{K}{s}\right]$.

1.1.2 LEY DE FOURIER

Para el estudio de la conducción de calor se usa la ley de Fourier, la cual cuantifica el flujo de calor a través de un volumen, desde las regiones calientes hacia las regiones frías del cuerpo.

$$q'' = -k \frac{dT}{dx} \quad (1.2)$$

Se observa la transferencia de calor dentro de una barra con una distribución de temperatura $T(x)$ la cual depende de la longitud en el eje x , como se indica en la figura 1.3. La cantidad de calor dQ_x , que incide en la superficie transversal de la barra en el tiempo dt , es proporcional al gradiente de temperatura.

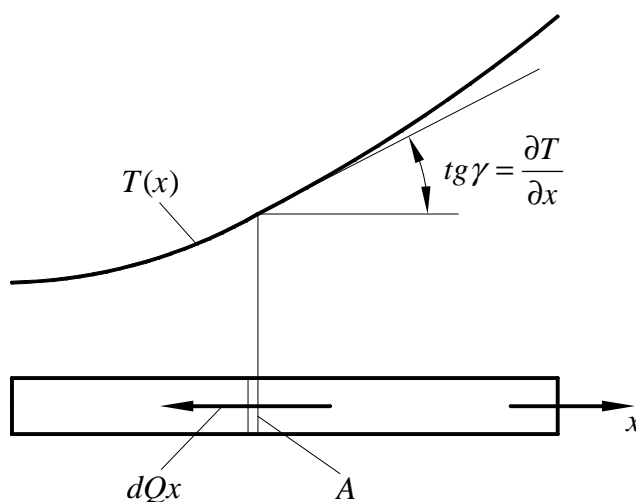


Figura 1.3 Esquema de la ley de Fourier

$$q_x'' = \frac{dQ_x}{A \cdot dt} = -k \frac{\partial T}{\partial x} \quad (1.3)$$

Donde:

k = Conductividad térmica del material $\left[\frac{W}{m \cdot K} \right]$

q_x'' = Cantidad de calor que atraviesa la superficie de $1m^2$ en $1s$ $\left[\frac{W}{m^2} \right]$

La ecuación 1.3 representa la ley básica de Fourier, la cual implica que el flujo de calor es una cantidad direccional, es decir siempre tendrá una dirección normal a una isoterma. Si se acepta que el flujo de calor es una cantidad vectorial se puede escribir la ley de Fourier de una forma más general.

$$q'' = -k \nabla T = -k \left(\frac{\partial T}{\partial x}, \frac{\partial T}{\partial y}, \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad (1.4)$$

Donde:

$$q'' = \text{Flujo de calor en el cuerpo} \left[\frac{W}{m^2} \right]$$

$$k = \text{Conductividad térmica del material} \left[\frac{W}{m.K} \right]$$

Se debe notar que el signo menos es necesario para que q'' sea positivo, debido a que el calor siempre se transfiere en dirección decreciente de la temperatura.

1.1.3 ECUACIÓN DIFERENCIAL DE TRANSFERENCIA DE CALOR

Para deducir de la ecuación diferencial de transferencia de calor se utiliza el principio de conservación de la energía. Se considera un medio homogéneo dentro del cual solo se transfiere calor, sin movimiento volumétrico de las partículas y la distribución de temperaturas se expresa en coordenadas cartesianas $T = T(x, y, z)$.⁸

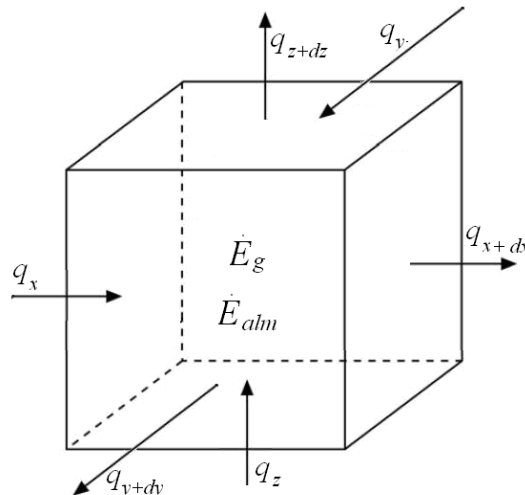


Figura 1.4 Volumen diferencial para deducir la ecuación de la transferencia de calor

Se define un volumen de control diferencial dx, dy, dz como la figura 1.4. Se considera los procesos de transferencia de energía relevantes para este volumen de control. Si hay gradientes de temperatura, la transferencia de calor por

conducción ocurrirá a través de cada una de las superficies de control, las velocidades de transferencia de calor por conducción perpendiculares a cada una de las superficies de control en las coordenadas x, y, z se indican en términos de q_x, q_y y q_z , respectivamente y se introducen las condiciones de flujo apropiadas. Las velocidades de transferencia de calor por conducción en las superficies opuestas se expresan como una expansión de las series de Taylor. ⁸

$$q_{x+dx} = q_x + \frac{\partial q_x}{\partial x} dx \quad (1.5)$$

$$q_{y+dy} = q_y + \frac{\partial q_y}{\partial y} dy \quad (1.6)$$

$$q_{z+dz} = q_z + \frac{\partial q_z}{\partial z} dz \quad (1.7)$$

Dentro del medio también puede haber un término fuente de energía asociado con la velocidad de generación de energía térmica. ⁸

$$\dot{E}_g = \dot{q} dx dy dz \quad (1.8)$$

Donde:

$$\dot{E}_g = \text{Energía generada [W]}$$

$$\dot{q} = \text{Rapidez a la que se genera energía por unidad de volumen en el medio} \left[\frac{W}{m^3} \right]$$

También puede ocurrir que determinada cantidad de energía térmica interna sea almacenada por el material en el volumen de control.

$$\dot{E}_{alm} = \rho Cp \frac{\partial T}{\partial t} dx dy dz \quad (1.9)$$

Donde:

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \text{Rapidez de cambio temporal de la energía sensible del medio por unidad de volumen } \left[\frac{W}{m^3} \right]$$

Aplicando el principio de conservación de energía en el volumen de control diferencial mediante el uso de las ecuaciones, 1.5, 1.6, 1.7, 1.8 y 1.9, se obtiene la siguiente ecuación:

$$\dot{E}_{ent} + \dot{E}_g - \dot{E}_{sale} = \dot{E}_{alm} \quad (1.10)$$

\dot{E}_{ent} = Energía que entra al volumen de control

\dot{E}_g = Energía generada dentro del volumen de control

\dot{E}_{sale} = Energía que sale del volumen de control

\dot{E}_{alm} = Energía almacenada en el volumen de control

Al sustituir la energía que entra y la que sale por la velocidad de transferencia de calor por conducción correspondientes, se tiene:

$$q_x + q_x + q_x + \dot{q} \, dx \, dy \, dz - q_{y+dy} - q_{y+dy} - q_{z+dz} = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \, dx \, dy \, dz \quad (1.11)$$

Sustituyendo las ecuaciones 1.5, 1.6 y 1.7, en la ecuación 1.11 se tiene que:

$$-\frac{\partial q_x}{\partial x} \, dx - \frac{\partial q_y}{\partial y} \, dy - \frac{\partial q_z}{\partial z} \, dz + \dot{q} \, dx \, dy \, dz = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \, dx \, dy \, dz \quad (1.12)$$

La rapidez de la conducción de calor se evalúa a partir de la ley de Fourier:

$$q_x = -k_x dy dz \frac{\partial T}{\partial x} \quad (1.13)$$

$$q_y = -k_y dx dz \frac{\partial T}{\partial y} \quad (1.14)$$

$$q_z = -k_z dx dy \frac{\partial T}{\partial z} \quad (1.15)$$

Sustituyendo en la ecuación 1.12 los valores de q_n dados por las ecuaciones 1.13, 1.14 y 1.15 y simplificando, se obtiene la ecuación general en coordenadas cartesianas de la transferencia de calor:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q} = Cp \cdot \rho \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1.16)$$

Se considera que la conductividad térmica es constante en cualquier dirección:

$$\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + \frac{\dot{q}}{k} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1.17)$$

Donde:

$$\alpha = \text{Difusividad térmica, } \frac{k}{\rho Cp}$$

Otra forma de escribir la ecuación 1.17 es a partir de operador diferencial ∇ .

$$\nabla^2 T + \frac{\dot{q}}{k} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1.18)$$

Donde:

$$\nabla^2 = \left(\frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2} \right)$$

Esta ecuación también se la puede deducir para el caso de sistemas de coordenadas cilíndricas y esféricas, pero para la soldadura el de mayor importancia es el sistema cartesiano.

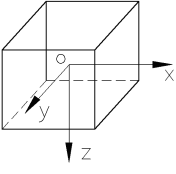
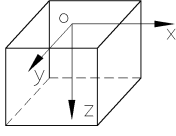
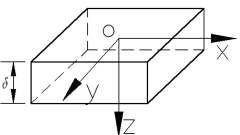
1.2 MODELOS ANALÍTICOS

Para crear un modelo analítico apropiado de los campos térmicos inducidos por la soldadura, se debe determinar los siguientes parámetros:

- Tipo de geometría
- Tipo de fuente
- Condiciones iniciales
- Condiciones de frontera

1.2.1 TIPO DE GEOMETRÍA

Si se considera un cuerpo en su forma real la solución de los problemas térmicos en los procesos de soldadura resultaría muy compleja, por eso se idealiza su forma real de la siguiente manera.

Designación del cuerpo	Esquema	Región de aplicación	Distribución de flujo de calor	Temperatura de campo
Infinito		$-\infty < x < \infty$ $-\infty < y < \infty$ $-\infty < z < \infty$	espacial	$T = T(x, y, z, t)$
Semi infinito		$-\infty < x < \infty$ $-\infty < y < \infty$ $0 < z < \infty$	espacial	$T = T(x, y, z, t)$
Placa semi infinita		$-\infty < x < \infty$ $-\infty < y < \infty$ $0 < z < \delta$	espacial	$T = T(x, y, z, t)$

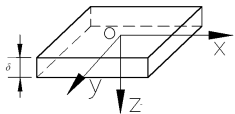
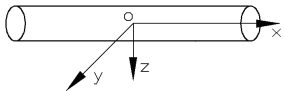
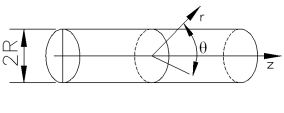
Placa infinita		$-\infty < x < \infty$ $-\infty < y < \infty$ $\partial T / \partial z = 0$	superficial	$T = T(x, y, t)$
Barra infinita		$-\infty < x < \infty$ $\partial T / \partial y = 0$ $\partial T / \partial z = 0$	lineal	$T = T(x, t)$
Cilindro infinito		$0 \leq r < R$ $0 \leq \theta < 2\pi$ $-\infty < z < \infty$	espacial	$T = T(x, y, z, t)$

Tabla 1.1 Cuerpos ideales para los procesos de transferencia de calor por soldadura

1.2.1.1 Parámetro para clasificar placa gruesa o placa delgada

La distinción entre placa gruesa y placa delgada requiere una explicación. La ecuación para placa gruesa es usada cuando el flujo de calor es tridimensional mientras que la ecuación para placa delgada se la aplicará a cualquier tipo de soldadura donde el flujo de calor sea esencialmente lateral es decir bidimensional. Un metal base es delgado cuando la diferencia de temperatura entre la superficie superior e inferior es pequeña. Sin embargo no siempre es obvia la diferencia entre placa gruesa y delgada, dado que estos términos no tienen un significado absoluto. Por esta razón es útil determinar una cantidad adimensional conocida como espesor relativo.

$$\tau = \delta \sqrt{\frac{\rho C_p (T_c - T_o)}{H_{neto}}} \quad (1.19)$$

Donde:

τ = Espesor relativo

δ = Espesor del material [mm]

T_c = Temperatura [°C]

T_o = Temperatura de precalentamiento [$^{\circ}C$]

H_{neto} = Calor neto aportado $\left[\frac{J}{mm} \right]$

ρ = Densidad del material $\left[\frac{g}{mm^3} \right]$

C_p = Calor específico $\left[\frac{J}{g \cdot ^{\circ}C} \right]$

En la figura 1.5 se puede ver un esquema de la influencia del espesor relativo en las características del flujo de calor.

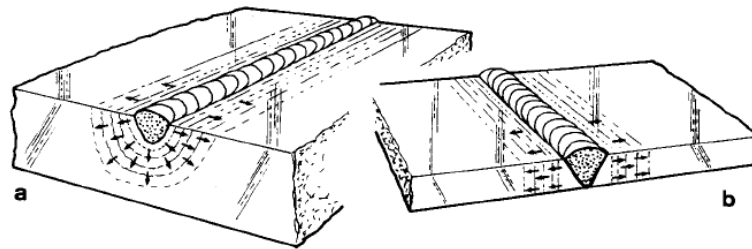


Figura 1.5 Flujo de calor a.-placa gruesa b.- placa delgada ²

Cuando el parámetro de espesor relativo τ es mayor que 0.9 el flujo de calor es del tipo tridimensional y se aplica la ecuación correspondiente a placa gruesa. Cuando τ es menor que 0.6 el flujo de calor es del tipo bidimensional por lo que la ecuación a utilizar es la de placa delgada. Cuando τ esta entre 0.6 y 0.9 se utiliza la ecuación para placa de espesor medio.

1.2.2 TIPO DE FUENTE DE CALOR

Se debe determinar aproximadamente el tipo de fuente de calor que más se aproxima al caso que se esté analizando. Hay tres parámetros para caracterizar a la fuente de calor las cuales son:

- *Movilidad.*- Si la fuente de calor se encuentre estática o en movimiento.
- *Dimensión.*- Especifica que tan grande y que forma tiene la fuente

- *Duración de la acción.*- Indica si la fuente actuó durante todo el tiempo del proceso de soldadura o en forma instantánea.

Estos conceptos se detallan mas adelante en el modelado de la fuente.

1.2.3 CONDICIONES INICIALES

La condición inicial consiste en especificar la distribución inicial de temperaturas, es decir en el tiempo $t = 0$ en función de un sistema de coordenadas espacial $T(x, y, z, 0)$. En el caso de la soldadura la condición inicial es usualmente isotérmica: $T(x, y, z, 0) = T_0 = \text{const.}$

1.2.4 CONDICIONES DE FRONTERA

Las condiciones de frontera representan la ley de interacción entre la superficie de la pieza de trabajo y sus alrededores. Los procesos de soldadura usualmente involucran tres diferentes tipos de condiciones de frontera las cuales pueden ser:

- Temperatura superficial constante
- Flujo de calor preestablecido
- Ley de enfriamiento de Newton

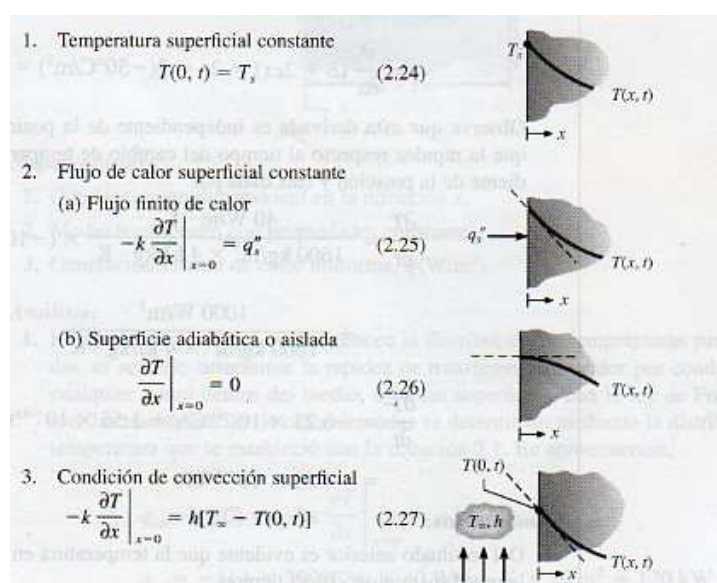


Figura 1.6 Condiciones de frontera ⁸

1.2.4.1 Temperatura superficial constante

Este tipo de condición está representado en la figura 1.6.1, en la cual las condiciones externas forzan a una parte o a la totalidad de la superficie del cuerpo a mantener una temperatura superficial constante excepto en el lugar donde se está realizando el proceso de soldadura.

1.2.4.2 Flujo de calor en la superficie

Este tipo de condición está representada en la figura 1.6.2. Esta condición de frontera menciona que el flujo de calor es constante en la superficie del cuerpo y se relaciona con el gradiente de temperatura en la superficie, mediante la ley de Fourier. Con esta condición, se puede colocar pérdidas constantes en la superficie y también colocar en el modelo una fuente de calor distribuida sobre la superficie. Un caso especial sería la condición de frontera adiabática la cual es extensamente usada para simplificar aproximaciones analíticas. El uso de este tipo de condición es una buena aproximación si las isotermas son más o menos perpendiculares a la superficie considerada.

1.2.4.3 Flujo de calor mediante la ley de Newton

Este tipo de condición está representado en la figura 1.6.3. Esta ley asume que la pérdida de calor en la superficie es proporcional a la diferencia entre las temperaturas superficial T_s y ambiental T_∞ o alrededores T_{alr} , a través del coeficiente de transferencia de calor sea el caso de radiación h_{rad} o de convección h_{conv} .

Flujo de calor por radiación.- Se transfiere el calor hacia los alrededores siguiendo la ley de Stefan – Boltzmann, debido a la diferencia de temperaturas entre el metal soldado y los alrededores existe un flujo de calor (energía perdida) dado por la relación:

$$q_{rad} = \epsilon \sigma (T_s^4 - T_{alr}^4) \quad (1.20)$$

Donde:

$$q_{rad}'' = \text{Calor transferido por radiación} \left[\frac{W}{m^2} \right]$$

$$\varepsilon = \text{Emisividad del material, esta en el rango de } 0 \leq \varepsilon \leq 1$$

$$\sigma = \text{Constante de Stefan- Boltzmann, } 5.67 \times 10^{-8} \left[\frac{W}{m^2 K^4} \right]$$

$$T_s = \text{Temperatura superficial de la pieza } [K]$$

$$T_{alr} = \text{Temperatura de los alrededores } [K]$$

A través arreglos matemáticos se llega a la siguiente expresión equivalente:

$$q_{rad}'' = h_{rad} (T_s - T_{alr}) \quad (1.21)$$

$$h_{rad} = \varepsilon \sigma (T_s^2 + T_{alr}^2)(T_s + T_{alr}) \quad (1.22)$$

Donde:

$$h_{rad} = \text{Coeficiente de transferencia de calor por radiación} \left[\frac{W}{m^2 K} \right]$$

Flujo de calor por convección.- Se transfiere el calor desde la superficie del cuerpo soldado hacia el fluido que lo rodea, y viene dado por la ecuación:

$$q_{conv}'' = h_{conv} (T_s - T_{\infty}) \quad (1.23)$$

Donde:

$$q_{conv}'' = \text{Calor transferido por convección} \left[\frac{W}{m^2} \right]$$

$$h_{conv} = \text{Coeficiente de transferencia de calor por convección} \left[\frac{W}{m^2 K} \right]$$

$$T_s = \text{Temperatura superficial de la pieza soldada } [K]$$

$$T_{\infty} = \text{Temperatura del ambiente } [K]$$

Existen dos tipos de convección las cuales son natural y forzada, para cada una de ellas existen las relaciones matemáticas correspondientes para cuantificar el coeficiente de transferencia de calor h_{conv} , las cuales son específicas para cada caso ya que dependen de varios factores y condiciones externas.

- *Convección Natural.*- Cuando, por cambio de densidad del fluido debido al incremento de temperatura produce un movimiento del aire.
- *Convección Forzada.*- Cuando el movimiento del fluido alrededor de la pieza es causado por medios externos como ventiladores, vientos atmosféricos, etc. Cabe mencionar que mayor cantidad de calor se pierde a través de la convección forzada.

En casos reales se presentan los dos métodos combinados convección y radiación por lo tanto se debe determinar un coeficiente equivalente el cual se lo obtiene sumando los dos tanto el de convección como el de radiación.

1.3 MODELADO DE LOS CAMPOS DE TEMPERATURA DURANTE EL PROCESO DE SOLDADURA

Todos los procesos de soldadura por fusión involucran elevadas temperaturas por lo tanto es necesario realizar un estudio profundo de los procesos térmicos.

Se enunciará soluciones analíticas con suposiciones adecuadas de modelos matemáticos simplificados. También se tratará la transferencia de calor en el material y los perfiles de temperatura obtenidos analíticamente para los casos que mas comúnmente se presentan en la vida práctica.

Para obtener una solución simplificada de la ecuación diferencial del flujo de calor, se debe asumir que las propiedades termo – físicas del metal base son constantes e independientes de la temperatura. Esta consideración esta errada ya que estas propiedades varían, como se muestra en la figura 1.7.

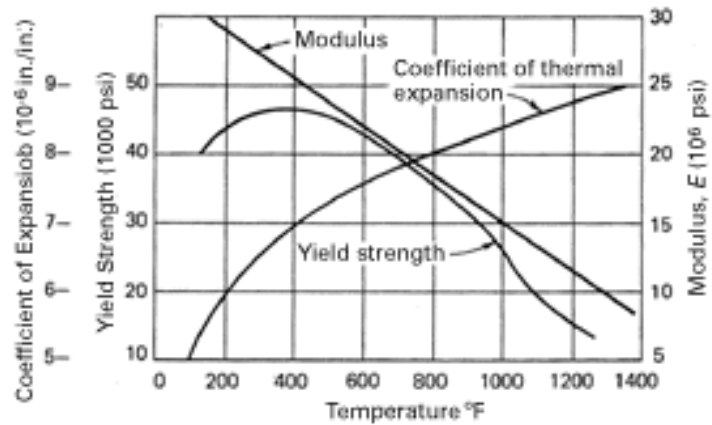


Figura 1.7 Variación de las propiedades del material con relación al cambio de temperatura ²¹

Una forma esquemática de indicar la temperatura en una línea central a lo largo del cordón de soldadura, se muestra en la figura 1.8.

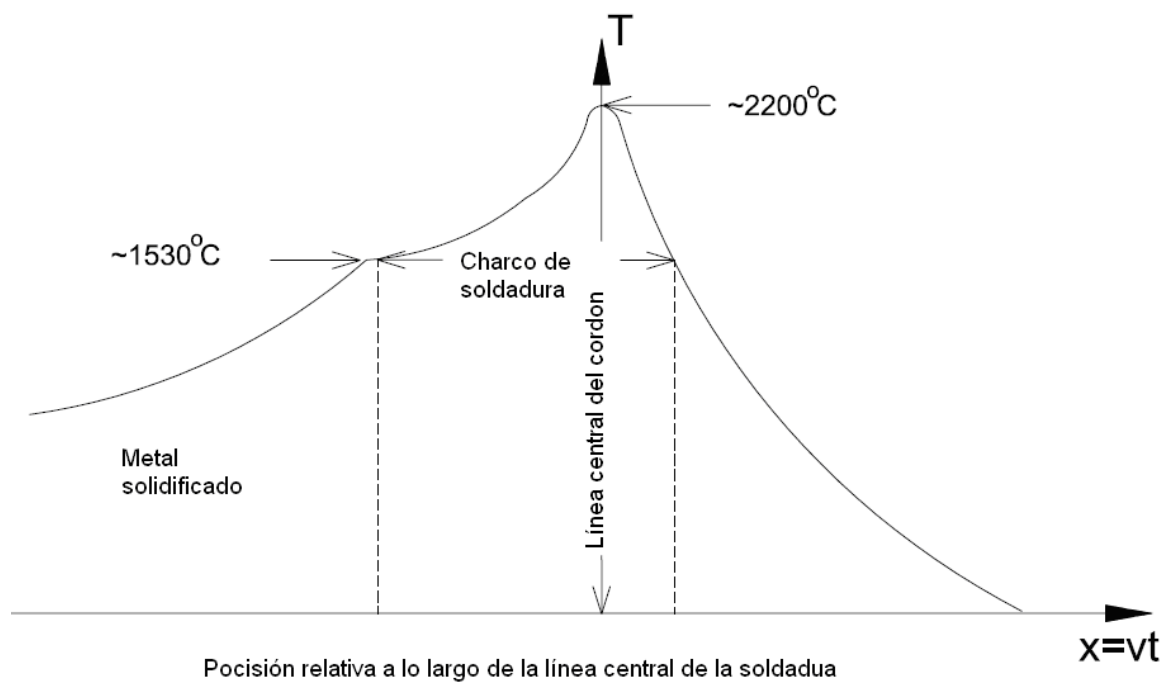


Figura 1.8 Temperatura a lo largo de la línea de soldadura ²

1.3.1 ESTADOS PRESENTES EN LA SOLDADURA ²

En el proceso de soldadura la fuente de calor se esta moviendo acorde avanza la soldadura. Si se asume que la fuente de calor se mueve a una velocidad constante a lo largo de una línea recta, entonces el perfil de temperaturas que se forma a partir de la fuente de calor vendrá a ser cuasi - estacionario por lo tanto, la temperatura no varía con el tiempo para un punto que se esté moviendo con la fuente de calor. Además se tiene otros dos estados, los cuales son transitorios y se encuentran al inicio y al final de la soldadura.

El calentamiento y posterior enfriamiento en los procesos de soldadura involucra tres etapas:

- Etapa inicial
- Etapa cuasi – estacionario
- Etapa final

1.3.1.1 Etapa inicial

Es transitoria y en la cual la temperatura alrededor de la fuente de calor aun esta subiendo.

1.3.1.2 Etapa cuasi – estacionario

En el cual la distribución de temperatura es estacionaria en un sistema de coordenadas en movimiento con la fuente de calor.

1.3.1.3 Etapa final

Es una segunda etapa transitoria en la cual la temperatura decrece después de que el arco de soldadura se apaga.

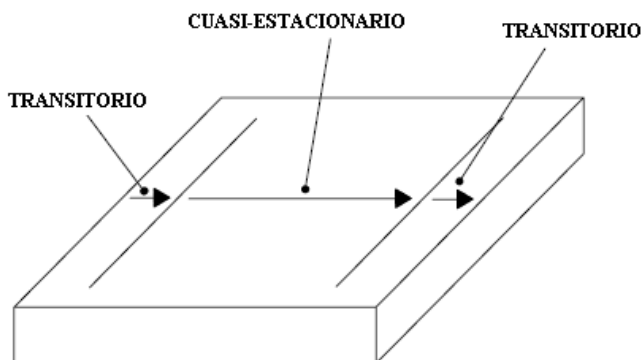


Figura 1.9 Etapas presentes en el proceso de soldadura ²

La mayoría de expansiones y contracciones del metal base y el HAZ ocurren en el estado cuasi – estacionario.

1.3.2 MODELADO DE LA FUENTE DE CALOR

El modelado de la distribución de energía en el arco de soldadura es el núcleo del análisis ya que de esto depende mucho la exactitud de los resultados.

Para el caso de soldadura por arco, no toda la energía eléctrica que provee la fuente se convierte en energía térmica para elevar la temperatura tanto del metal base como del electrodo. Una parte de esta energía se disipa es decir se pierde, por lo tanto la energía neta que ingresa al metal base está dado por la ecuación siguiente:

$$Q = \eta \frac{VI}{v} \quad (1.24)$$

Donde:

- Q = Calor de ingreso $\left[\frac{J}{mm} \right]$
- η = Coeficiente de eficiencia del proceso
- V = Voltaje del arco [V]
- I = Intensidad del arco [A]
- v = Velocidad de soldadura $\left[\frac{mm}{s} \right]$

El valor del coeficiente η depende de varios factores entre ellos el tipo de proceso de soldadura, las condiciones en las que se lo realiza etc.

Debido que la física de la fuente de calor para la soldadura es muy complicada y que este fenómeno se encuentra relacionado con varios campos de estudio tales como: leyes magneto – hidrodinámicas, de mecánica de fluidos, fuerzas de Lorentz, fuerzas de tensión superficial, etc. Su modelado implica ecuaciones matemáticas muy complejas las cuales no se lo resuelve exactamente sino que se realizan aproximaciones. Cabe señalar que el fenómeno de transferencia de masa y calor del electrodo al metal base no ha sido completamente entendido y modelado, por lo que se han desarrollado modelos para dos tipos de fuentes de calor la cuales son:

- Estacionarias
- Móviles

1.3.2.1 Fuentes estacionarias

Fuentes estacionarias son aquellas que su posición no varía respecto al tiempo es decir permanecen estáticas en un punto del sólido.

Para el análisis con fuentes estacionarias no se realiza ningún tipo de modificación a la ecuación diferencial de transferencia de calor. Su complejidad matemática es menor que las fuentes móviles.

1.3.2.2 Fuentes Móviles

La teoría básica de fuente de calor en movimiento para el estudio de la soldadura fue desarrollada por Rosental en 1930, y es aún un método analítico muy popular para calcular los campos térmicos.

En esta teoría, se considera una fuente de calor constante localizada en el origen de un sistema de coordenadas rectangulares (x', y', z') moviéndose a una velocidad constante con respecto a un sistema de referencia estacionario (x, y, z) , la velocidad v está en la dirección x positiva y las otras dos coordenadas son

paralelas. Un observador en el sistema de coordenadas estacionario (x, y, z) se percataría del cambio en el campo de temperatura de sus alrededores mientras pasa la fuente de calor. En contraste un observador a que se desplaza junto con el sistema de coordenadas en movimiento (x', y', z') se percataría que no existen cambios en la temperatura. Si la soldadura es llevada a cabo en una longitud suficiente se crea un estado llamado cuasi – estacionario y este estado es representado matemáticamente por $\frac{\partial T}{\partial t} \Big|_{x=cte} = 0$ en el sistema de coordenadas en movimiento. ²

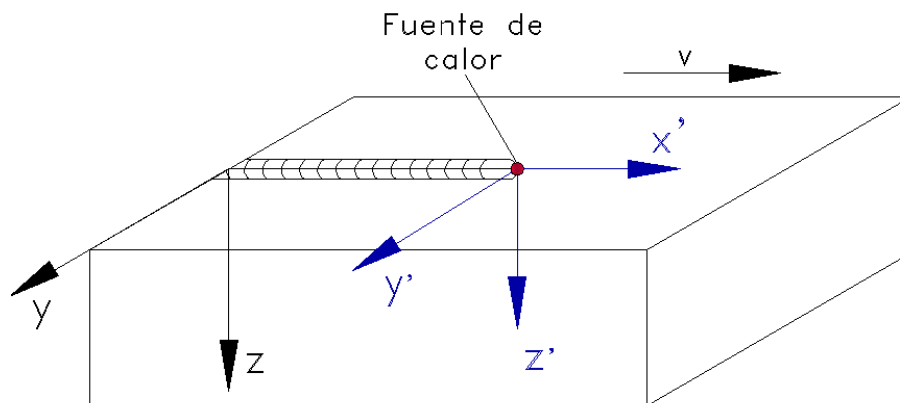


Figura 1.10 Esquema de los dos sistemas de coordenadas tanto fijo como en movimiento ²

Asumiendo que el coeficiente de conductividad térmica del material es constante en todas las direcciones, la fuente de calor es puntual, por lo tanto el campo de temperaturas $T(x, y, z, t)$ debe satisfacer la ecuación 1.25.

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1.25)$$

Donde:

$$\alpha = \frac{k}{\rho C_p} \quad \text{Difusividad térmica} \left[\frac{m^2}{s} \right]$$

Por lo tanto reemplazando en la ecuación 1.25 los valores del sistema estacionario por los valores del sistema de coordenadas que se mueve junto con la fuente de calor se tiene:

$$\begin{aligned}x' &= x - vt \\y' &= y \\z' &= z\end{aligned}\tag{1.26}$$

Bajo la suposición de un estado cuasi - estacionario donde $\left. \frac{\partial T}{\partial t} \right|_{x'=cte} = 0$, la siguiente ecuación diferencial es obtenida para el estudio de los procesos de soldadura:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x'^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = - \frac{v}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial x'}\tag{1.27}$$

Donde:

v = Velocidad a la que se desplaza la fuente de calor y por ende el sistema de coordenadas (x', y', z') $\left[\frac{m}{s} \right]$

Las fuentes según la forma se dividen en:

- Fuente puntual
- Fuente lineal
- Fuente distribuida

1.3.2.3 Fuentes puntuales

Es la forma más sencilla de simular la fuente de calor, ya que se supone que el calor que ingresa al sólido lo hace a través de un punto.

1.3.2.4 Fuentes lineales

Para este tipo de fuente se considera que sobre el sólido existe una línea de longitud finita la cual es la que provee el calor o energía calórica al metal base para realizar el proceso de soldadura.

1.3.2.5 Fuentes de calor distribuidas

Varias investigaciones han mostrado que los modelos de Rosental de una fuente de calor puntual o lineal presentan varios errores para las temperaturas dentro de la zona de fusión y del HAZ, por ello se plantea dos tipos principales de fuente de calor distribuida, las cuales son:

- Fuentes de calor distribuidas en áreas
- Fuentes de calor distribuidas en volumen

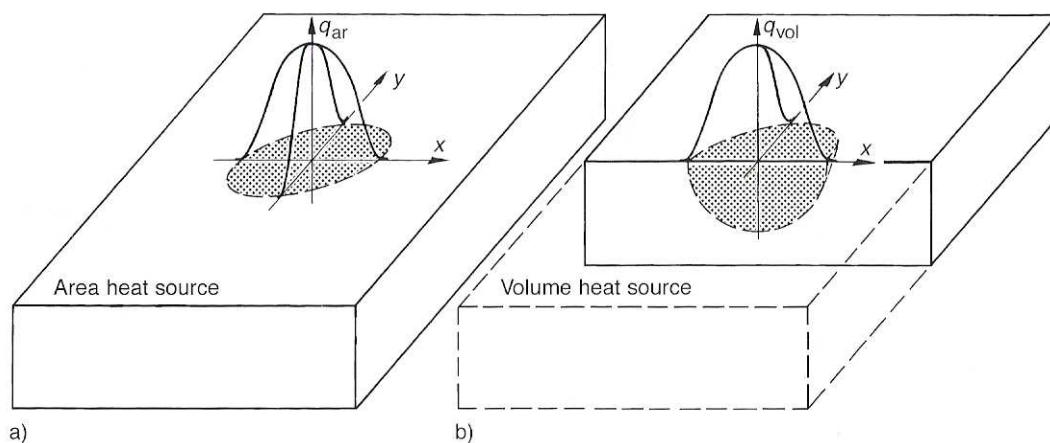


Figura 1.11 Fuentes de calor distribuidas a) en áreas, b) en volúmenes ¹¹

1.3.2.6 Fuentes de calor distribuidas en áreas

En los procesos de soldadura por arco, el calor para este tipo de proceso es generado en una delgada capa superficial, se transfiere por medio de conducción y convección hacia adentro de la placa para producir el charco y finalmente se propaga por medio de conducción a los alrededores del charco es decir hacia el metal base.

Este modelo de fuente de calor bi – dimensional es propuesto por Pavelic al que se lo conoce como “Disco Circular”, en el cual el flujo de calor que se deposita

sobre la lámina tiene una distribución Gaussiana o Normal. El cual está descrito mediante la siguiente fórmula: ¹¹

$$q_{ar}(r) = q_{ar}(0)e^{-Cr^2} \quad (1.28)$$

Donde:

$q_{ar}(r)$ = Flujo superficial en el radio r $\left[\frac{W}{m^2} \right]$

$q_{ar}(0)$ = Flujo máximo de calor $\left[\frac{W}{m^2} \right]$

C = Coeficiente de concentración del flujo de calor $[m^{-2}]$

r = Distancia radial del centro a la fuente de calor $[m]$

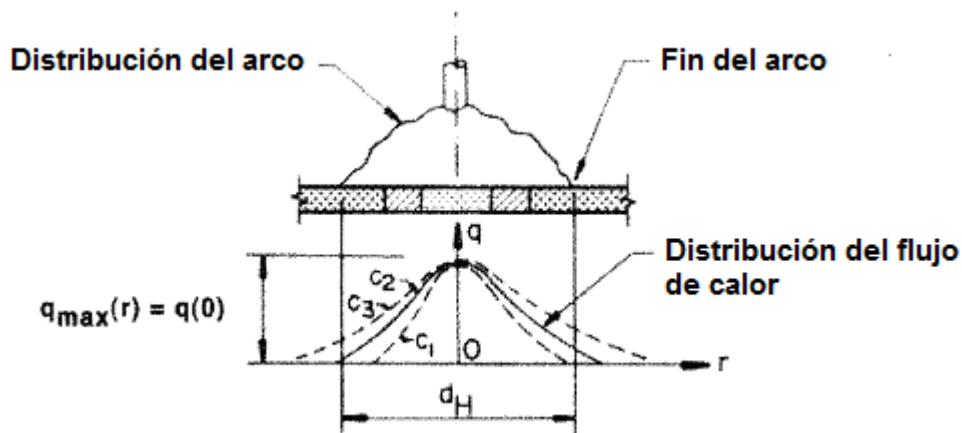


Figura 1.12 Fuente de calor circular ⁷

El valor máximo $q_{ar}(0)$ es el calor total efectivo que provee la fuente:

$$q_{ar}(0) = \frac{C}{\pi} q \quad (1.29)$$

Donde:

C = Coeficiente de concentración del flujo de calor $[m^{-2}]$

Para entender el coeficiente C se lo puede asociar con un simple significado físico. Si un flujo uniforme de magnitud $q_{ar}(0)$ está distribuido en un disco circular de

diámetro $d = \frac{2}{\sqrt{C}}$, la tasa de energía de entrada sería el calor neto de ingreso.

Por lo tanto una fuente de calor mas concentrada tendría un diámetro más pequeño y un gran valor de C. El coeficiente de concentración caracteriza el ancho de la campana como se indica en la figura 1.12. La siguiente relación existe con la desviación estándar σ .¹¹

$$C = \frac{1}{2\sigma^2} \quad (1.30)$$

Para $r \geq 3\sigma$, la curva de la campana exhibe valores muy bajos pero el valor cero solo se lo alcanza en el infinito.

Sin embargo, es necesario estar de acuerdo sobre cual de los radios finitos caracterizan la extensión del área circular efectiva que actúa bajo la curva de la campana. Una convención de acuerdo a Rykalin es que $q_{ar} = 0.05 q_{ar}(0)$ por la cual el radio efectivo externo de la fuente normal esta expresado mediante la ecuación 1.31. En este tipo de fuente la densidad de potencia calórica se reduce en un 5%.¹¹

$$r_{0.05} = \sqrt{\frac{3}{C}} \quad (1.31)$$

La conversión de una fuente circular normal a una fuente circular con una densidad de flujo de calor constante en el máximo valor de la fuente normal esta expresado mediante la ecuación 1.31. El cual es un radio más pequeño que el anterior.¹¹

$$r_0 = \sqrt{\frac{1}{C}} \quad (1.32)$$

Una fórmula para la distribución circular normal del calor neto de ingreso la cual es apropiada para propósitos de ingeniería puede ser obtenida de las ecuaciones 1.28, 1.29, 1.31 para un sistema de coordenadas unido a la fuente de calor (para

ambos fuentes estacionarias y en movimiento, $r^2 = x^2 + y^2$) es introducido en este caso:¹¹

$$q_{ar}(x, y) = \frac{3q}{\pi r_{0.05}^2} \exp\left[-\frac{3(x^2 + y^2)}{r_{0.05}^2}\right] \quad (1.33)$$

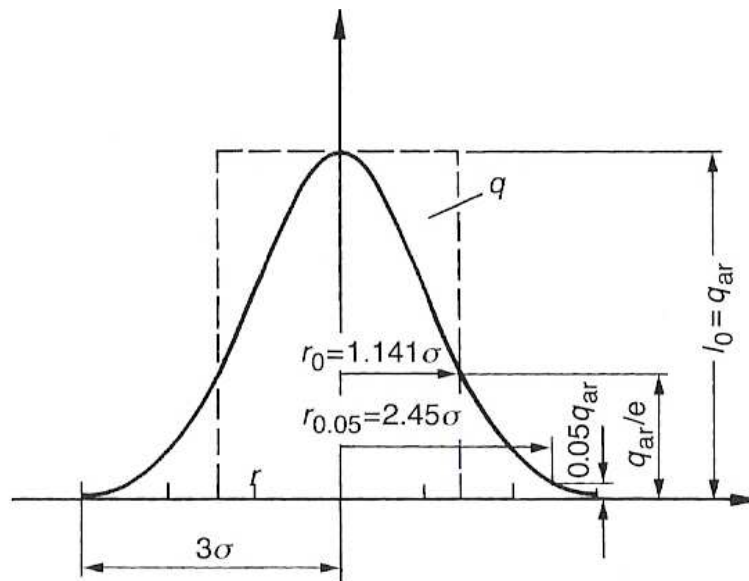


Figura 1.13 Diagrama de radios efectivos ¹¹

En la figura 1.13 se indica la forma de los radios efectivos r_0 y $r_{0.05}$ para el caso de una soldadura mediante el proceso SAW.

Para el caso de una fuente de calor superficial en movimiento Friedman, Krutz y Segerlnd sugieren una fórmula alternativa para el disco de Pavelic, el cual está expresado para un sistema de coordenadas que se mueve junto con la fuente de calor.²

$$q(x', y) = \frac{3Q}{\pi c^2} \exp\left(-\frac{3}{c^2}(x'^2 + y^2)\right) \quad (1.34)$$

Donde:

Q = Calor de entrada [W]

c = Radio característico de la distribución de la fuente de calor [m]

Es conveniente introducir al sistema de referencia (x, y, z) un factor τ para definir la posición de la fuente en función en el tiempo $t=0$.

La transformación que se realiza del sistema estacionario al sistema en movimiento es:

$$x' = x + v(\tau - t) \quad (1.35)$$

Donde:

$$v = \text{Velocidad de la fuente de calor} \left[\frac{m}{s} \right]$$

Por lo tanto la ecuación para una fuente de calor en movimiento distribuida sobre un área viene a ser:

$$q(x, y, t) = \frac{3Q}{\pi c^2} \exp \left[-\frac{3}{c^2} \left[[x + v(\tau - t)]^2 + y^2 \right] \right] \quad (1.36)$$

La ecuación 1.36 se la usa para $x'^2 + y^2 < c^2$ y si $x'^2 + y^2 > c^2$ se tiene $q(x', y, t) = 0$

Ya que se está trabajando con un estado cuasi – estacionario se tiene que $\frac{\partial T}{\partial x} = 0$

ya que se considera que el flujo en la dirección x es insignificante, aunque esto produzca un pequeño error cuando la fuente viaja a bajas velocidades.

Para situaciones en las cuales la penetración no es muy grande el modelo de fuente de calor superficial es el apropiado.

1.3.2.7 Fuentes distribuidas en volúmenes

Para las fuentes de calor volumétricas se han realizado tres tipos de modelos de distribución los cuales son:

- Distribución semiesférica
- Distribución elipsoidal
- Distribución en forma de doble elipsoide

Distribución semiesférica.- Este tipo de fuente en el cual se considera una distribución Gaussiana semiesférica normal, es un modelo más realista que la fuente de calor superficial. La distribución de la densidad de calor para una fuente semiesférica volumétrica se la puede escribir como: ²

$$q_{vol}(x', y, z) = \frac{6\sqrt{3}Q}{c^3 \pi \sqrt{\pi}} \exp\left[-\frac{3}{c^2}(x'^2 + y^2 + z^2)\right] \quad (1.37)$$

Donde:

$$q_{vol}(x', y, z) = \text{Densidad de calor} \left[\frac{W}{m^3} \right]$$

$$Q = \text{Calor de entrada} [W]$$

$$c = \text{Radio característico de la distribución de la fuente de calor} [m]$$

Otra forma de expresar la ecuación según Dieter Radaj es:

$$q_{vol}(x', y, z) = \frac{6\sqrt{3}Q}{\pi \sqrt{\pi} r_{0.05}^3} \exp\left[-\frac{3(x'^2 + y^2 + z^2)}{r_{0.05}^2}\right] \quad (1.38)$$

Donde:

$$r^2 = x^2 + y^2 + z^2$$

Este modelo tiene limitaciones ya que el charco de soldadura en varios procesos dista mucho de ser semiesférico.

Distribución elipsoidal.- La distribución Gaussiana de la fuente de calor en una elipse con centro en (0,0,0) y los semi – ejes [a, b, c] paralelos a los ejes coordenados [x', y, z] se la puede escribir como: ²

$$q(x', y, z) = q(0) e^{-Ax'^2} e^{-By^2} e^{-Cz^2} \quad (1.39)$$

Donde:

$$q(0) = \text{Valor máximo de la fuente de calor en el centro de la elipsoide}$$

La conservación de la energía requiere que:

$$2Q = 2\eta VI = 8 \int_0^{x'} \int_0^y \int_0^z q(0) e^{-Ax'^2} e^{-By^2} e^{-Cz^2} dx' dy dz \quad (1.40)$$

Donde:

η = Eficiencia de la fuente de calor

V = Voltaje

I = Intensidad de corriente

Evaluando la ecuación anterior 1.40 se obtiene lo siguiente:

$$2Q = \frac{2q(0)\pi\sqrt{\pi}}{\sqrt{ABC}} \quad (1.41)$$

$$q(0) = \frac{2Q\sqrt{ABC}}{\pi\sqrt{\pi}} \quad (1.42)$$

Para evaluar las constantes A, B, C, los semiejes de la elipsoide [a, b, c] en las direcciones [x', y, z] están definidas de manera semejante a la reducción de la energía que provee la fuente en $0.05q(0)$ de la superficie de la elipsoide.

$$q(a,0,0) = q(0)e^{-Aa^2} = 0.05q(0) \quad (1.43)$$

De ahí:

$$A = \frac{\ln(20)}{a^2} \quad (1.44)$$

En forma similar:

$$B = \frac{\ln(20)}{b^2} \quad (1.45)$$

$$C = \frac{\ln(20)}{c^2} \quad (1.46)$$

Sustituyendo estos valores en la ecuación 1.39 se obtiene lo siguiente:

$$q(x', y, z) = \frac{6\sqrt{3}Q}{abc\pi\sqrt{\pi}} \exp\left[-3\left(\left(\frac{x'}{a}\right)^2 + \left(\frac{y}{b}\right)^2 + \left(\frac{z}{c}\right)^2\right)\right] \quad (1.47)$$

Aplicando la transformación al sistema de coordenadas en movimiento $[x', y, z]$ y sustituyendo la ecuación 1.35 dentro de la ecuación anterior 1.47 se obtiene la siguiente ecuación:

$$q(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}Q}{abc\pi\sqrt{\pi}} \exp\left[-3\left(\left(\frac{x+v(\tau-t)}{a}\right)^2 + \left(\frac{y}{b}\right)^2 + \left(\frac{z}{c}\right)^2\right)\right] \quad (1.48)$$

Otra forma de expresar la ecuación según Dieter Radaj es:

$$q(x', y, z) = \frac{6\sqrt{3}Q}{x_{0.05} y_{0.05} z_{0.05} \pi\sqrt{\pi}} \exp\left[-3\left(\left(\frac{x+v(\tau-t)}{a}\right)^2 + \left(\frac{y}{b}\right)^2 + \left(\frac{z}{c}\right)^2\right)\right] \quad (1.49)$$

Distribución de doble-elipsoide.- Los dos modelos anteriores presentan varias limitaciones por lo que los investigadores plantean otro modelo de fuente de calor la cual combina dos elipsoides tal como se muestra en la siguiente figura.

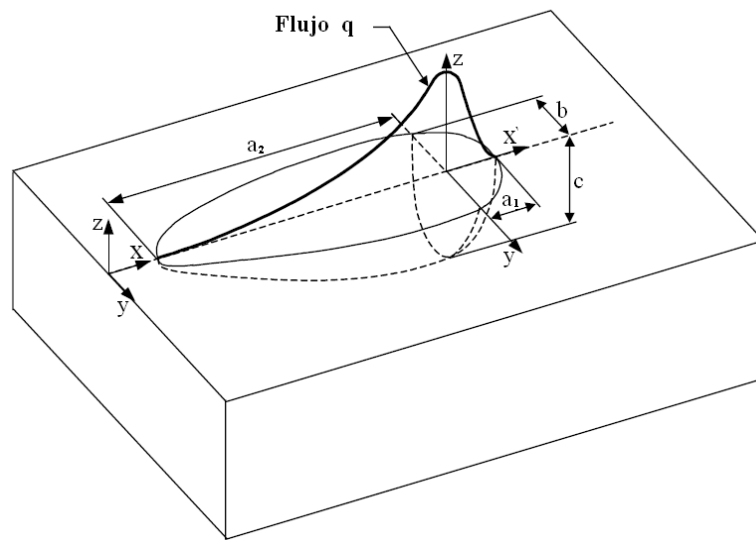


Figura 1.14 Fuente de calor volumétrica de doble elipsoide ⁷

La mitad frontal de la fuente es el cuadrante de una fuente elipsoidal y la mitad trasera es el cuadrante de otra elipsoide, y responden a las siguientes ecuaciones:

Para la parte frontal es:

$$q_f(x, y, z) = f_f \frac{6\sqrt{3}Q}{a_1bc\pi\sqrt{\pi}} \exp\left[-3\left(\left(\frac{x+v(\tau-t)}{a}\right)^2 + \left(\frac{y}{b}\right)^2 + \left(\frac{z}{c}\right)^2\right)\right] \quad (1.50)$$

Para la parte posterior es:

$$q_r(x, y, z) = f_r \frac{6\sqrt{3}Q}{a_2bc\pi\sqrt{\pi}} \exp\left[-3\left(\left(\frac{x+v(\tau-t)}{a}\right)^2 + \left(\frac{y}{b}\right)^2 + \left(\frac{z}{c}\right)^2\right)\right] \quad (1.51)$$

Donde:

f_f y f_r = Fracciones del calor depositado en los cuadrantes frontales y posteriores.

Las suma de los dos factores es igual a dos ($f_f + f_r = 2$).

Las fuentes según la duración de la acción se dividen en:

- Momentánea
- Continua
- Función escalón

1.3.2.8 Fuente de calor momentánea

Este tipo de fuente se caracteriza porque una cantidad de calor ingresa dentro de un cuerpo en un intervalo de tiempo muy pequeño, tal como se indica en la figura 1.15a

1.3.2.9 Fuente de calor continua

Este tipo de fuente se caracteriza por operar continuamente y presentar un nivel constante de energía térmica entregada al cuerpo, como se indica en la figura 1.15b.

1.3.2.10 Fuente de calor según la función escalón

Este tipo de fuente empieza a funcionar es decir a entregar energía calórica desde un tiempo $t = 0$ a partir del cual se empieza analizar el proceso de soldadura, como se indica en la figura 1.15c.

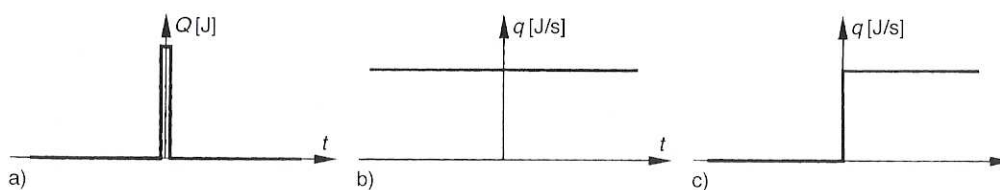


Figura 1.15 Esquema de la duración de la fuente ¹¹

1.3.3 FUENTE PUNTUAL INSTANTÁNEA Y ESTACIONARIA EN UN SÓLIDO SEMI – INFINITO ²

El concepto de fuente puntual instantánea y estacionaria se lo usa ampliamente en el estudio de la transferencia de calor en la soldadura ya que nos provee de

resultados aceptables con baja complejidad matemática en la resolución. Esta es una suposición la cual implica que el calor es liberado en un punto de un sólido semi – infinito de temperatura T_0 . Resolviendo la ecuación 1.17 aplicando las condiciones iniciales y de frontera apropiadas se obtienen las siguientes ecuaciones para:

- Sólido bidimensional
- Sólido tridimensional

1.3.3.1 Sólido bidimensional

$$T - T_0 = \frac{Q}{\rho C_p (4\pi t)^{\frac{2}{3}}} \exp\left(-\frac{r^2}{4\alpha t}\right) \quad (1.52)$$

Donde:

T = Temperatura en el tiempo t [K]

T_0 = Temperatura inicial del cuerpo [K]

Q = Calor neto de ingreso [W]

ρ = Densidad del material $\left[\frac{Kg}{m^3}\right]$

C_p = Calor específico $\left[\frac{J}{Kg \cdot K}\right]$

t = Tiempo [t]

r = $(x^2 + y^2)^{\frac{1}{2}}$ [m]

α = Difusividad térmica del material $\left[\frac{m^2}{s}\right]$

1.3.3.2 Sólido tridimensional

$$T - T_0 = \frac{Q}{\rho C_p (4\pi\alpha t)^{\frac{3}{2}}} \exp\left(-\frac{R^2}{4\alpha t}\right) \quad (1.53)$$

Donde:

$$R = (x^2 + y^2 + z^2)^{\frac{1}{2}} [m]$$

1.3.4 FUENTE LINEAL INSTANTÁNEA Y ESTACIONARIA EN UNA PLACA DELGADA ²

La cantidad de calor Q que ingresa a la placa delgada que se extiende infinitamente, está ubicada en el centro de la misma ($x = 0, y = 0$), esta cantidad de calor esta distribuida uniformemente sobre el espesor de placa δ proporcionando una intensidad lineal específica Q/δ . El calor se propaga en dos dimensiones. Si a las superficies tanto superior e inferior de la placa se las considera aisladas, la temperatura es constante sobre el espesor de la placa en todos los puntos durante el proceso de conducción de calor. El aumento de temperatura $T - T_0$ en la distancia radial r de la fuente lineal al tiempo t se define de la siguiente forma:

$$T - T_0 = \frac{Q}{\delta \rho C_p (4\pi\alpha t)} \exp\left(-\frac{r^2}{4\alpha t} - bt\right) \quad (1.54)$$

La constante $b = 2(\alpha_c + \alpha_r)/\delta \rho C_p$ designa un coeficiente de transferencia de calor el cual toma la totalidad de la transferencia de calor por convección y radiación en las dos superficies de la placa delgada y δ es el espesor de la placa.

1.3.5 FUENTE PUNTUAL EN MOVIMIENTO EN UN SÓLIDO SEMI – INFINITO²

El modelo trata de un cuerpo isotrópico semi – infinito a una temperatura inicial T_0 limitado en una dirección por un plano el cual es aislante (adiabático). En el tiempo $t=0$ una fuente puntual con un flujo constante de calor Q_0 empieza a moverse a una velocidad constante v sobre una superficie en la posición 0 en la dirección positiva x .

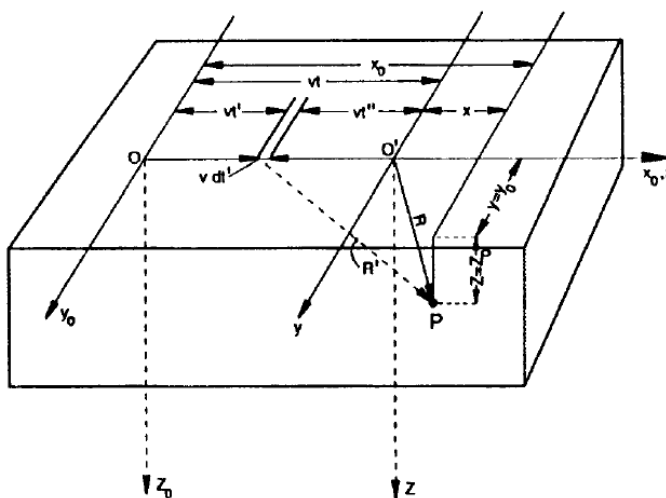


Figura 1.16 Movimiento de la fuente puntual en un medio semi infinito según Grong²

Durante un muy pequeño intervalo de tiempo de t' a $t' + dt'$ la cantidad de calor liberada sobre la superficie es $dJ = Q dt'$. De acuerdo con la ecuación

$T - T_0 = \frac{J}{Cp\rho(4\pi\alpha t)^{\frac{3}{2}}} \exp\left(-\frac{R^2}{4\alpha t}\right)$ esta producirá un aumento infinitesimal de

temperatura en P en el tiempo t .

$$dT = \frac{2Q dt'}{\rho Cp(4\pi\alpha(t-t'))^{\frac{3}{2}}} \exp\left(-\frac{(R')^2}{4\alpha(t-t')}\right) \quad (1.55)$$

Donde:

dT = Aumento de temperatura infinitesimal en el tiempo t [K]

$$\rho = \text{Densidad del material} \left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right]$$

$$C_p = \text{Calor específico} \left[\frac{\text{J}}{\text{kg} \cdot \text{K}} \right]$$

$$t = \text{Tiempo} \left[t \right]$$

$$R = \left(x^2 + y^2 + z^2 \right)^{\frac{1}{2}} \left[m \right]$$

$$\alpha = \frac{K}{\rho C_p} \quad \text{Difusividad térmica} \left[\frac{\text{m}^2}{\text{s}} \right]$$

El número 2 en el numerador es debido a la manera de derivar la ecuación que está planteada para un medio semi – infinito, pero este caso es como si se tratara de un medio infinito, por lo tanto $Q \rightarrow 2Q$

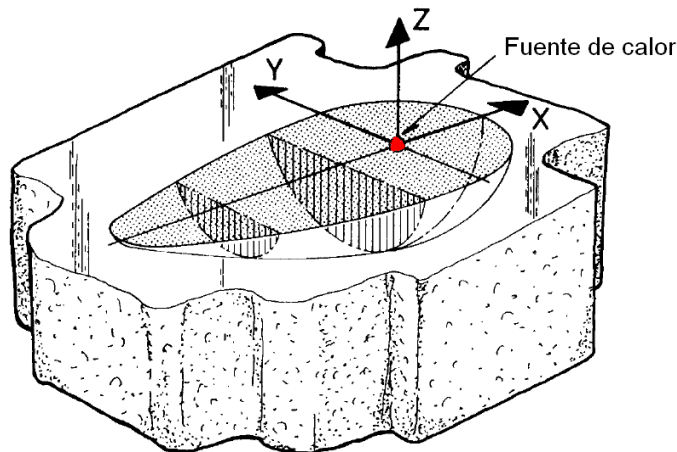


Figura 1.17 Representación esquemática de la solución presentada por Rosenthal ²

Después de varias manipulaciones, la distribución de temperaturas cuasi-estacionarias viene a ser.

$$T - T_0 = \frac{Q}{2\pi k} \left(\frac{1}{R} \right) \exp \left[-\frac{v}{2\alpha} (R + x) \right] \quad (1.56)$$

Donde:

$$T = \text{Temperatura en el tiempo } t \left[K \right]$$

- T_0 = Temperatura inicial del cuerpo [K]
 Q = Calor neto de ingreso [W]
 t = Tiempo [s]
 $R = \sqrt{x^2 + y^2 + z^2}$ [m]
 α = Difusividad térmica del material $\left[\frac{m^2}{s} \right]$
 v = Velocidad a la que se desplaza la fuente de calor $\left[\frac{m}{s} \right]$
 k = Conductividad térmica del material $\left[\frac{W}{m.K} \right]$
 x = Posición de la fuente de calor en el eje x [m]

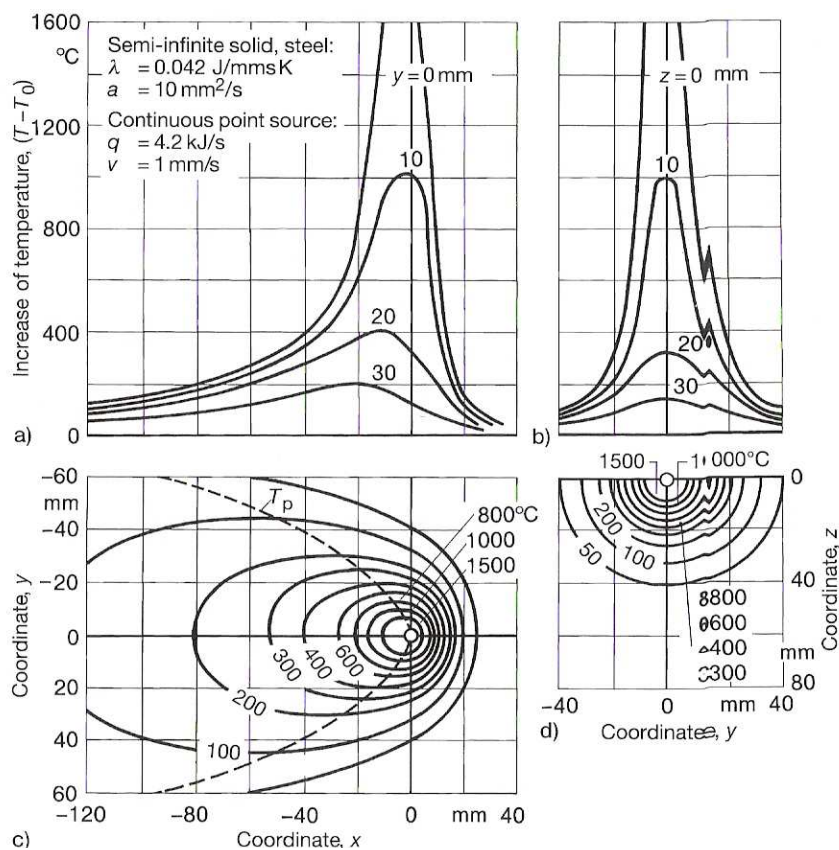


Figura 1.18 Campos de temperatura alrededor de una fuente puntual en movimiento en un sólido semi – infinito, por Rykalin ¹¹

1.3.6 FUENTE PUNTUAL EN MOVIMIENTO EN UNA PLACA DE ESPESOR MEDIO ¹¹

La ecuación para los campos de temperatura para una fuente puntual en movimiento sobre un sólido semi – infinito puede ser aplicada aproximadamente para soldadura sobre la superficie en placas de elevado espesor.

Este campo de temperatura se lo puede obtener mediante el principio de las fuentes reflejadas (fuentes ficticias) sobre superficies adiabáticas tan lejos como las superficies de la lámina se las pueda considerar para ser impermeables al calor. Obviamente el problema de la conducción de calor en una lámina de espesor finito con una fuente puntual en movimiento sobre un lado es idéntico al problema de la conducción de calor en un sólido que se extiende infinitamente con fuentes puntuales reiteradas periódicamente tal como se muestra en la figura 1.19. Para deducir este campo de temperatura, el arreglo periódico de la fuente puntual en movimiento en un sólido infinito es considerado.

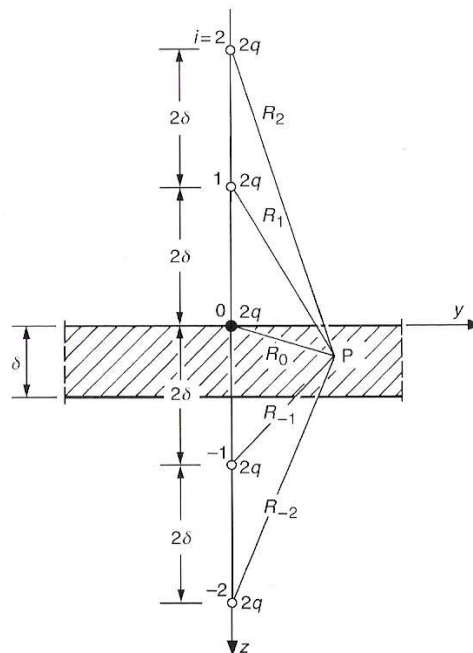


Figura 1.19 Diagrama del método de fuentes reflejadas ¹¹

La fuente puntual reiterada la cual posee el doble de la cantidad de energía comparada con la fuente real produce el siguiente efecto de temperaturas superpuestas en el punto $P = (x, y, z)$ de la lámina:

$$T - T_0 = \frac{Q}{2\pi k} \exp\left(-\frac{vx}{2\alpha}\right) \left[\sum_{i=-\infty}^{\infty} \frac{1}{Ri} \exp\left(-\frac{vRi}{2\alpha}\right) \right] \quad (i = \dots -2, -1, 0, 1, 2, \dots) \quad (1.57)$$

Con la dirección del movimiento x y la distancia radial Ri de las fuentes puntuales individuales:

$$Ri = \sqrt{x^2 + y^2 + (z + 2i\delta)^2} \quad (1.58)$$

La ecuación 1.57 resulta de la suma de los efectos que produce el calor de cada una de las fuentes puntuales individuales con el doble de la cantidad de energía $2Q$, en el sólido extendido infinitamente. En la práctica la serie de la ecuación 1.57 se calcula con un número limitado de términos.

De acuerdo con Rosental la ecuación 1.57 se la puede cambiar a series de Fourier:

$$T - T_0 = \frac{Q}{2\pi k} \exp\left(-\frac{vx}{2\alpha}\right) \left(K_0 \frac{vr}{2\alpha} + 2 \sum_{i=-\infty}^{\infty} K_0 \left(r \sqrt{\left(\frac{v}{2\alpha}\right)^2 + \left(\frac{\pi i}{\delta}\right)^2} \right) \cos\left(\frac{\pi i z}{\delta}\right) \right) \quad (1.59)$$

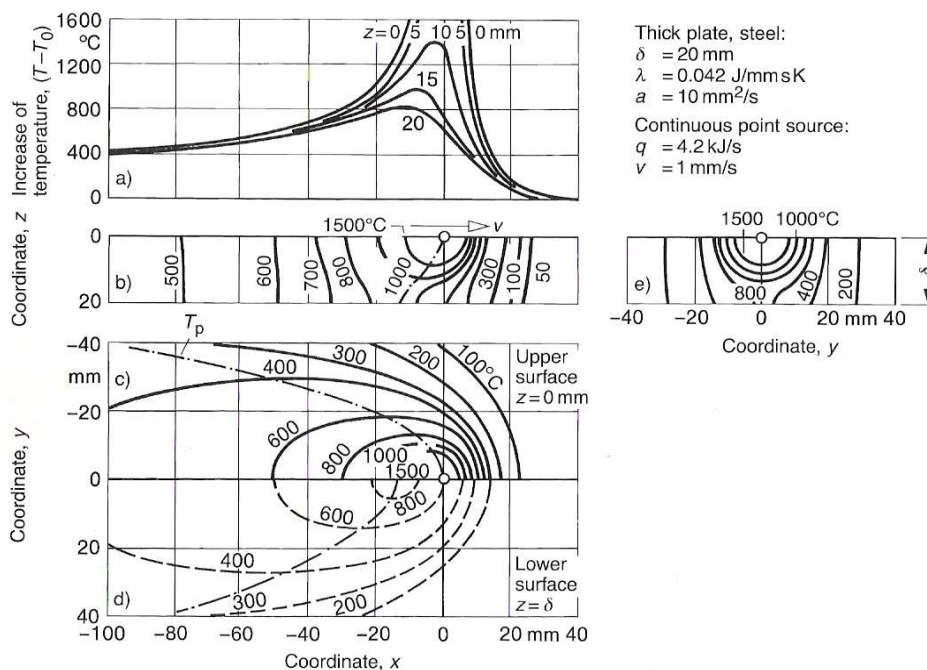


Figura 1.20 Campos de temperatura alrededor de una fuente puntual en movimiento en un sólido de espesor medio, por Rykalin ¹¹

1.3.7 FUENTE LINEAL EN MOVIMIENTO EN UNA PLACA DELGADA ²

El campo de temperatura alrededor de una fuente lineal sobre una placa plana moviéndose a una velocidad constante en una placa delgada que se extiende infinitamente, presenta la siguiente relación para obtener el campo de temperatura en el estado cuasi-estacionario.

$$T - T_0 = \frac{Q}{2\delta\pi k} \exp\left(-\frac{vx}{2\alpha}\right) K_0\left(r\sqrt{\left(\frac{v}{2\alpha}\right)^2 + \frac{b}{a}}\right) \quad (1.60)$$

Donde:

$$r = \sqrt{x^2 + y^2}$$

$$Q = \text{Calor entregado [W]}$$

$$\delta = \text{Espesor de la placa [m]}$$

$$k = \text{Conductividad térmica del material} \left[\frac{W}{m.K} \right]$$

$$\alpha = \frac{k}{\rho C_p} \quad \text{Difusividad térmica} \left[\frac{m^2}{s} \right]$$

$$b = 2(\alpha_c + \alpha_r) / \rho C_p \delta$$

$$v = \text{Velocidad a la que se desplaza la fuente de calor} \left[\frac{m}{s} \right]$$

$$K_0 = \text{Función modificada de Bessel de segundo orden}$$

Satoh presenta una expresión similar a la ecuación 1.60 tomando en cuenta la pérdida de calor por radiación el cual esta cuantificado mediante el coeficiente de transferencia de calor por radiación (h_{rad}), usado para calcular el campo de temperatura de una placa delgada:

$$T - T_0 = \frac{Q}{2\delta\pi k} \exp\left(-\frac{vx}{2\alpha}\right) K_0\left[r\sqrt{\frac{2h_{rad}}{k\delta} + \left(\frac{v}{2\alpha}\right)^2}\right] \quad (1.61)$$

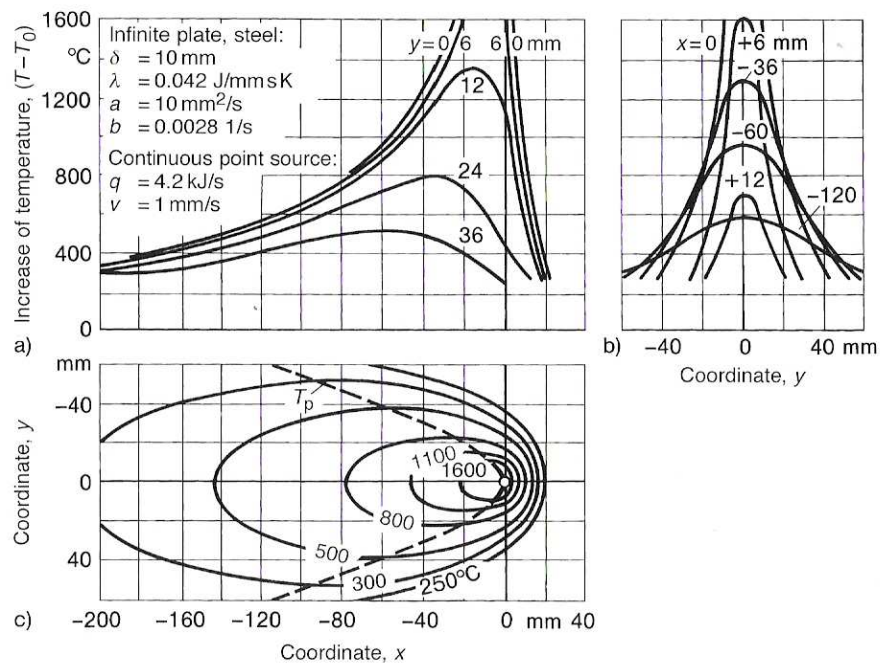


Figura 1.21 Campos de temperatura alrededor de una fuente lineal en movimiento sobre una placa delgada, por Rykalin ¹¹

1.3.8 VELOCIDAD DE ENFRIAMIENTO EN PIEZAS SOLDADAS

La velocidad de enfriamiento esta dada para puntos sobre la línea central de soldadura y puntos adyacentes a la misma, que se encuentra a temperatura determinada en el rango $T = 500 - 800^{\circ}\text{C}$. Esto esta justificado ya que la tasa de enfriamiento en esta región decrece solo un poco con la distancia desde la línea central de soldadura.

Para placa gruesa se aplica la siguiente ecuación:

$$\frac{dT}{dt} = -2\pi k \frac{v}{q} (T - T_0)^2 \quad (1.62)$$

Y para placa delgada la siguiente ecuación:

$$\frac{dT}{dt} = -2\pi k \rho C_p \left(\frac{v\delta}{q} \right) (T - T_0)^3 \quad (1.63)$$

Donde:

$$\frac{dT}{dt} = \text{Velocidad de enfriamiento} \left[\frac{^{\circ}C}{s} \right]$$

$$\delta = \text{Espesor del material} [mm]$$

$$v = \text{Velocidad de soldadura} \left[\frac{mm}{s} \right]$$

$$T = \text{Temperatura} [^{\circ}C]$$

$$T_o = \text{Temperatura de precalentamiento} [^{\circ}C]$$

$$q = \text{Calor neto aportado} \left[\frac{J}{mm} \right]$$

$$\rho = \text{Densidad del material} \left[\frac{kg}{mm^3} \right]$$

$$C_p = \text{Calor especifico} \left[\frac{J}{kg \cdot ^{\circ}C} \right]$$

$$k = \text{Conductividad térmica} \left[\frac{J}{mm \cdot K} \right]$$

CAPÍTULO II

CAMPOS DE ESFUERZOS RESIDUALES ORIGINADOS DURANTE EL PROCESO DE SOLDADURA

El estudio de los campos de esfuerzos residuales inducidos durante el proceso de soldadura requiere de conocimientos previos sobre el comportamiento de los metales, los cuales se deforman tanto elástica como plásticamente. Por consiguiente, a continuación se introducen algunos conceptos generales sobre la comportamiento esfuerzo – deformación, elasticidad y plasticidad que son necesarios en el desarrollo de éste y de los capítulos subsiguientes.

2.1 DEFINICIONES GENERALES

2.1.1 COMPORTAMIENTO ESFUERZO – DEFORMACIÓN DE METALES

2.1.1.1 Esfuerzo

Es la fuerza por unidad de área que actúa sobre los átomos y moléculas en una sección determinada de un cuerpo y que tiende a causar en él una deformación. Se originan como respuesta a la acción de un sistema de fuerzas aplicadas exteriormente.

2.1.1.2 Esfuerzo ingenieril

El esfuerzo ingenieril es la relación entre la fuerza aplicada y el área de la sección transversal inicial del cuerpo. ²⁴

$$S = \frac{F}{A_0} \quad (2.1)$$

Donde:

$$S = \text{Esfuerzo ingenieril} \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

$$F = \text{Fuerza aplicada al cuerpo} [N]$$

$$A_0 = \text{Área de la sección transversal inicial del cuerpo} [mm^2]$$

2.1.1.3 Esfuerzo real

El esfuerzo real es la relación entre la fuerza aplicada y el área de la sección transversal del cuerpo, en ese instante. ²⁴

$$\sigma = \frac{F}{A_i} \quad (2.2)$$

Donde:

$$\sigma = \text{Esfuerzo real} \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

$$F = \text{Fuerza aplicada al cuerpo} [N]$$

$$A_i = \text{Área de la sección transversal del cuerpo en el instante en que se mide la fuerza} [mm^2]$$

Puesto que el área real es siempre menor que la inicial (para fuerzas de tensión), el esfuerzo real es siempre mayor que el ingenieril.

2.1.1.4 Deformación

La deformación es el cambio en las dimensiones de un cuerpo como resultado de someterlo a un sistema de fuerzas las cuales están en equilibrio.

Si después de aplicar las fuerzas, el cuerpo vuelve a sus dimensiones originales, se dice que el cuerpo ha experimentado una deformación elástica. El número de deformaciones elásticas que un cuerpo puede soportar es grande, puesto que durante la deformación elástica los átomos del cuerpo son desplazados de su posición original, pero no hasta el extremo de que tomen nuevas posiciones fijas. De esta manera, cuando la fuerza sobre el cuerpo que ha sido deformado

elásticamente cesa, los átomos del metal vuelven a sus posiciones originales y el cuerpo adquiere de nuevo su forma original. Si el cuerpo es deformado hasta el extremo de que no puede recuperar completamente sus dimensiones originales, se dice que ha experimentado una deformación plástica. Durante la deformación plástica, los átomos del cuerpo son desplazados permanentemente de sus posiciones originales y toman nuevas posiciones. ¹³

2.1.1.5 Deformación ingenieril

La deformación ingenieril es la relación entre el cambio de longitud del cuerpo en la dirección de la fuerza y la longitud original. ²⁴

$$e = \frac{l - l_o}{l_o} \quad (2.3)$$

Donde:

- e = Deformación ingenieril
- l_o = Longitud inicial del cuerpo [mm]
- l = Longitud después de la acción de la fuerza [mm]

2.1.1.6 Deformación real

La deformación real es la relación entre el cambio incremental de longitud del cuerpo respecto a la longitud en el momento en que se determina la variación. ²⁴

$$\varepsilon = \frac{dl}{l} \quad (2.4)$$

$$\varepsilon = \int_{l_o}^l \frac{dl}{l} = \ln(l) \Big|_{l_o}^l = \ln(l - l_o) = \ln\left(\frac{l}{l_o}\right) \quad (2.5)$$

Donde:

- ε = Deformación real
- dl = Cambio incremental de longitud [mm]
- l = Longitud después de la acción de la fuerza [mm]

l_o = Longitud inicial del cuerpo [mm]

2.1.1.7 Diagrama esfuerzo – deformación

El diseño de elementos estructurales implica determinar varias propiedades mecánicas de los materiales, las cuales se pueden determinar si se evalúa una barra sometida a una fuerza axial, para la cual se registra simultáneamente la fuerza aplicada y el alargamiento producido. Estos valores permiten determinar el esfuerzo y la deformación, y al graficarlos originan el denominado diagrama de esfuerzo y deformación.

Los diagramas son similares si se trata del mismo material y de manera general permiten agrupar los materiales dentro de dos categorías con propiedades afines que se denominan materiales dúctiles y materiales frágiles. Los diagramas de materiales dúctiles se caracterizan por ser capaces de resistir grandes deformaciones antes de la ruptura, mientras que los frágiles presentan un alargamiento bajo cuando llegan al punto de ruptura.

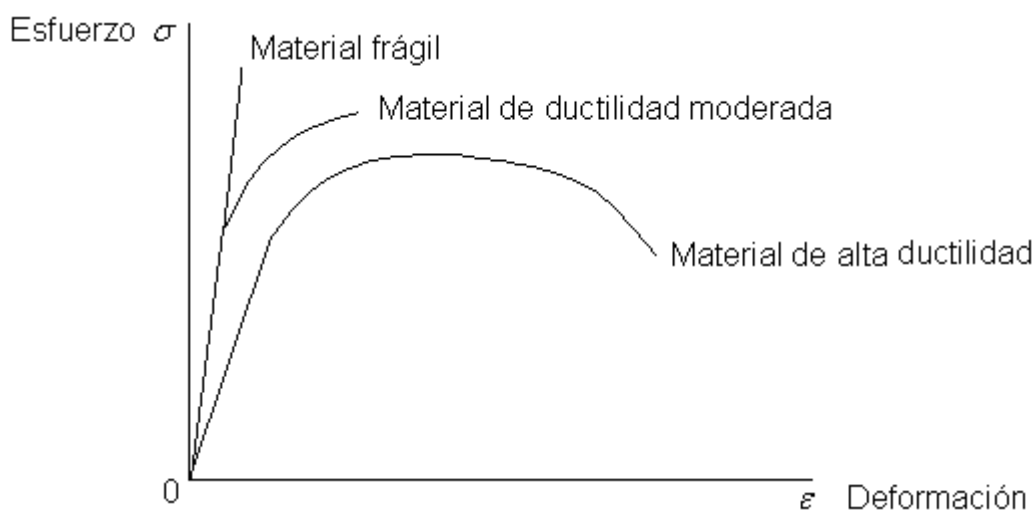


Figura 2.1 Diagramas esfuerzo – deformación de tres tipos de materiales ²⁴

2.1.1.8 Diagrama esfuerzo – deformación ingenieril

El diagrama esfuerzo – deformación ingenieril, expresa tanto el esfuerzo como la deformación en términos de las dimensiones originales de la probeta, un procedimiento muy útil cuando se necesita determinar los datos de resistencia y

ductilidad para propósitos de diseño en ingeniería. Por otra parte, este tipo de representación no indica las características de la deformación del metal.²⁴

2.1.1.9 Diagrama esfuerzo – deformación real

La curva esfuerzo – deformación real denominada frecuentemente, curva de fluencia, ya que proporciona el esfuerzo necesario para que el metal fluya plásticamente para cualquier deformación dada, muestra realmente lo que sucede en el material. Esto es que el material continúa endureciéndose por deformación hasta producirse la fractura, de modo que el esfuerzo debería aumentar para producir mayor deformación.²⁴

2.1.1.10 Elementos del diagrama esfuerzo – deformación¹⁷

Los elementos importantes del diagrama de esfuerzo deformación son:

- *Límite de proporcionalidad.*- Hasta este punto la relación entre el esfuerzo y la deformación es lineal.

- *Límite elástico.*- Es el esfuerzo al cuál un metal muestra deformación plástica significativa. Debido a que no hay un punto definido en la curva esfuerzo – deformación donde acabe la deformación elástica y se presente la deformación plástica se elige el límite elástico cuando tiene lugar un 0,2 % de deformación plástica, como se indica en el diagrama de la figura 2.2.

- *Resistencia máxima a la tensión.*- Es el esfuerzo máximo alcanzado en el diagrama esfuerzo – deformación.

- *Punto de ruptura.*- Cuanto el material falla.

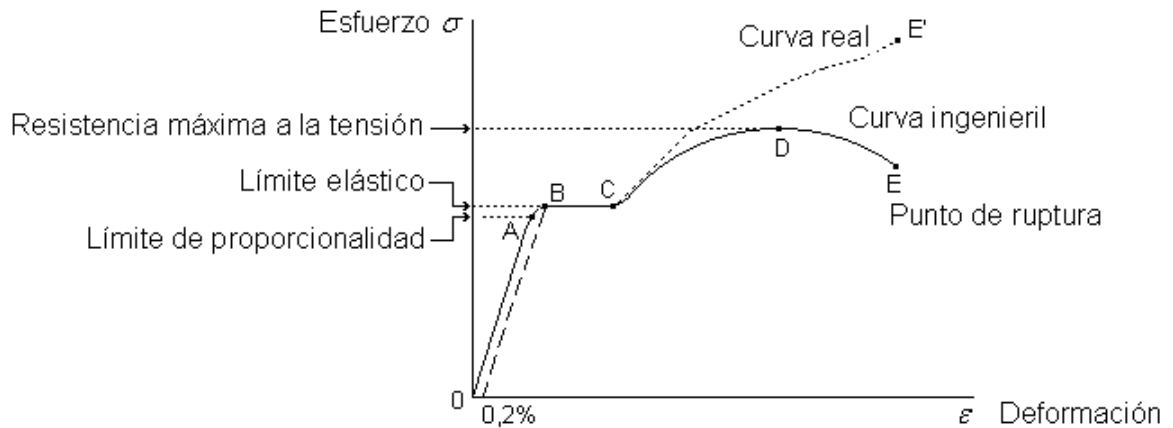


Figura 2.2 Diagrama esfuerzo – deformación real e ingenieril ¹⁷

2.1.1.11 Tensor de esfuerzo ¹⁶

El tensor de esfuerzo σ_{ij} es una matriz que representa el estado de esfuerzos existentes en un punto de un cuerpo. Este tensor agrupa los esfuerzos normales y cortantes generados en cualquier cara de un elemento de volumen infinitesimal (Figura 2.3), de la siguiente manera:

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} \end{pmatrix} \quad (2.6)$$

Donde:

$$\sigma_{ij} = \text{Tensor de esfuerzo} \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

$i = x, y, z$ Indica que el esfuerzo se ejerce sobre la superficie que es normal al eje coordenado correspondiente

$j = x, y, z$ Indica la dirección del esfuerzo

Por esta razón el tensor de esfuerzo es un tensor de segundo orden con cada componente dependiente de dos direcciones en el espacio.

Las componentes del tensor de esfuerzo en las que $i \neq j$ ejercen corte sobre el elemento diferencial de volumen, mientras que aquellas en las que $i = j$ efectúan una fuerza normal sobre dicho elemento.

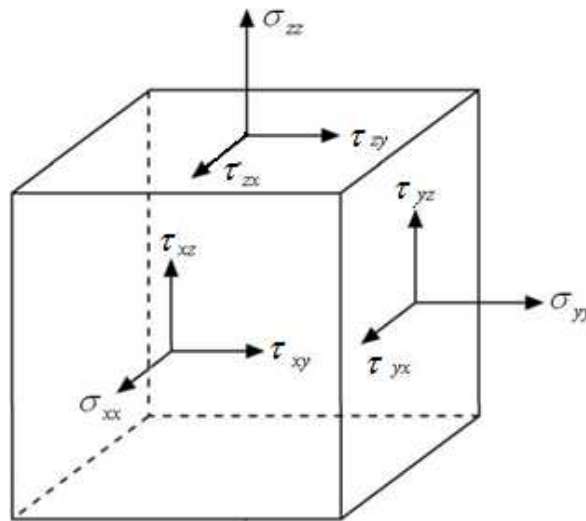


Figura 2.3 Esfuerzos normales y cortantes existentes en un elemento de volumen infinitesimal

Considerando que el sólido se encuentra en reposo, cada elemento diferencial de volumen presentará equilibrio de fuerzas y momentos. En consecuencia, si no existe un momento neto sobre cada elemento de volumen, se tiene que $\tau_{xy} = \tau_{yx}$, $\tau_{xz} = \tau_{zx}$, $\tau_{yz} = \tau_{zy}$.

Es importante resaltar que el tensor σ_{ij} puede descomponerse en dos componentes, una denominada hidrostática o esférica $\delta_{ij} \cdot \sigma$, y la otra denominada desviatoria S_{ij} . Para definir cada una de ellas, se considera la existencia de un esfuerzo σ de manera que:

$$\sigma = \frac{1}{3}(\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}) \quad (2.7)$$

Este esfuerzo es de naturaleza exclusivamente normal, ya que equivale al valor medio de las componentes normales del tensor de esfuerzos.

Además se considera el término δ_{ij} denominado delta de Kronecker, el cual se define igual a 1 cuando $i = j$ e igual a cero si $i \neq j$. De acuerdo a esta definición, la delta de Kronecker es igual a la matriz identidad I .

La componente hidrostática de dicho vector se define entonces como:

$$\delta_{ij} \cdot \sigma = \begin{pmatrix} \sigma & 0 & 0 \\ 0 & \sigma & 0 \\ 0 & 0 & \sigma \end{pmatrix} \quad (2.8)$$

Por lo tanto, el tensor desviador de esfuerzos S_{ij} , vendrá dado por la diferencia $\sigma_{ij} - \delta_{ij} \cdot \sigma$, como se indica a continuación:

$$S_{ij} = \sigma_{ij} - \delta_{ij} \cdot \sigma = \begin{pmatrix} \sigma_{xx} - \sigma & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} - \sigma & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} - \sigma \end{pmatrix} \quad (2.9)$$

*Invariantes de esfuerzo*¹⁶.- Mediante rotaciones del sistema de referencia (x, y, z) , es posible encontrar una orientación en la que el tensor de esfuerzos solamente posee esfuerzos normales (es decir, todas las componentes del tensor son nulas a excepción de las componentes de la diagonal con subíndices repetidos). Estos esfuerzos se denominan principales y son independientes del sistema de coordenadas elegido inicialmente para definir el tensor de esfuerzos σ_{ij} . Para encontrar estos esfuerzos principales es necesario encontrar las raíces del siguiente polinomio característico:

$$\sigma^3 - I_1\sigma^2 - I_2\sigma - I_3 = 0 \quad (2.10)$$

Donde las variables I_1, I_2, I_3 se denominan invariantes del tensor de esfuerzos (ya que su valor es también independiente del sistema de coordenadas empleado), existiendo tres tensiones principales $(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3)$ capaces de satisfacer esta ecuación cúbica. Los invariantes del tensor de esfuerzos de la ecuación anterior obedecen a las siguientes expresiones:

$$I_1 = \sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz} \quad (2.11)$$

$$I_2 = -(\sigma_{xx}\sigma_{yy} + \sigma_{yy}\sigma_{zz} + \sigma_{zz}\sigma_{xx}) + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2 + \tau_{xy}^2 \quad (2.12)$$

$$I_3 = \det(\sigma_{ij}) = \det \begin{pmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} \end{pmatrix} \quad (2.13)$$

2.1.1.12 Tensor de deformación ¹⁶

Por analogía las expresiones definidas para el tensor de esfuerzo aplican para el tensor de deformación, por consiguiente el tensor de deformación está dado por:

$$\varepsilon_{ij} = \begin{pmatrix} \varepsilon_{xx} & \gamma_{xy} & \gamma_{xz} \\ \gamma_{yx} & \varepsilon_{yy} & \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} & \gamma_{zy} & \varepsilon_{zz} \end{pmatrix} \quad (2.14)$$

2.1.2 TEORÍA DE LA ELASTICIDAD

La relación entre el esfuerzo y la deformación depende de las propiedades del material. A continuación se tratará el caso de sólidos elásticos en los cuales la deformación es proporcional al esfuerzo de acuerdo a la ley de Hooke. En el caso de un sólido sometido exclusivamente a esfuerzo normal en la dirección x , la deformación elástica ε_{xx} resultante viene dada por:

$$\sigma_{xx} = E\varepsilon_{xx} \quad (2.15)$$

Donde:

$$E = \text{Módulo de elasticidad o módulo de Young} \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

Además de producir un alargamiento en la dirección x , el esfuerzo σ_{xx} produce contracciones perpendiculares (transversales). Las deformaciones transversales resultan ser una fracción constante de la deformación axial:

$$\varepsilon_{yy} = \varepsilon_{zz} = -\nu \frac{\sigma_{xx}}{E} \quad (2.16)$$

Donde ν es el coeficiente de Poisson que en la mayoría de los metales su valor es aproximadamente 0,3.

En general, un sólido estará sometido a esfuerzos multiaxiales definidos por el tensor de esfuerzo σ_{ij} . Si las deformaciones son pequeñas y el sólido es isotrópico, se supone que los esfuerzos normales no producen deformaciones de corte en los planos x , y , z , y que de forma análoga, los esfuerzos de corte no producen deformaciones normales en los planos x , y , z . Entonces es posible aplicar el principio de superposición para determinar la deformación total producida por el estado de esfuerzos, tal como se encuentra resumido en la tabla 2.1.

Esfuerzo	Deformación en la dirección x	Deformación en la dirección y	Deformación en la dirección z
σ_{xx}	$\varepsilon_{zz} = \frac{\sigma_{xx}}{E}$	$\varepsilon_{yy} = -\nu \frac{\sigma_{xx}}{E}$	$\varepsilon_{zz} = -\nu \frac{\sigma_{xx}}{E}$
σ_{yy}	$\varepsilon_{zz} = -\nu \frac{\sigma_{yy}}{E}$	$\varepsilon_{yy} = \frac{\sigma_{yy}}{E}$	$\varepsilon_{zz} = -\nu \frac{\sigma_{yy}}{E}$
σ_{zz}	$\varepsilon_{zz} = -\nu \frac{\sigma_{zz}}{E}$	$\varepsilon_{yy} = -\nu \frac{\sigma_{zz}}{E}$	$\varepsilon_{zz} = \frac{\sigma_{zz}}{E}$

Tabla 2.1 Deformaciones producidas al aplicar esfuerzos en tres direcciones perpendiculares ¹⁶

Sumando las deformaciones en cada una de las direcciones se tiene:

$$\varepsilon_{xx_T} = \frac{1}{E} [\sigma_{xx} - \nu(\sigma_{yy} + \sigma_{zz})] \quad (2.17)$$

$$\varepsilon_{yy_T} = \frac{1}{E} [\sigma_{yy} - \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{zz})] \quad (2.18)$$

$$\varepsilon_{zz} = \frac{1}{E} [\sigma_{zz} - \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy})] \quad (2.19)$$

Los esfuerzos de corte al igual que los esfuerzos normales producen deformación en el elemento, ésta deformación se denomina deformación cortante. Para corte puramente elástico, la proporcionalidad entre la deformación y el esfuerzo cortante es:

$$\tau_{ij} = G\gamma_{ij} \quad (2.20)$$

Donde:

τ_{ij} = Esfuerzo de corte $i \neq j$

G = Modulo de elasticidad en corte $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$

γ_{ij} = Deformación cortante

Por consiguiente, en las relaciones entre esfuerzo y deformación en un sólido elástico isotrópico aparecen las constantes E , G y ν , las cuales están relacionadas mediante la expresión:

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (2.21)$$

2.1.3 TEORÍA DE LA PLASTICIDAD

2.1.3.1 Criterio de fluencia

Cuando un metal es deformado más allá de su límite elástico, se produce una deformación plástica permanente. Una ley que define el límite del comportamiento elástico del material se denomina criterio de fluencia.

Los criterios de fluencia más comúnmente empleados en materiales metálicos son el criterio de Tresca y el criterio de Von Mises.

Criterio de Tresca.- Este criterio indica que la fluencia del sólido ocurre cuando el valor máximo del esfuerzo de corte alcanza un valor crítico igual al que se puede medir en un ensayo de tensión uniaxial cuando el material empieza a fluir ¹⁹. Este criterio puede escribirse matemáticamente como:

$$\sigma_1 - \sigma_3 = S_y \quad (2.22)$$

Donde:

$$S_y = \text{Límite de fluencia obtenido del ensayo de tensión} \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

$$\sigma_1 = \text{Esfuerzo principal máximo} \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

$$\sigma_3 = \text{Esfuerzo principal mínimo} \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

Criterio de Von Mises.- Este criterio indica que la fluencia comenzará cuando la energía de distorsión en el material alcanza la energía de distorsión a que se llega en un ensayo de tensión uniaxial cuando se alcanza la fluencia ²⁰. Este criterio puede escribirse matemáticamente como:

$$\frac{1}{\sqrt{2}} \left[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 \right]^{\frac{1}{2}} = S_y \quad (2.23)$$

Es posible establecer una superficie de fluencia en función de tres ejes representados por los esfuerzos principales. Cualquier combinación de esfuerzos que quede circunscrito dentro de dicha superficie garantizará que el material se encuentre en la zona elástica, mientras que la fluencia ocurrirá para cualquier combinación de esfuerzos que representado en términos de los esfuerzos principales, quede ubicada fuera de la superficie de fluencia ¹⁶. En la figura 2.4 se muestra las superficies de fluencia generadas a partir de los criterios de fluencia de Tresca y de Von Mises cuando $\sigma_2 = 0$.

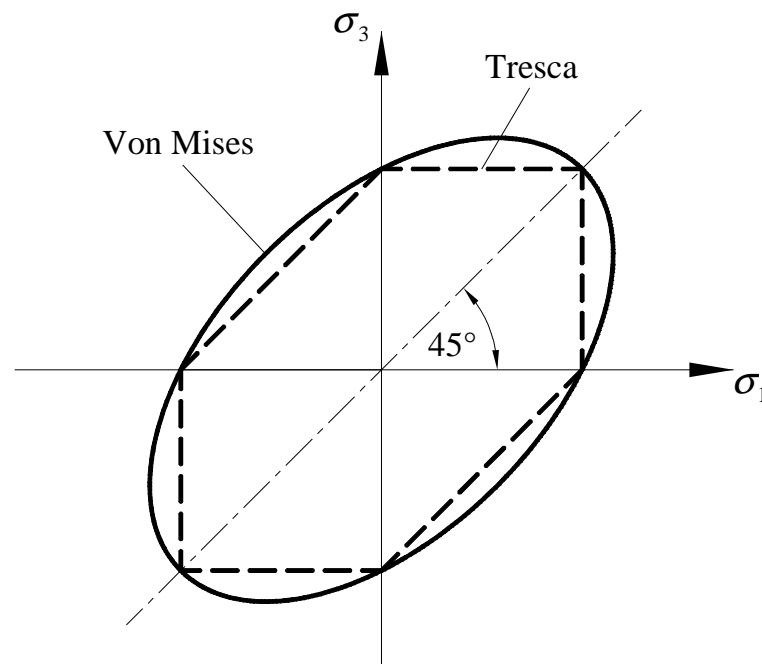


Figura 2.4 Superficies de fluencia según los criterios de Tresca y de Von Mises

Un aspecto importante en los criterios de fluencia de Von Mises y Tresca es la consideración de que la fluencia del material está fundamentalmente controlada por el tensor desviatorio de esfuerzos y que por lo tanto la componente hidrostática de este tensor no posee un efecto apreciable en la superficie de fluencia. Es importante resaltar que la independencia de la superficie de fluencia respecto a la componente hidrostática del esfuerzo se mantiene para cualquier dirección de dicha componente (ya sea tracción o compresión hidrostática), además resultados experimentales permiten sustentar estas suposiciones.

2.1.4 ENDURECIMIENTO POR DEFORMACIÓN

El endurecimiento por deformación es un fenómeno por el cual un metal dúctil se hace más duro y resistente a medida que es deformado plásticamente. Se denomina también endurecimiento por trabajo en frío. Este fenómeno se explica principalmente por las interacciones que existen entre los campos de deformación de las dislocaciones. La densidad de dislocaciones en un metal aumenta con la deformación. En consecuencia, la distancia media entre dislocaciones disminuye,

y las dislocaciones se posicionan mucho más juntas. El resultado es que el movimiento de una dislocación es limitado debido a la presencia de otras dislocaciones, por lo tanto a medida que la densidad de dislocaciones aumenta, el metal se endurece.

La ley de endurecimiento permite determinar como varía la superficie de fluencia con la historia mecánica del material. Por historia se quiere decir todos los estados de tensión a los cuales ha sido sometido el material en el pasado (antes de su estado actual).¹⁶

La suposición razonable para casos de carga proporcionales, en donde la variación de cada una de las componentes del tensor de esfuerzos en función del tiempo es relativamente constante, sería considerar que la superficie de fluencia aumenta su tamaño de forma gradual durante la deformación plástica aunque su forma permanece relativamente constante. Toda ley de endurecimiento que cumple con estas condiciones se conoce como ley de endurecimiento isotrópico. Evidentemente una ley de endurecimiento isotrópico representa sólo una aproximación de la realidad. En este sentido es común encontrar materiales metálicos en los que, una vez deformados plásticamente a tracción, su fluencia a compresión ocurre a valores absolutos de esfuerzo menores que aquellos aplicados previamente. El efecto Bauschinger es el fenómeno por el cual el límite de fluencia a tensión no coincide con el obtenido a compresión, y es indicativo del hecho de que la superficie de fluencia no crezca en todas las direcciones por igual, a medida que se desarrolla la deformación plástica.¹⁰

Una ley de endurecimiento por deformación más apropiada para tratar casos de carga no proporcional, así como situaciones en las que ocurre inversión en la dirección de carga, implicaría considerar que en la medida en que la superficie de fluencia crece, también se desplaza gradualmente en la dirección de la deformación. Las leyes de endurecimiento que consideran dicho desplazamiento de la superficie de fluencia se refieren con el nombre de endurecimiento cinemático.

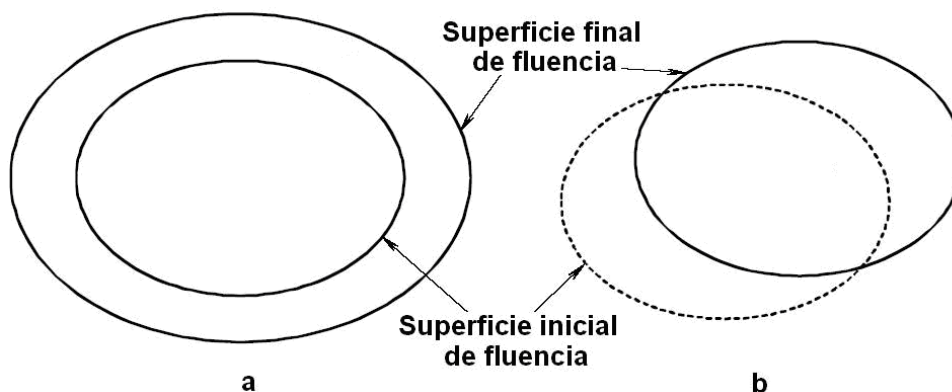


Figura 2.5 Superficies de fluencia por endurecimiento por deformación a) isotrópico; b) cinemático ¹⁰

2.2 ESFUERZOS DURANTE EL PROCESO DE SOLDADURA

Los esfuerzos que se originan durante el proceso de soldadura frecuentemente son llamados esfuerzos internos. Los esfuerzos internos son aquellos que existirían en un cuerpo que se encuentre libre de fuerzas o cargas externas y de cambios o gradientes de temperatura. Este tipo de esfuerzos se originan en muchas estructuras y componentes metálicos durante su fabricación. Por ejemplo, esto ocurre en las piezas fundidas a través de las fuerzas de contracción dentro de la pieza a medida que se solidifica; al conformar metales debido a las características elásticas del metal; al cortar metales por la acción de corte que viene acompañada de una deformación; y en los procesos de soldadura debido a la expansión y contracción de los metales que resulta de los cambios de temperatura. ¹⁰

Los esfuerzos internos a pesar de lo difíciles que son de calcular y medir si se dejan sin tratamiento se pueden manifestar por sí mismos a través del tiempo en una variedad de formas indeseables, provocando deformación, debilidad y el agrietamiento prematuro de las piezas. Esto conduce a una reducción en la vida útil de los componentes que, han sido bien fabricados.

Los esfuerzos internos a su vez se dividen en:

- Esfuerzos de primer tipo
- Esfuerzos de segundo
- Esfuerzos de tercer tipo

Los esfuerzos de primer tipo o macro esfuerzos σ^I se extienden sobre regiones macroscópicas y son asociados con las deformaciones de los elementos o estructuras. Los esfuerzos de segundo tipo σ^{II} están presentes alrededor de granos individuales. Los esfuerzos de tercer tipo σ^{III} actúan entre regiones atómicas y son asociados con defectos puntuales y dislocaciones. ¹⁰

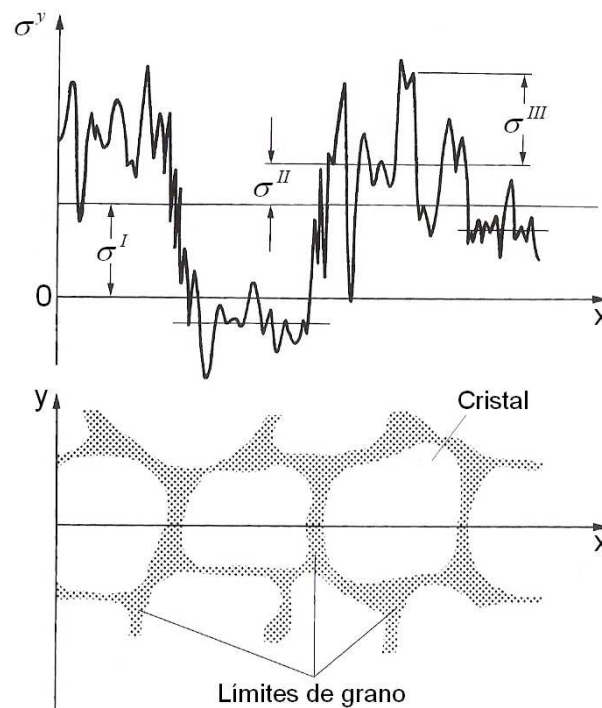


Figura 2.6 Esfuerzos internos de primero, segundo y tercer tipo ¹¹

Evaluando la influencia de los esfuerzos internos en un proceso de deformación, singular importancia para propósitos de ingeniería tienen los esfuerzos de primer tipo o macro esfuerzos, porque éstos ocasionan las deformaciones de los elementos y la subsiguiente falla.

Los esfuerzos internos están en un estado de auto – equilibrio, así independientemente de la distribución de esfuerzos en el cuerpo, los esfuerzos en cualquier sección transversal deberían estar equilibrados por la sumatoria de fuerzas y la sumatoria de momentos de fuerza. En particular en cualquier plano perpendicular al eje x , se tiene las siguientes igualdades:

$$\int_A \sigma_x \cdot dA = 0; \quad \int_A \sigma_x \cdot y \cdot dA = 0; \quad \int_A \sigma_x \cdot z \cdot dA = 0, \quad (2.24)$$

Donde:

$$A = \text{Área de la sección transversal [mm}^2\text{]}$$

$$\sigma_x = \text{Esfuerzo normal a la sección transversal } A \text{ en el punto con coordenadas } (y, z) \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right]$$

2.2.1 CLASIFICACIÓN DE LOS ESFUERZOS DURANTE EL PROCESO DE SOLDADURA

Los esfuerzos durante el proceso de soldadura se clasifican según las siguientes características:

- Tiempo de duración
- Dirección en la que actúan
- Forma como se originan

Según el tiempo de duración pueden ser transitorios y residuales. Los esfuerzos transitorios existen únicamente en un momento específico del proceso no uniforme de calentamiento y enfriamiento del elemento. Los esfuerzos residuales pueden ser hallados después de que todo el proceso de soldadura se ha completado y la estructura alcance la temperatura ambiente. ¹⁰

Según la dirección en la que actúan pueden ser longitudinales aquellos que son paralelos al eje del cordón de soldadura y transversales aquellos que son perpendiculares al eje del cordón de soldadura. ¹⁰

Según la forma como se originan pueden ser esfuerzos térmicos causados por una distribución no uniforme de temperatura, una vez que la pieza alcanza la temperatura ambiente éstos esfuerzos desaparecen; esfuerzos causados por la deformación plástica del metal los cuales siempre existen en áreas cercanas a la soldadura y en el propio cordón de soldadura; y esfuerzos causados por transformaciones de fase de austenita a ferrita, bainita o martensita, que ocurren a una cierta temperatura, o por encima de un cierto rango de temperatura. Cuando una fase cambia es acompañada por un cambio en el volumen, por lo que el cordón de soldadura y la zona que está siendo afectada por el calor tienden a expandirse. Pero esta expansión es frenada, por el material más alejado y frío que no está siendo transformado, de esta forma el área que sufre la transformación está sujeta a esfuerzos de compresión. Los esfuerzos por transformación de fase aparecerán primordialmente si bainita o martensita son producidas. ⁹

2.2.2 CAUSAS DE LOS ESFUERZOS EN LA SOLDADURA

El proceso de soldadura causa un calentamiento no uniforme del material. Las áreas cercanas al arco de soldadura (HAZ) son calentadas a varios miles de grados centígrados, y luego se enfrían hasta alcanzar la temperatura ambiente. En general, la no uniformidad de la distribución de la temperatura durante la soldadura, causa un complejo estado triaxial de esfuerzos. Pero, en la mayoría de los casos algunas componentes del esfuerzo son despreciables, y es posible considerar un estado biaxial o incluso uniaxial de esfuerzos. ¹⁰

El proceso de formación de esfuerzos puede ser explicado considerando el calentamiento y enfriamiento de una barra metálica bajo ciertas restricciones. La figura 2.7 muestra tres barras metálicas idénticas que se encuentran a temperatura ambiente conectadas a dos bloques rígidos (Figura 2.7a). Se calienta

únicamente la barra central, pero su expansión térmica está restringida por las barras laterales (Figura 2.7b), por lo que se producen esfuerzos de compresión en esta barra, que aumentan con el incremento de temperatura, hasta que el esfuerzo de fluencia por compresión es alcanzado. Cuando el calentamiento se detiene, y la barra central se enfría su contracción térmica se restringe por las barras laterales (Figura 2.7c), por consiguiente los esfuerzos de compresión en la barra central, bajan rápidamente, cambiando a esfuerzos de tensión, y aumentan conforme la temperatura decrece hasta que el esfuerzo de fluencia por tensión es alcanzado.

Finalmente, un esfuerzo de tensión igual al esfuerzo de fluencia es producido en la barra central cuando ésta se enfría hasta la temperatura ambiente. Los esfuerzos en las barras laterales son esfuerzos de compresión e iguales a la mitad del esfuerzo de tensión en la barra central. ¹⁰

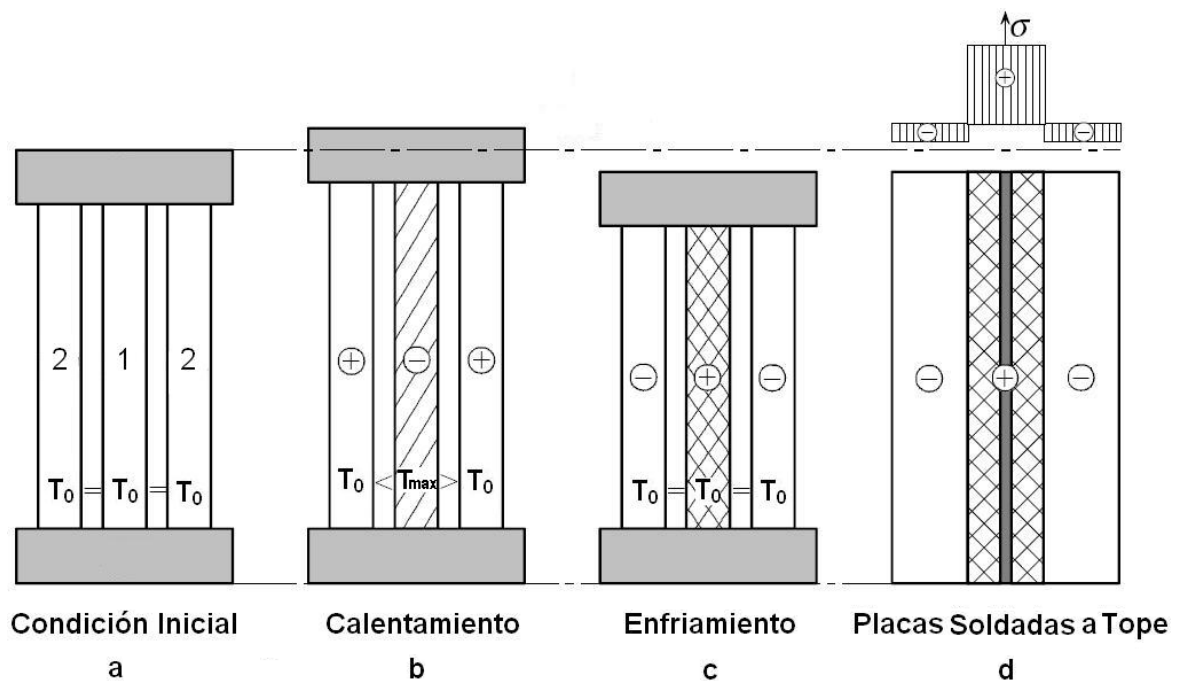


Figura 2.7 Sistema de tres barras, que simulan el calentamiento y enfriamiento de una placa soldada ¹⁰

Cuando se unen dos o más piezas mediante un cordón de soldadura ocurren fenómenos similares a los explicados mediante el sistema de las tres barras, donde el metal de aporte y el metal base adyacente son análogos a la barra central, y las zonas alejadas al metal de aporte son análogas a las dos barras

laterales (Figura 2.7d), porque la expansión y contracción del metal de aporte y del metal base adyacente están restringidas por las zonas más alejadas y frías. Por lo tanto, después que se produce el enfriamiento a temperatura ambiente, en el metal de aporte y en el metal base adyacente aparecen esfuerzos de tensión, mientras que en las zonas alejadas aparecen esfuerzos de compresión. ¹⁰

2.2.2.1 Comportamiento esfuerzo – deformación en la zona afectada por el calor ²

Para ilustrar el comportamiento esfuerzo – deformación en la zona afectada por el calor se considera la figura 2.8 que corresponde al caso de dos placas de acero soldadas a tope:

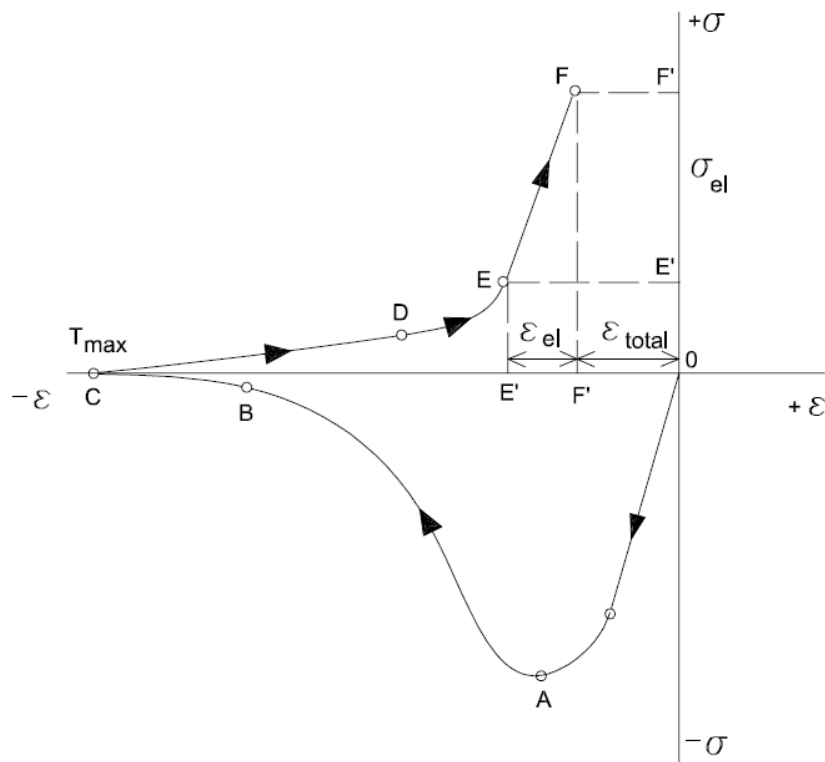


Figura 2.8 Curva esfuerzo – deformación en la zona afectada por el calor para una soldadura a tope ²

La curva inicia en el punto 0 donde la temperatura de la pieza analizada es la temperatura ambiente. Cuando la temperatura empieza a aumentar se inducen esfuerzos de compresión. A temperaturas de aproximadamente 300 °C, las leyes de Hooke son válidas y la relación (σ, ϵ) es lineal, sobre ésta temperatura, la resistencia del acero empieza a decrecer. Alrededor del punto A se alcanza una temperatura de aproximadamente 600 °C y un pequeño incremento del esfuerzo

inducirá una gran deformación. A temperaturas sobre los 600 a 750 °C, la resistencia del acero es tan baja que incluso esfuerzos de compresión muy leves provocarían una mayor deformación por compresión (sector B – C). La temperatura alcanza un máximo valor en el punto C, al igual que la deformación por compresión.

Este comportamiento se repite en sentido inverso durante la fase de enfriamiento. A elevadas temperaturas, un pequeño esfuerzo de tensión es suficiente para provocar una gran deformación por tensión (sector C – D). A temperaturas debajo de 300 °C, la resistencia del acero es tan alta que las leyes de Hooke son válidas otra vez y la relación esfuerzo – deformación se vuelve lineal. Al completar el ciclo térmico, el punto 0 no será alcanzado, sino el punto F, el cual se caracteriza por un cierto valor residual de deformación y de esfuerzos de tensión. Cabe mencionar que la deformación total de la pieza está dada por el sector a compresión 0 – C y el sector a tensión C – F.

2.2.3 CAMPO TRANSITORIO DE ESFUERZOS

Durante el proceso de soldadura el campo de esfuerzos desarrollado se caracteriza por el comportamiento elástico – plástico del metal, las condiciones no estacionarias de temperatura, y gradientes de temperatura muy altos del orden de 10^3 °C/mm.

La cinética del campo de esfuerzos durante la soldadura, es un proceso de desarrollo de esfuerzos que se produce desde el instante que empieza la soldadura, hasta el momento en que el metal se enfría y alcanza la temperatura ambiente. La investigación de esta cinética es una tarea bastante complicada por la gran cantidad de variables que afectan al proceso, y por la complejidad del mecanismo de desarrollo de los esfuerzos. ¹⁰

2.2.3.1 Desarrollo de esfuerzos durante el proceso de soldadura

Para el estudio de los esfuerzos desarrollados durante el proceso de soldadura se considerará el caso de la soldadura de una placa delgada (el gradiente de temperatura a través del espesor es despreciable). Además para el análisis se

partirá de un ciclo térmico característico, y de un elemento diferencial como se indica en la figura 2.9, la temperatura en el interior del prisma puede ser considerada constante porque el volumen del elemento diferencial es pequeño. Usualmente, una estructura soldada es bastante rígida para mantener la deformación total (en este caso ε_x) a lo largo de la dirección de la soldadura significativamente más pequeña que la deformación térmica ε^T sin restricción. Este estado es válido para elementos ubicados cerca del cordón de soldadura, ya que se asume que el prisma no cambia sus dimensiones en la dirección x como se muestra en la figura 2.9. Al mismo tiempo, durante el calentamiento y enfriamiento, en estos elementos se desarrollan esfuerzos longitudinales σ_x . Por simplificación se considera un caso uniaxial de esfuerzos, y se asume σ_y igual a cero porque en la dirección y el elemento puede deformarse libremente. Con esta simplificación se tiene en la dirección longitudinal $\sigma_x \neq 0$, $\varepsilon_x = 0$, y en la dirección transversal $\sigma_y = 0$, $\varepsilon_y \neq 0$.¹⁰

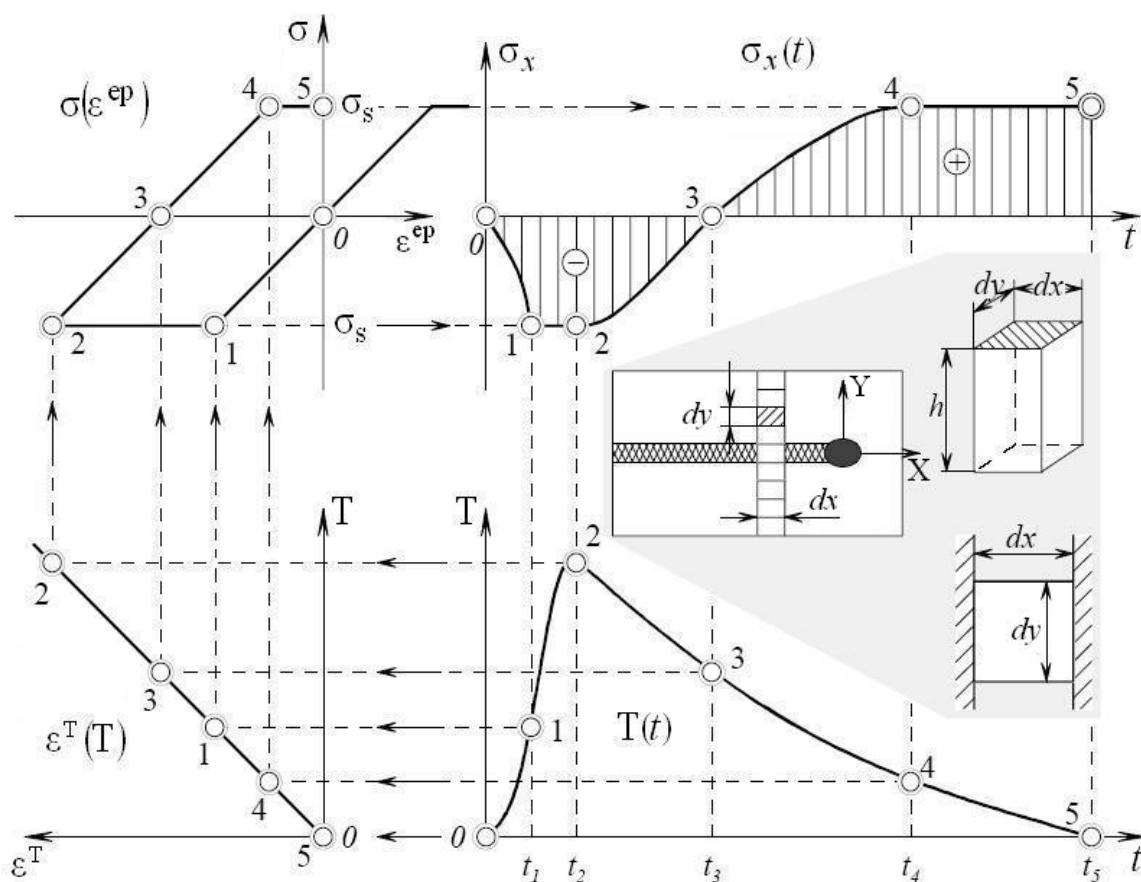


Figura 2.9 Cinética de los esfuerzos en un sólido prismático¹⁰

Para analizar los ciclos del esfuerzo en los elementos, se necesitan datos sobre la expansión volumétrica del metal debido a elevadas temperaturas (curva dilatométrica) y curvas de la deformación del material (curvas esfuerzo – deformación). Sin tomar en cuenta los cambios estructurales en el material, la curva dilatométrica puede ser aproximada a una línea recta (el coeficiente de expansión térmica α es constante).

El conjunto de curvas esfuerzo – deformación pueden, como una primera aproximación, ser sustituidas por una curva idealizada esfuerzo – deformación (como se muestra en la esquina superior izquierda de la figura 2.9).

La curva dilatométrica $\varepsilon^T(T)$ se encuentra en la parte inferior del diagrama esfuerzo – deformación $\sigma(\varepsilon^{ep})$. El ciclo térmico $T(t)$ se encuentra al lado derecho de la curva $\varepsilon^T(T)$.

El ciclo de esfuerzos $\sigma_x(t)$ puede ser trazado siguiendo la secuencia como se indica en la figura 2.9.

En el tiempo t_1 la temperatura T_1 es especificada por el punto 1. Desde este punto una línea horizontal, caracterizando la expansión térmica correspondiente a T_1 , determinará el punto 1 en la curva dilatométrica. Para el caso de un prisma rígido en la dirección x , la deformación ε^{T_1} determinará la libre expansión térmica. Extendiéndose verticalmente en el diagrama $\sigma(\varepsilon^{ep})$, otro punto 1 es obtenido. Este punto se caracteriza por σ_x y ε_x^e en t_1 y coincide cuando el esfuerzo σ_x alcanza el límite de fluencia σ_y .

Ahora el punto 1 en la curva del esfuerzo puede ser hallado por la intersección de perpendiculares desde la curva de ciclo térmico y la curva esfuerzo – deformación. De la misma manera el resto de puntos que caracterizan el ciclo de esfuerzos pueden ser hallados. El punto 2 corresponde a la máxima temperatura en el ciclo térmico y a la máxima deformación plástica en compresión.

Después de t_2 empieza el proceso de enfriamiento y de descarga hasta t_3 . En t_3 el esfuerzo y la deformación elástica son iguales a cero. De t_3 a t_4 la deformación elástica a tensión aumenta. En t_4 la segunda deformación plástica comienza (de signo contrario). Y finalmente el tiempo t_5 corresponde al estado de enfriamiento completo.

La figura 2.10 es una representación esquemática del cambio de temperatura ΔT y de la distribución de esfuerzos a lo largo de la dirección longitudinal σ_x , durante la soldadura.

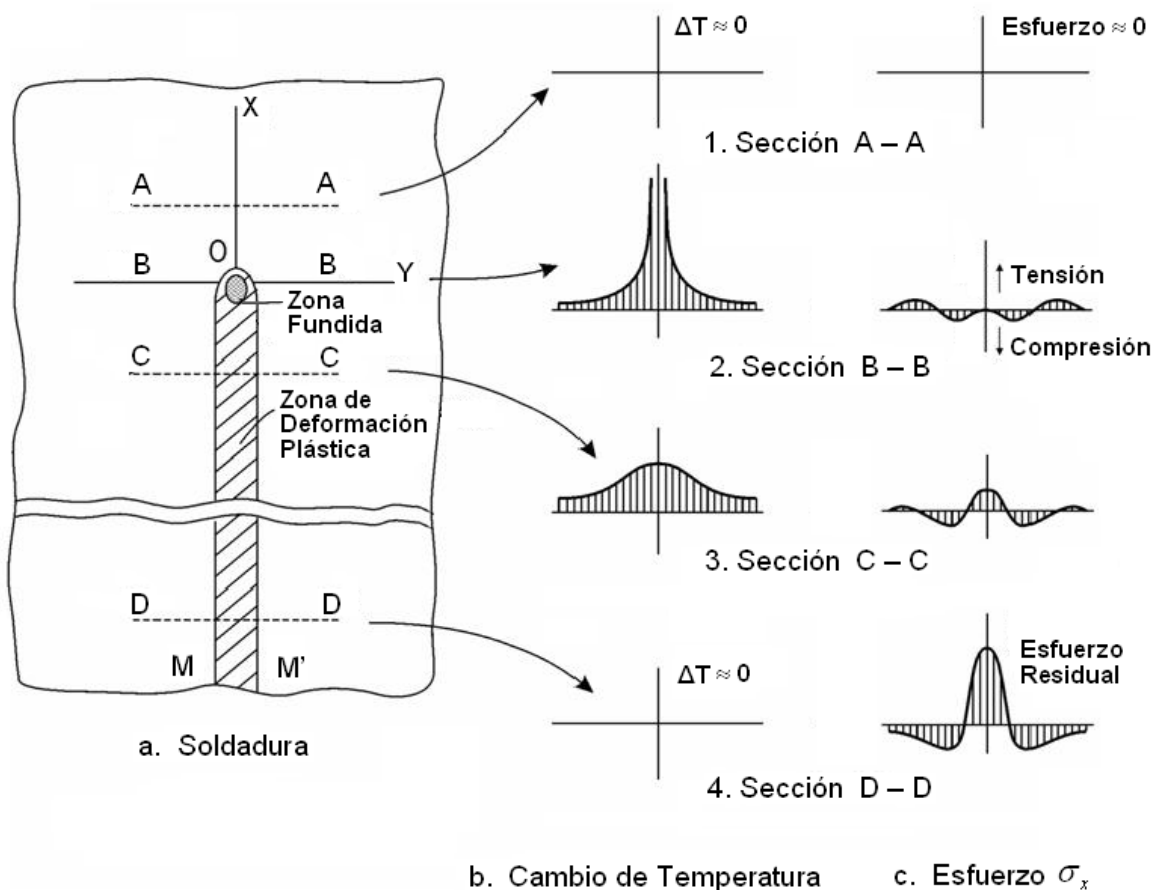


Figura 2.10 Cambio de temperatura y de esfuerzos durante la soldadura⁹

El área transversal rayada M – M' es la región donde ocurre la deformación plástica.

La sección A – A está ubicada delante de la fuente de calor y no está afectada significativamente por el calor neto de ingreso; por lo que la variación de temperatura ΔT , y el esfuerzo longitudinal σ_x son iguales a cero.

A lo largo de la sección B – B cruzando la fuente de calor, la distribución de temperatura es excesiva. En las zonas adyacentes a la fuente de calor, los esfuerzos son de compresión (σ_x es negativo) porque la expansión de estas zonas está restringida por el metal circundante que se encuentra a temperaturas más bajas. En las áreas más alejadas y frías aparecen esfuerzos de tensión (σ_x es positivo) para mantener el equilibrio de esfuerzos en la pieza. El metal fundido carece de resistencia mecánica, por lo que en el centro de la soldadura el esfuerzo longitudinal σ_x es aproximadamente cero.

A lo largo de la sección C – C, detrás de la fuente de calor, la distribución de temperatura se vuelve menos excesiva. En lo que respecta a los esfuerzos el metal de aporte y el metal base adyacente se han enfriado y existe una tendencia a la contracción, produciendo esfuerzos de tensión (σ_x es positivo). En las zonas alejadas aparecen esfuerzos de compresión para que se cumpla la condición de equilibrio.

Finalmente, a lo largo de la sección D – D el metal de aporte y el metal base adyacente se han enfriado y contraído más, produciendo esfuerzos de tensión más altos en zonas cerca de la soldadura y esfuerzos de compresión en zonas alejadas a la misma, estos esfuerzos tendrán su valor máximo y final que corresponde al estado permanente y definitivo de los esfuerzos.⁹

Lo explicado anteriormente puede ser representado en un diagrama esfuerzo – temperatura como se indica en la figura 2.11.

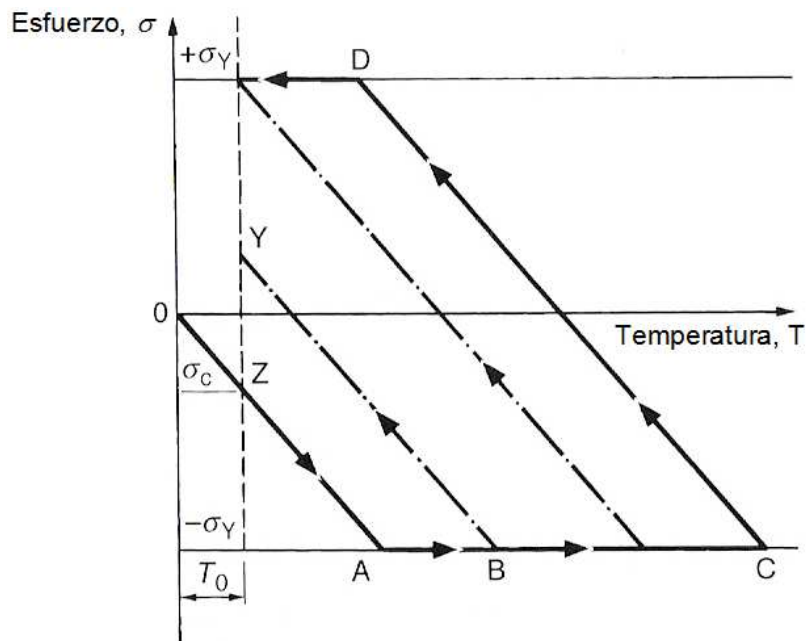


Figura 2.11 Diagrama esfuerzo – temperatura para determinar el estado final de los esfuerzos residuales ¹¹

En la región de la soldadura, el límite de fluencia en tensión es alcanzado siguiendo el camino OACD, en la región más alejada a la soldadura el esfuerzo de compresión es alcanzado siguiendo el camino OAZ y finalmente en la región intermedia se produce un estado de transición, camino OABY. ¹¹

En la figura 2.12 se presenta el esquema de la distribución de la zona plástica, para el caso del campo de temperatura cuasi – estacionario causado por el movimiento de una fuente de calor lineal.

Como se mencionó anteriormente, cuando el material alcanza cierta temperatura pierde su resistencia, más allá de este límite de temperatura el material está casi libre de esfuerzos porque el límite de fluencia disminuye a elevadas temperaturas.

El punto 6 en la figura 2.12 es ambiguo, a primera vista el esquemático ciclo esfuerzo – deformación en el punto 6 debería ser analizado como en el punto 5. Pero la diferencia es que el material en el punto 6, después de alcanzar cierta compresión elástica y plástica, fue templado dentro de la isoterma de ablandamiento.⁷

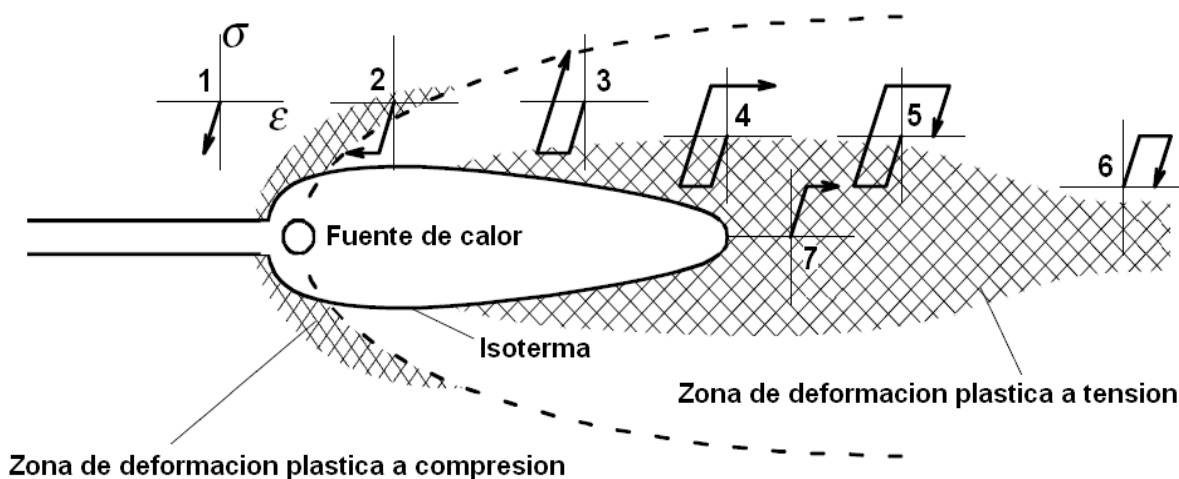


Figura 2.12 Ciclo esfuerzo – deformación causado por el movimiento de una fuente de calor lineal ⁷

La parábola dibujada con línea segmentada indica la temperatura local máxima. Esta línea sirve como un límite entre el área delante de ella, sujeta a compresión elástica o elástica – plástica, y el área detrás de ella expuesta a tensión. La zona elástica descargada, correspondiente al segmento 2 – 3 en la figura 2.9, separa estas áreas.

Los puntos 1, 2 y 3 están ubicados a lo largo de una línea horizontal. Por lo tanto, representan el desarrollo consecutivo de esfuerzos en un punto que se encuentra a una cierta distancia del eje del cordón de soldadura. Primero, el material está siendo expuesto a compresión elástica (punto 1), y luego, alcanzando el límite de fluencia, el material experimenta deformación plástica (punto 2), seguido por descarga elástica (punto 3).

El punto 7 tiene una posición peculiar, permanece en el eje de la soldadura y el material en este punto está siendo sujeto únicamente a tensión elástica y luego a tensión plástica. ⁷

2.2.4 CAMPOS DE ESFUERZOS RESIDUALES

2.2.4.1 Esfuerzos residuales longitudinales desarrollados debido al proceso de soldadura

Los esfuerzos residuales longitudinales son el resultado de la contracción longitudinal del metal base y del metal de aporte durante el enfriamiento. En la región del cordón de soldadura existen esfuerzos de tensión que alcanzan un valor máximo cercano al límite de fluencia σ_y , decreciendo gradualmente hasta cambiar a esfuerzos residuales de compresión en las áreas adyacentes al cordón de soldadura (Figura 2.13). Esta distribución es típica para aceros austeníticos y de bajo contenido de carbono.

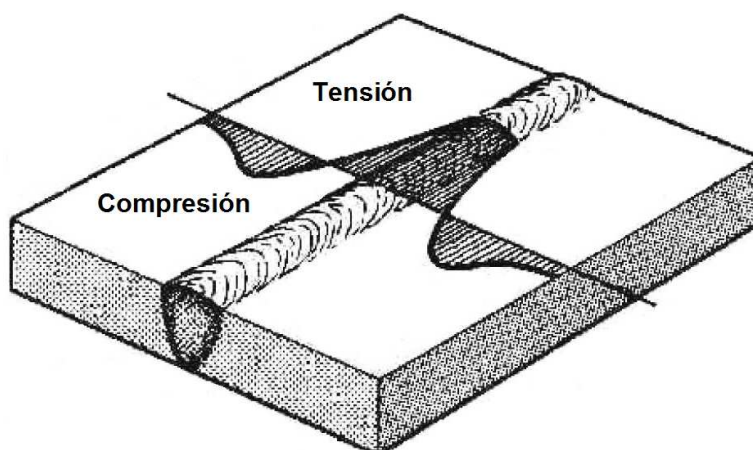


Figura 2.13 Distribución de esfuerzos residuales longitudinales ¹⁸

La distribución de estos esfuerzos puede cambiar significativamente a la distribución mostrada en la figura 2.13 dependiendo del nivel de aleación del metal base y del metal de aporte, del régimen de enfriamiento y del estado inicial del acero.

Para el caso de aleaciones de aluminio y titanio, el valor del esfuerzo máximo es menor que el esfuerzo de fluencia, además existe una depresión en la curva del esfuerzo de tensión en el centro de la soldadura como se indica en la figura 2.14b.

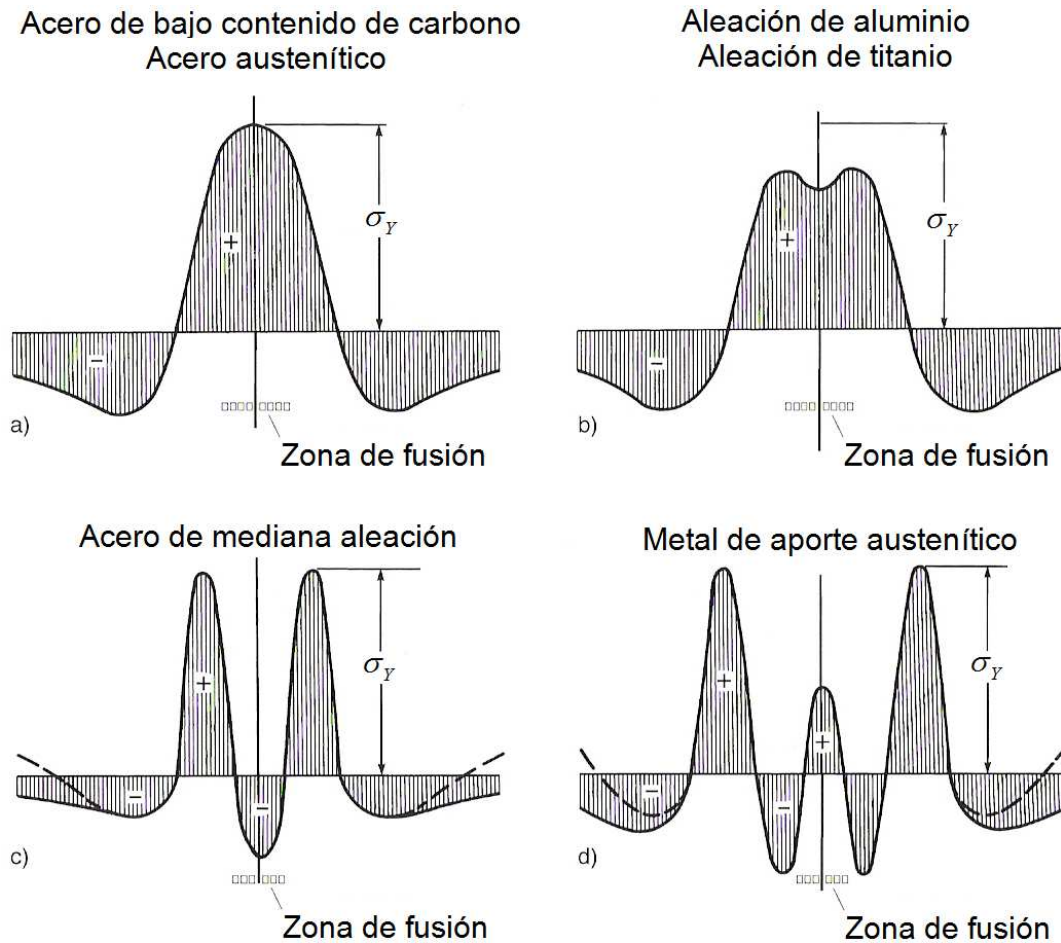


Figura 2.14 Distribución de esfuerzos residuales longitudinales para diferentes tipos de metales ¹¹

Para aceros de media aleación, el esfuerzo en el centro de la soldadura es cambiado a esfuerzo de compresión debido a la transformación microestructural a bajas temperaturas, mientras que los esfuerzos máximos ocurren en la zona afectada por el calor del metal (Figura 2.14c)

Por otra parte, cuando se usa un acero austenítico como metal de aporte, el bajo límite de fluencia de tensión de éste acero es alcanzado en el centro de la soldadura, mientras que los máximos esfuerzos de compresión aparecen en la zona afectada por el calor y los máximos esfuerzos de tensión aparecen en las zonas más alejadas del cordón (Figura 2.14d). ¹¹

En la figura 2.15 se muestra un ejemplo de una distribución de esfuerzos longitudinales en tres dimensiones. Esto ayuda a crear una noción global sobre la complejidad del estado de esfuerzos causado por el proceso de soldadura.

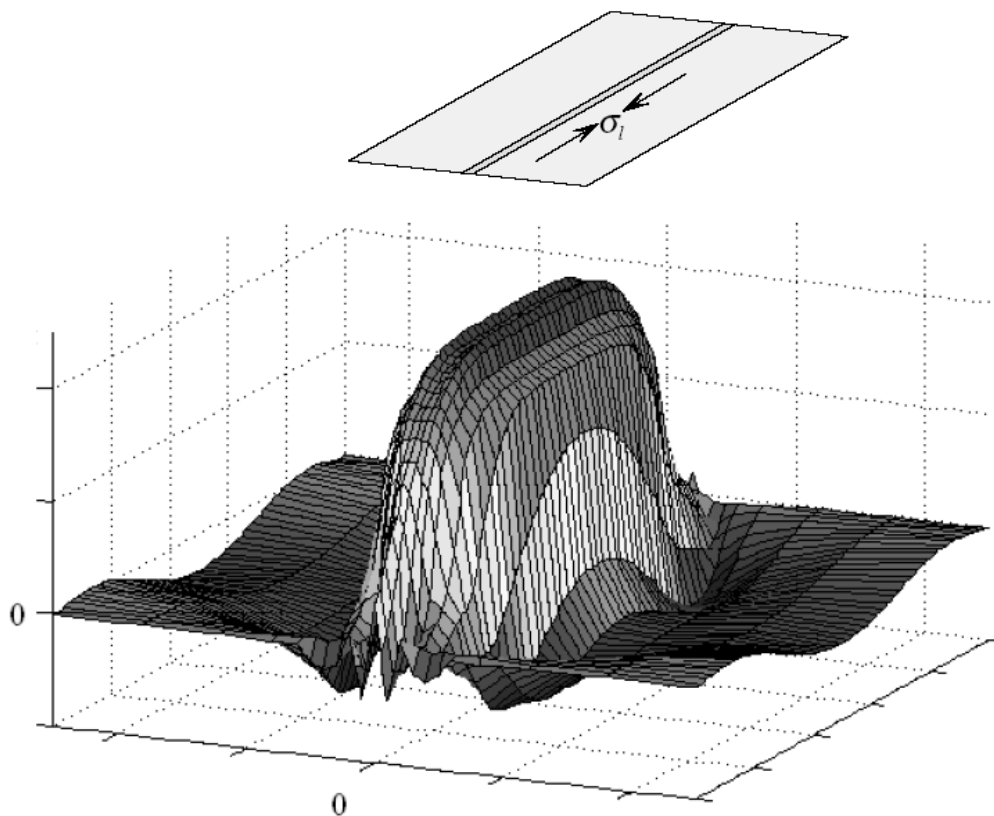


Figura 2.15 Representación tridimensional de la distribución de esfuerzos residuales longitudinales en la soldadura ¹⁰

Esta distribución corresponde al caso, cuando el material no experimenta una transformación de fase a baja temperatura. Se puede observar que la parte central de la placa corresponde al caso de la figura 2.13. ¹⁰

Cabe mencionar que en la sección transversal de las placas soldadas, se produce una distribución de esfuerzos residuales longitudinales, ésta distribución es mostrada en la figura 2.16. La región de la soldadura está sujeta a esfuerzos de tensión σ_{te} que alcanzan el valor del límite de fluencia σ_Y . Las zonas más alejadas están sujetas a esfuerzos de compresión para que se cumpla con la condición de equilibrio. ¹¹

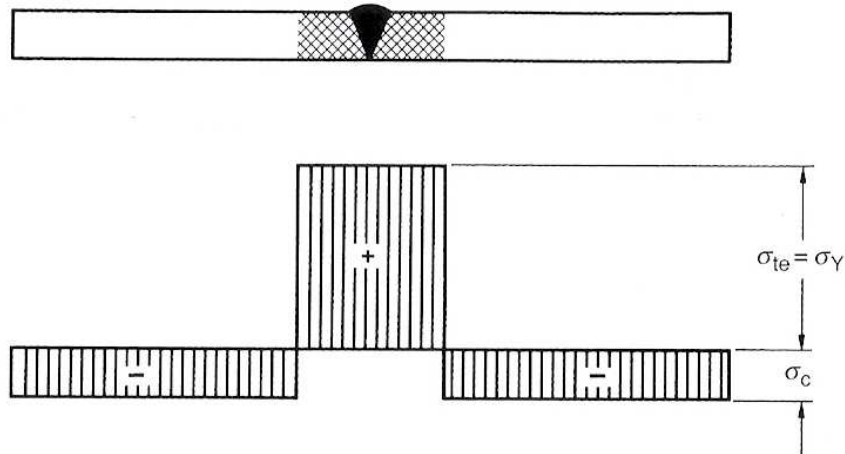


Figura 2.16 Esfuerzos residuales longitudinales en una placa rectangular sin restricción con una soldadura longitudinal en su centro ¹¹

Para placas rectangulares con una soldadura excéntrica, la distribución de esfuerzos sobre la sección transversal se indica en la figura 2.17. ¹¹

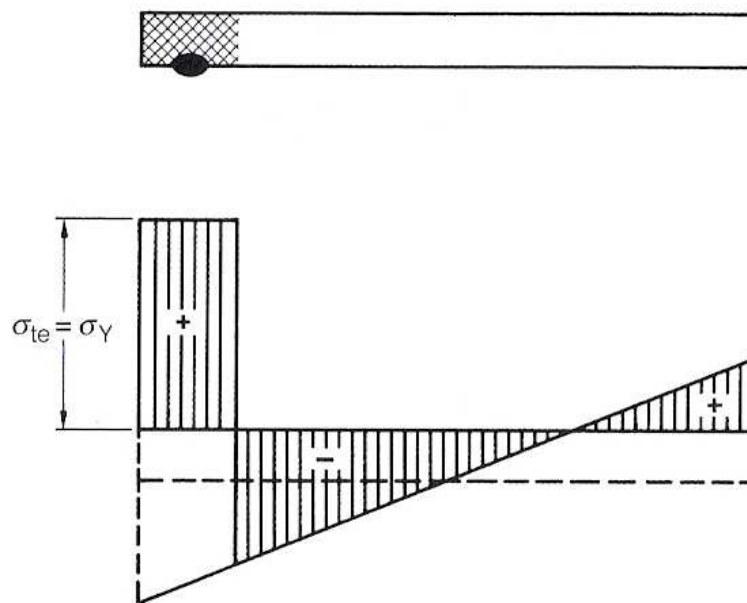


Figura 2.17 Esfuerzos residuales longitudinales en una placa rectangular sin restricción con una soldadura longitudinal excéntrica ¹¹

Finalmente, el caso combinado de una viga con una sección en T, con una soldadura a filete longitudinal en los dos lados de la viga es mostrada en la figura 2.18. Se puede observar que la placa vertical (patín) esta unida en su parte media con el extremo de la placa horizontal (alma) originando la distribución de esfuerzos residuales longitudinales indicada en la figura. ¹¹

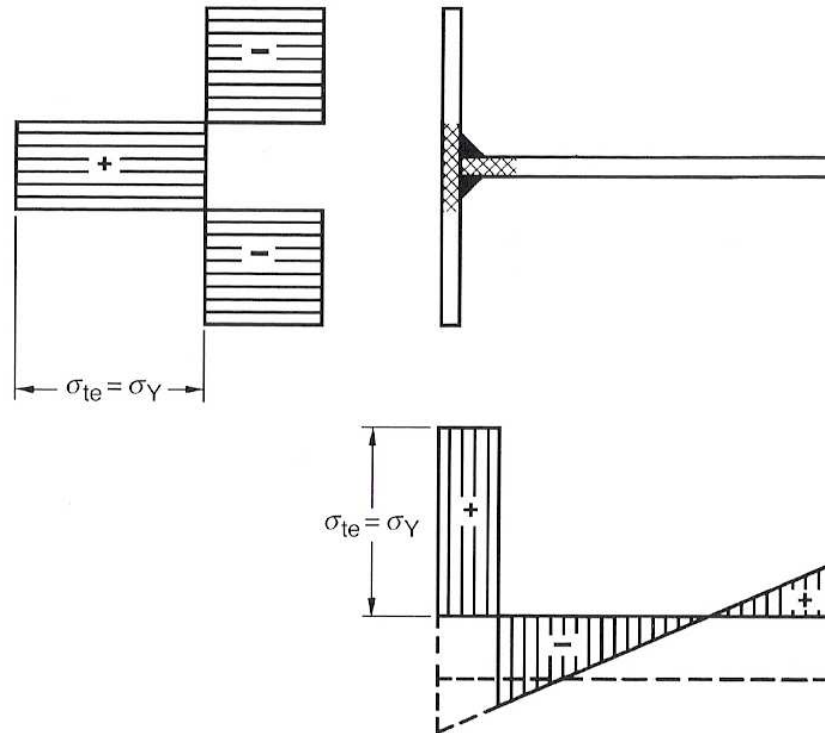


Figura 2.18 Esfuerzos residuales longitudinales en una viga con sección en T con una soldadura longitudinal a filete en ambos lados ¹¹

2.2.4.2 Esfuerzos residuales transversales desarrollados debido al proceso de soldadura

Después del enfriamiento de dos placas soldadas, se desarrollan esfuerzos residuales transversales, debido a la contracción longitudinal y transversal del metal. La sujeción transversal de las placas, tiene un serio efecto en la distribución de estos esfuerzos. ¹⁰

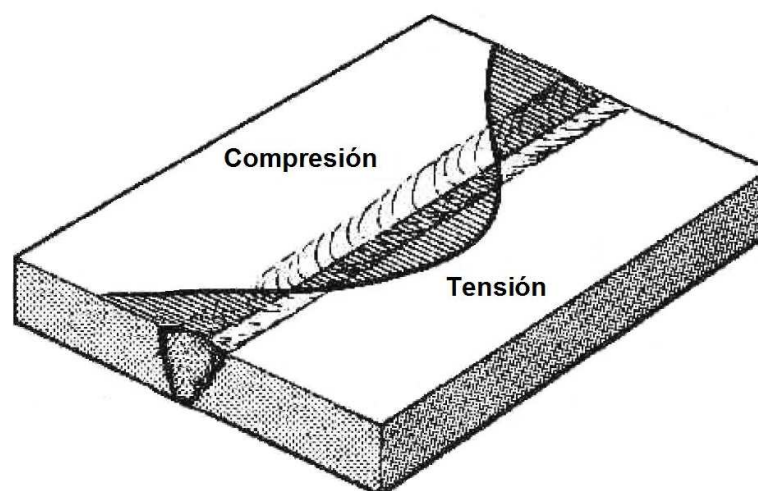


Figura 2.19 Distribución de esfuerzos residuales transversales ¹⁸

Si las placas son soldadas sin ningún tipo de restricción (sin soldadura provisional o por puntos y sin abrazaderas), la magnitud de los esfuerzos transversales no es tan alta, y luego del enfriamiento, los bordes de las placas tienden a doblarse de la forma mostrada en la figura 2.20a. En cambio si existe algún tipo de restricción transversal, éste efecto es suprimido por esfuerzos residuales transversales. Los valores más altos son alcanzados cerca de los extremos de la soldadura (donde inicia y termina el cordón), en esta región los esfuerzos son de compresión, con un cambio a esfuerzos transversales de tensión en la sección media del cordón (figura 2.20b).

Durante la soldadura de placas pequeñas con una velocidad de soldadura alta, los bordes de las placas se mueven el uno hacia al otro durante el enfriamiento. La contracción longitudinal trata de doblar las placas en el plano, para contrarrestar esto, a lo largo del cordón de soldadura se forma la distribución de esfuerzos residuales ilustrados en la figura 2.19 y 2.20c.

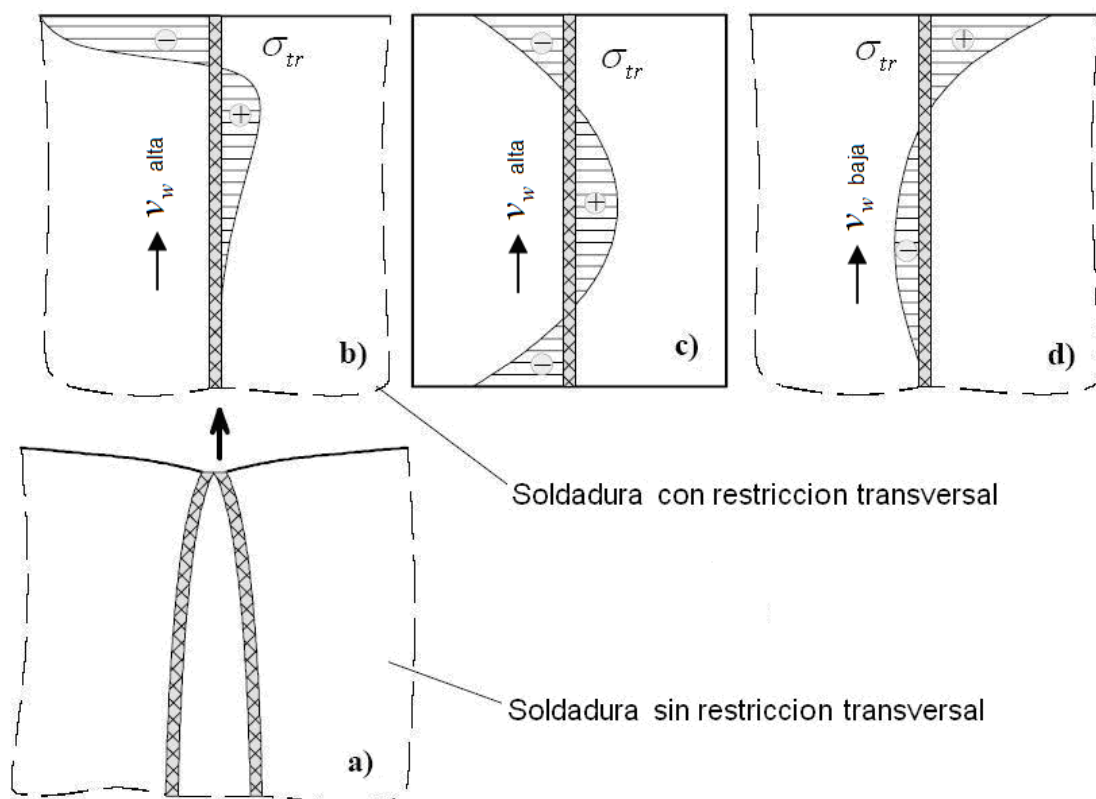


Figura 2.20 Distribución de esfuerzos residuales transversales en dos placas soldadas con diferentes condiciones ¹⁰

Si la velocidad de soldadura es muy baja, el extremo donde termina el cordón de soldadura experimenta esfuerzos de tensión (última región en enfriarse) como se muestra en la figura 2.20d.

Un ejemplo de una distribución de esfuerzos residuales transversales en tres dimensiones se muestra en la figura 2.21. Esta distribución corresponde al caso de la soldadura de placas pequeñas (Figura 2.20c). Cada placa es de 250 mm de ancho y 500 mm de largo. Así, el término “pequeño” debería ser considerado como un término complejo, combinando no solo las dimensiones geométricas sino también los parámetros de soldadura e incluso las propiedades del material. ¹⁰

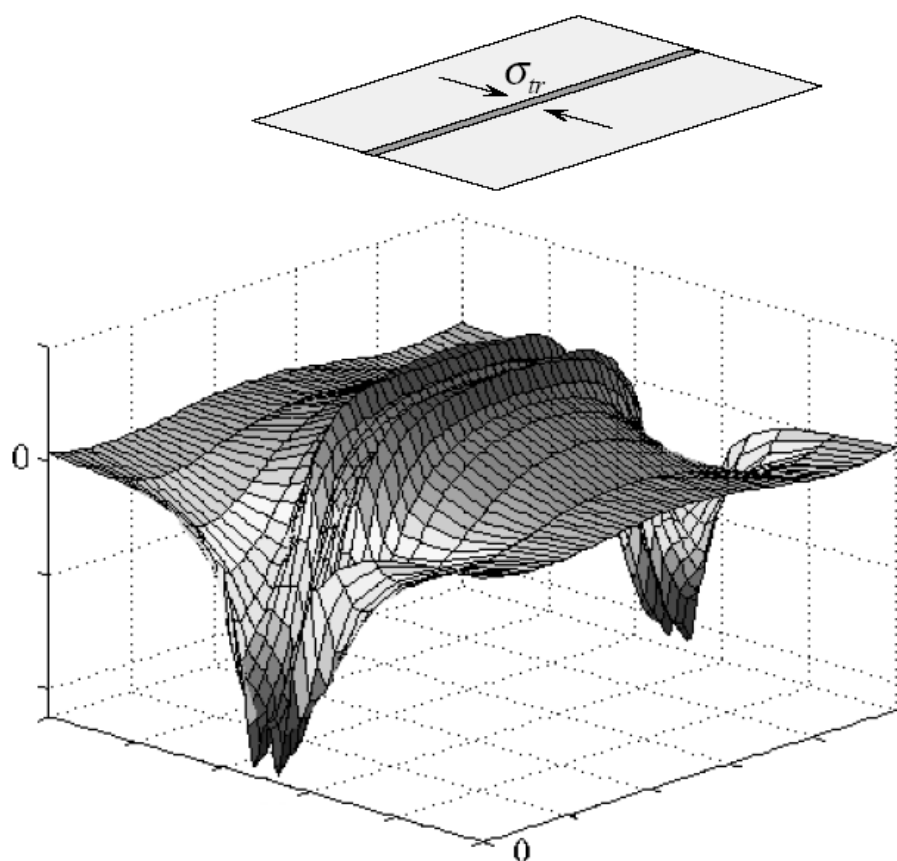


Figura 2.21 Representación tridimensional de la distribución de esfuerzos residuales transversales en la soldadura ¹⁰

En la figura 2.21 se puede observar que los principales picos de los esfuerzos residuales transversales están concentrados cerca de los extremos de la soldadura.

En la sección transversal de las placas soldadas también existen esfuerzos residuales transversales. Su nivel es muy alto en algunos casos de soldadura y se debería dar mucha importancia a su efecto. Estos esfuerzos son el resultado de diferentes condiciones de enfriamiento, tanto en la superficie como en el interior de las placas.

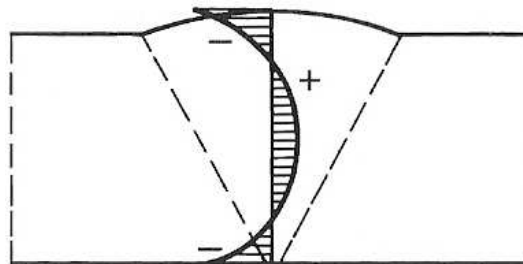


Figura 2.22 Esfuerzos residuales transversales en la sección transversal de las placas; esfuerzos de compresión en la superficie; esfuerzos de tensión en el interior ¹¹

Estos esfuerzos pueden generarse si el espesor de las placas es bastante grande; esfuerzos de tensión en el caso de enfriamiento sin transformación, y esfuerzos de compresión en el caso de enfriamiento con transformación. ¹¹

2.2.5 MÉTODOS UTILIZADOS PARA LA MEDICIÓN DE ESFUERZOS RESIDUALES ¹¹

Los esfuerzos residuales pueden inducir a indeseables y a menudo imprevisibles pandeos globales o locales durante o después de la soldadura. Esta adversidad afecta la fabricación, el ensamblaje, y la vida de servicio de las estructuras, por lo tanto, la predicción y control de los esfuerzos residuales es extremadamente importante.

Existen diferentes métodos experimentales para conocer la magnitud de los esfuerzos residuales que se producen durante el proceso de soldadura; entre ellos se encuentran los métodos no destructivos, tales como, los métodos de difracción, que pueden ser por técnicas de difracción de neutrones, difracción por rayos X, difracción por haz de electrones, etc., los cuales son muy exactos y

costosos; también se pueden mencionar la técnicas magnéticas y eléctricas, en las que se encuentran las técnicas por ultrasonido, efecto piezo – espectroscópico, método foto – elástico, termo – elástico y finalmente los métodos mecánicos o métodos de relajación de esfuerzos entre los cuales se tiene, el método de la indentación, seccionamiento, hole drilling, etc.

De todos estos métodos que existen para la medición de esfuerzos residuales a continuación se va a describir los más importantes y aplicados en la industria.

2.2.5.1 Seccionamiento

Para determinar los esfuerzos residuales producidos en el proceso de soldadura, la muestra es cortada en piezas pequeñas, con el objetivo de lograr la relajación de los esfuerzos y por ende liberación de las deformaciones elásticas, las cuales serán medidas utilizando extensómetros mecánicos, como se indica en la figura 2.23.

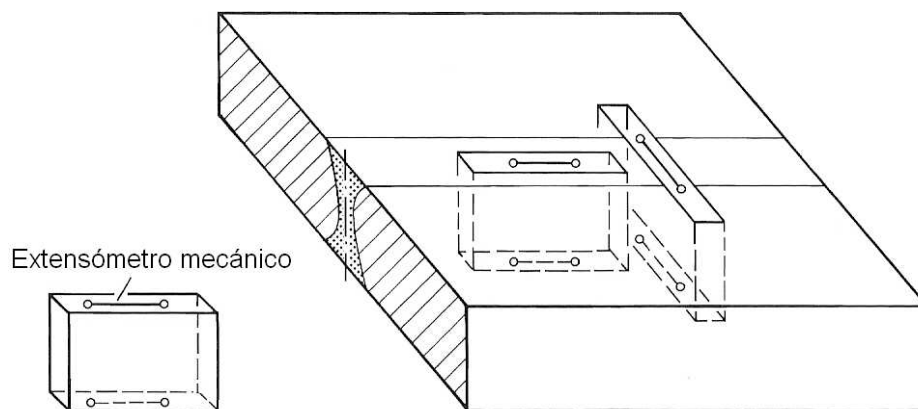


Figura 2.23 Método de seccionamiento utilizado en la medición de esfuerzos residuales ¹¹

Esto se lo realiza porque cortando la pieza, únicamente se produce una deformación elástica y no una nueva deformación plástica, y por ende el esfuerzo puede ser calculado utilizando la ley de Hooke.

2.2.5.2 Hole drilling

Este método consiste en la medición de las deformaciones elásticas, liberadas por la relajación de los esfuerzos residuales cuando un pequeño agujero de aproximadamente 1,5 a 3 mm es taladrado en el material.

Generalmente para la medición de las deformaciones se emplea una roseta de tres extensómetros mecánicos, en ángulos de 0°, 45° y 90°, la roseta es unida al material y luego un agujero es taladrado en el centro de la misma como se muestra en la figura 2.24.

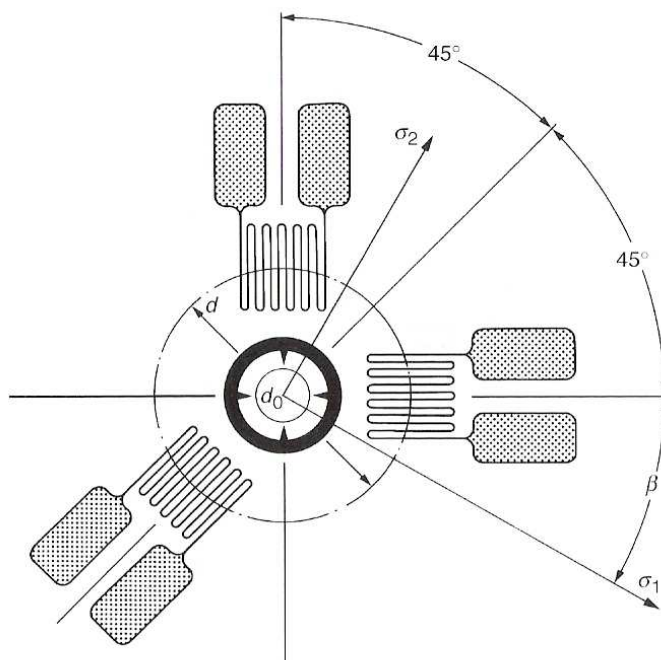


Figura 2.24 Roseta de tres extensómetros mecánicos utilizada el método hole drilling ¹¹

Los esfuerzos que originalmente existen en la ubicación del agujero pueden ser calculados a partir de la medición de las deformaciones liberadas ϵ_{00} , ϵ_{45} y ϵ_{90} alrededor de él, usando la siguiente ecuación:

$$\sigma_1, \sigma_2 = \frac{\epsilon_{90} + \epsilon_{00}}{4A^*} \pm \frac{1}{4B^*} \sqrt{(\epsilon_{90} - \epsilon_{00})^2 + (2\epsilon_{45} - \epsilon_{90} - \epsilon_{00})^2} \quad (2.25)$$

$$A^* = -\frac{1+\nu}{2E} \left(\frac{d_o}{d} \right)^2 \quad (2.26)$$

$$B^* = -\frac{1+\nu}{2E} \left[\frac{4}{1+\nu} \left(\frac{d_o}{d} \right)^2 - 3 \left(\frac{d_o}{d} \right)^4 \right] \quad (2.27)$$

Donde:

- σ_1, σ_2 = Esfuerzos principales máximo y mínimo respectivamente
 $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$
- $\varepsilon_{00}, \varepsilon_{45}, \varepsilon_{90}$ = Deformaciones medidas por los extensómetros con ángulos de inclinación 0° , 45° , y 90° respectivamente
- A^*, B^* = Constantes del agujero taladrado $\left[\frac{mm^2}{N} \right]$
- E = Módulo de elasticidad $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$
- ν = Coeficiente de Poisson
- d_o = Diámetro del agujero taladrado $[mm]$
- d = Diámetro del arreglo circular de los extensómetros $[mm]$

La sensibilidad del método disminuye rápidamente con un aumento en la profundidad del agujero, por lo que la relación diámetro – agujero debe ser de 1 como valor límite.

2.2.5.3 Difracción de rayos X

Las deformaciones resultantes debido a los esfuerzos residuales, causan que la distancia entre los planos de la red cristalina del material cambie.

El método de difracción de rayos X permite medir esta distancia la cual puede ser relacionada con la deformación elástica del material y por ende con los esfuerzos de acuerdo con la ley de generalizada de Hooke, como se muestra a continuación.

Cuando un haz de rayos X incide sobre la superficie del metal (Figura 2.25), se produce una difracción del rayo incidente, el cual forma interferencias en forma de franjas circulares que se pueden utilizar para determinar la distancia entre los átomos del cristal, éstas franjas se registran sobre una película sensible a los rayos X la misma que está girando sobre la pieza analizada y alrededor del eje del haz incidente.

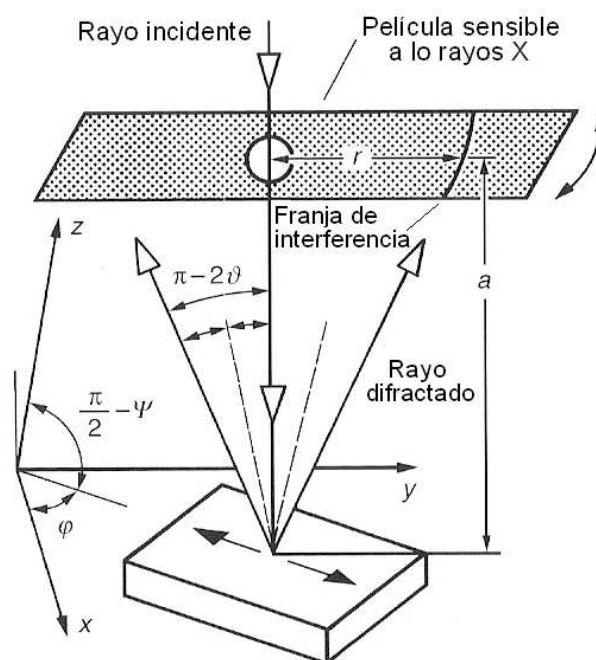


Figura 2.25 Método de difracción de rayos X utilizado en la medición de esfuerzos residuales ¹¹

Este comportamiento se puede describir mediante la ley de Bragg como:

$$2d \sin \vartheta = n\lambda \quad (2.28)$$

Donde:

- d = Distancia entre los planos de la red cristalina [\AA]
- ϑ = Angulo Bragg
- n = Número entero de longitudes de onda, $n = 1$
- λ = Longitud de onda de los rayos X [μm]

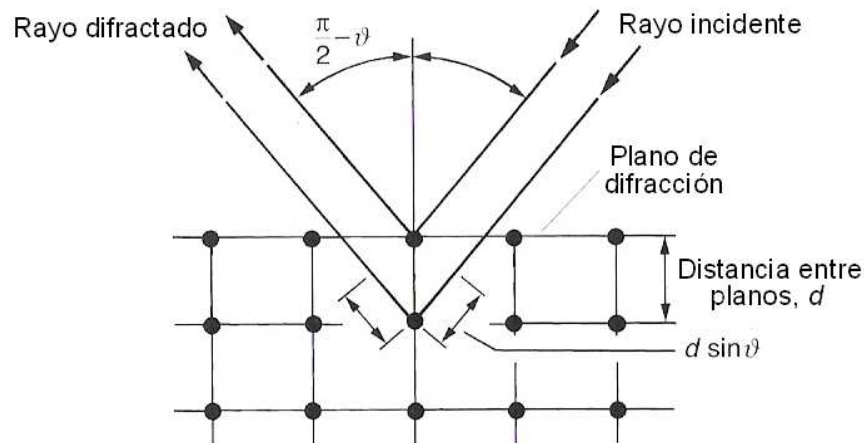


Figura 2.26 Representación esquemática de la ley de Bragg ¹¹

El ángulo Bragg se determina a partir del radio r [mm] de la franja de máxima interferencia y de la distancia a [mm] desde la película al punto analizado en la pieza:

$$\vartheta = \frac{1}{2} \arctan \frac{r}{a} \quad (2.29)$$

La deformación es determinada a partir de la variación de la distancia entre los planos cristalográficos:

$$\varepsilon = \frac{d - d_0}{d_0} \quad (2.30)$$

Donde:

- ε = Deformación
- d = Distancia entre los planos de la red cristalina (sujeto a esfuerzos residuales) [Å]
- d_0 = Distancia entre los planos de la red cristalina (libre de esfuerzos residuales) [Å]

La relación entre los esfuerzos y deformaciones está descrita de acuerdo a la ley generalizada de Hooke.

El área cubierta por este método es de 0,1 a 1 mm², con una profundidad de solo 10 μm, por lo tanto, el estado biaxial de esfuerzos es determinado en una delgada capa superficial. La principal de éste método es ser un procedimiento no destructivo.

2.2.5.4 Difracción de neutrones

El principio de la medida de esfuerzos residuales según el método de la difracción de neutrones es el mismo al de la difracción de rayos X, sin embargo la gran ventaja que tiene el método de la difracción de neutrones es su capacidad de penetrar en la pieza analizada con una profundidad de aproximadamente de 50 mm, lo que posibilita determinar los esfuerzos residuales en placas de gran espesor, mientras que el método de la difracción de rayos X esta limitado a los esfuerzos cerca de la superficie.

En la actualidad, las fuentes de neutrones que permiten la realización de esta técnica no son portátiles, y los componentes han de ser trasladados a reactores de experimentación para su examen, además, se requiere instrumentación y herramientas de análisis especiales.

CAPÍTULO III

DISTORSIONES PRODUCIDAS POR LA SOLDADURA

3.1 DEFINICIÓN DE DISTORSIÓN

Se entiende por distorsión a las deformaciones que se producen en las piezas durante el proceso de soldadura para luego establecerse en forma permanente en el metal soldado, es decir, modificaciones en la geometría de los elementos soldados.

3.2 ORIGEN DE LAS DISTORSIONES

Las distorsiones son el resultado de la expansión y contracción no homogéneas, tanto del metal depositado como del metal base adyacente (HAZ) durante el ciclo de calentamiento y enfriamiento del proceso de soldadura.

En la soldadura se produce un calentamiento localizado del metal base, debido a esto tanto el metal de aporte como el metal base se dilatan, a medida que se lleva a cabo la soldadura el metal aumenta su volumen, pero debido a las restricciones laterales del metal base no se produce una expansión uniforme sino que se dilata más en dirección perpendicular al plano de soldadura, produciendo esfuerzos internos de compresión en la zona afectada por el calor cuando el charco de soldadura está formándose, mientras que el proceso avanza, en la etapa de enfriamiento el metal calentado tiende a recobrar su volumen original a la temperatura ambiente y por lo tanto se crean esfuerzos residuales tanto de tensión como de compresión, los cuales deforman al material.

Si los esfuerzos generados por contracción y expansión térmica exceden el esfuerzo de fluencia del metal base, la deformación plástica localizada del metal ocurre y por lo tanto se produce deformación permanente.

Los esfuerzos residuales y las distorsiones son en gran parte opuestos, ya que elevados esfuerzos ocurren cuando la deformación está restringida, mientras que bajos esfuerzos se presentan cuando en metal no se encuentra restringido es decir que se puede deformar libremente.

3.3 TIPOS DE DISTORSIONES EN LA SOLDADURA

En los procesos de soldadura por fusión, debido a las causas antes mencionadas se presentan distorsiones las cuales son inevitables. Las distorsiones se clasifican según su forma, las cuales se indican en la siguiente figura.

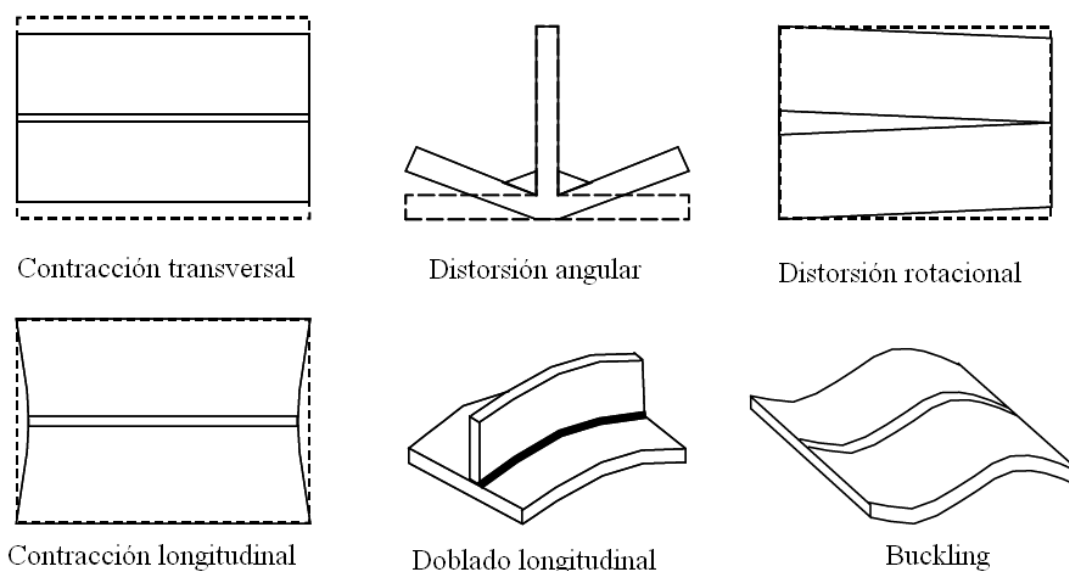


Figura 3.1 Tipos de distorsiones ³

- *Contracción transversal.*- La contracción del metal se produce en la dirección perpendicular a la línea central de la soldadura.
- *Contracción longitudinal.*- Es la contracción del metal en la dirección de la línea de la soldadura.
- *Distorsión angular.*- Cuando una placa gira en torno a la otra alrededor del cordón de soldadura debido a la contracción del metal.
- *Distorsión rotacional.*- Es una distorsión angular en el plano del metal base debido a la expansión o contracción térmica.

- *Doblado longitudinal*.- Distorsión en el plano a través de la línea de soldadura y perpendicular a la placa soldada.
- *Buckling*.- Distorsión causada por los esfuerzos de compresión los cuales inducen inestabilidad.

3.3.1 DISTORSIÓN TRANSVERSAL

Este tipo de distorsiones se producen principalmente en las juntas a tope. Durante la fase de enfriamiento el material que forma parte del proceso de soldadura gradualmente regresa a su estado geométrico inicial, excepto los elementos cercanos a la línea central del cordón. Durante el calentamiento algo del metal alcanza la deformación plástica. Como resultado del ciclo térmico en la fase de enfriamiento los límites de la lámina se contraen hacia la línea central del cordón de soldadura produciéndose una contracción transversal. ¹⁰

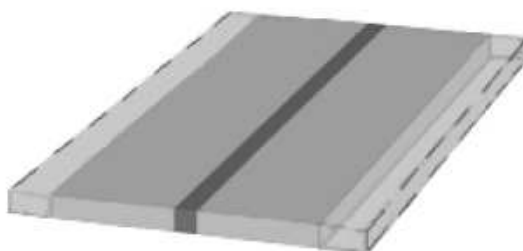


Figura 3.2 Distorsión transversal ¹⁴

Una aproximación para contracción transversal es obtenida por Vinokurov con los desplazamientos de los límites del metal base como se muestra en la figura 3.2 para una placa delgada con una fuente lineal en movimiento.

En los procesos de soldadura con una junta a tope se considera que se produce una contracción transversal igual a $2u_{tr}$, si se encuentra sin restricciones. En este proceso de contracción como en todos los producidos por soldadura prevalece la deformación plástica ya que el límite de fluencia decae a elevadas temperaturas. Por lo tanto solo se produce en regiones cercanas al cordón de soldadura. La contracción transversal se la puede calcular a partir de la contracción máxima del material. ¹¹

$$u_{tr \max} = \frac{k q}{\rho C_p \delta v} = \frac{k q_w}{\rho C_p \delta} \quad (3.1)$$

$$\Delta u_{tr} = 2u_{tr} \quad (3.2)$$

$$\Delta u_{tr} = \mu_{tr} \frac{2k q_w}{\rho C_p \delta} \quad (3.3)$$

Donde:

Δu_{tr} = Contracción transversal

μ_{tr} = Coeficiente transversal de contracción ≤ 1

q_w = Calor neto por unidad de longitud de soldadura $\left[\frac{J}{m} \right]$

ρ = Densidad del material $\left[\frac{Kg}{m^3} \right]$

C_p = Calor específico $\left[\frac{J}{Kg \cdot K} \right]$

k = Coeficiente de expansión térmico $\left[\frac{1}{K} \right]$

δ = Espesor de la lámina de metal $[m]$

Gatovskii en su trabajo, introduce un modelo físico para la contracción transversal. De acuerdo con él las contracciones se las puede expresar de la siguiente forma:

$$\Delta_{tr} = \mu_{tr} \frac{k}{C_p \cdot \rho} \frac{q_w}{\delta} = -1.25 \frac{k}{C_p \cdot \rho} \frac{q_w}{\delta} \quad (3.4)$$

Vinokurov en su trabajo para esta ecuación asigna el valor de μ_{tr} a un intervalo entre 1,0 y 1,4. También postula que la ecuación 3.4 funciona para aceros de baja aleación, de bajo carbono y también austeníticos para espesores sobre los 16mm. Las ecuaciones anteriores son aproximadas, pero para la mayoría de los casos trabajan considerablemente bien. Como excepciones se puede mencionar los siguientes casos:

- *Efecto significativo de la pérdida de calor por la superficie, es decir un coeficiente de convección elevado.*- En este caso las contracciones longitudinales y transversales pueden reducirse notablemente.
- *Soldadura de elementos pre-tensionados.*- La tensión inicial reduce la deformación en la dirección correspondiente.
- *Soldadura con falta de penetración.*- La presencia del metal frío debajo de la soldadura provee rigidez adicional a la estructura reduciendo considerablemente la contracción longitudinal y transversal. ¹⁰

Las ecuaciones 3.3 y 3.4 dan solo estimaciones, porque de acuerdo a estas, las láminas solo se encojen proporcionalmente. Pero la deformación real es mucho mas complicada.

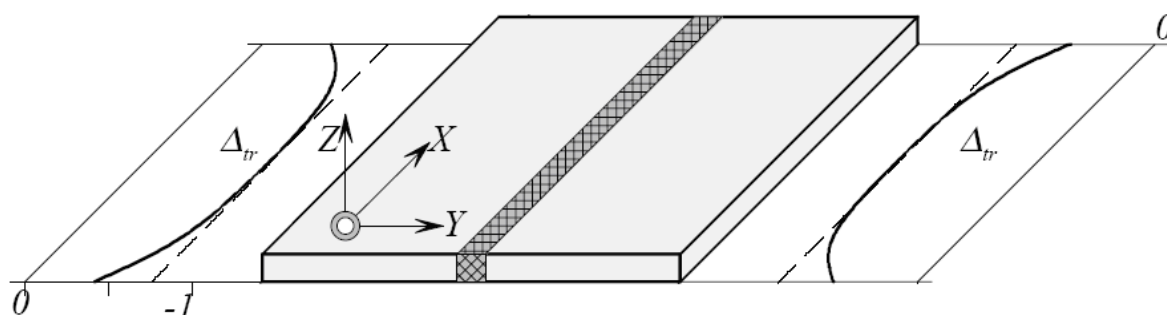


Figura 3.3 Contracción transversales ¹⁰

3.3.1.1 Modelo propuesto por Satoh y Matsui ¹¹

Este modelo se lo aplica para soldadura de placas relativamente delgadas, en las cuales alrededor del cordón en el proceso de soldadura se encuentran rodeadas por un campo de temperatura asimétrico debido a la conducción de calor dentro del material con una temperatura máxima T_s en el centro de la soldadura en el que inicia la contracción. La integración de las deformaciones térmicas relevantes entre $r = 0$ y $r = \infty$ resulta en la siguiente contracción transversal:

$$\Delta u_{tr} = k \sqrt{\frac{q T_{\max}}{\rho C p v}} \quad (3.5)$$

Originalmente, la temperatura de fusión fue introducida para T_s . La contracción transversal llega a ser efectiva, sin embargo, solo después del enfriamiento hasta una baja temperatura (por lo tanto $T_s = 800^\circ C$ debe ser introducido en lugar de $1500^\circ C$ para aceros estructurales) la ecuación 3.5 se la aplica en lugar de 3.3 para $\delta > \delta_t$ con el siguiente espesor de transición de la placa.

$$\delta_t = \sqrt{\frac{q}{\rho C_p T_{\max}}} \quad (3.6)$$

En el rango $\delta > \delta_t$, la contracción transversal Δu_{tr} , la cual es independiente del espesor de la lámina δ de acuerdo con la ecuación 3.5 puede ser considerada para ser una superposición de $\Delta u_{tr2} = \Delta u_{tr}$ de acuerdo con la ecuación 3.3 y $\Delta u_{tr1} = \Delta u_{tr} - \Delta u_{tr2}$ con Δu_{tr} de acuerdo a la ecuación 3.5, figura 3.4.

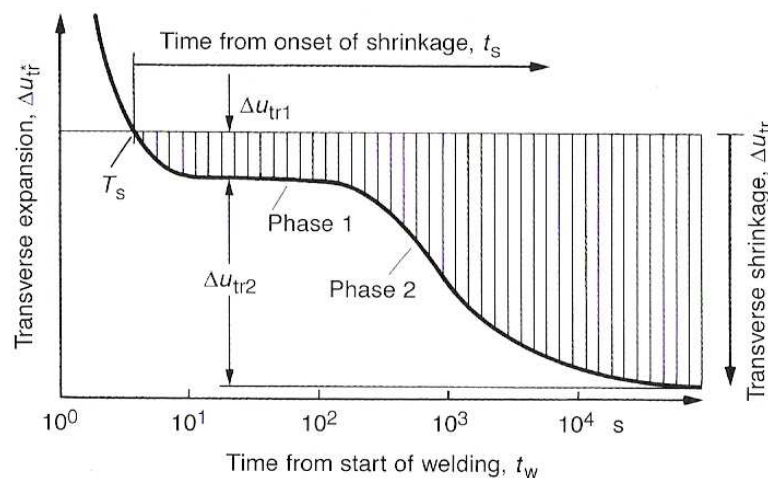


Figura 3.4 Contracción transversal después de la expansión transversal ¹¹

La contracción transversal Δu_{tr} de acuerdo con las ecuaciones 3.3, 3.5, 3.6 esta presentada en la figura 3.5 para acero estructural dependiendo del espesor de la placa δ y del calor de entrada por unidad de longitud $\frac{q}{v_w}$.

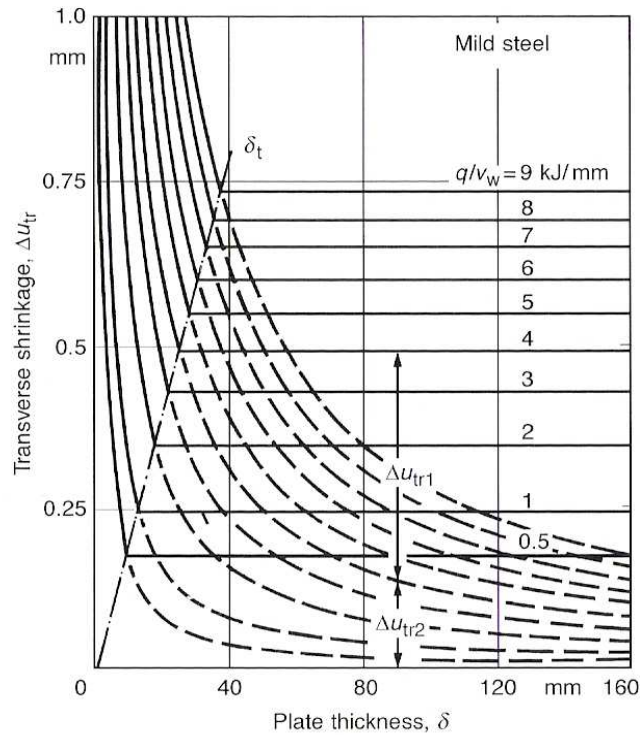


Figura 3.5 Diagrama de contracción transversal Δu_{tr} para un acero de bajo carbono¹¹

3.3.1.2 Desarrollo de la contracción transversal¹⁰

Para entender mejor este tipo de distorsión se va a explicar como se produce dicho proceso.

Para el estudio se va a tomar una sección transversal dx , la cual posee tres secciones características las cuales son:

- *Zona 1.*- Metal que se encuentra a mayor temperatura, se encuentra dentro de la isoterma T_*^0 .
- *Zona 2.*- Se encuentra entre las isotermas T_*^0 y T_o presenta una caída de temperatura con respecto a la temperatura de la zona 1.
- *Zona 3.*- En la cual la temperatura no cambia significativamente. Esta zona rodea a la zona calentada evitando que se expanda.

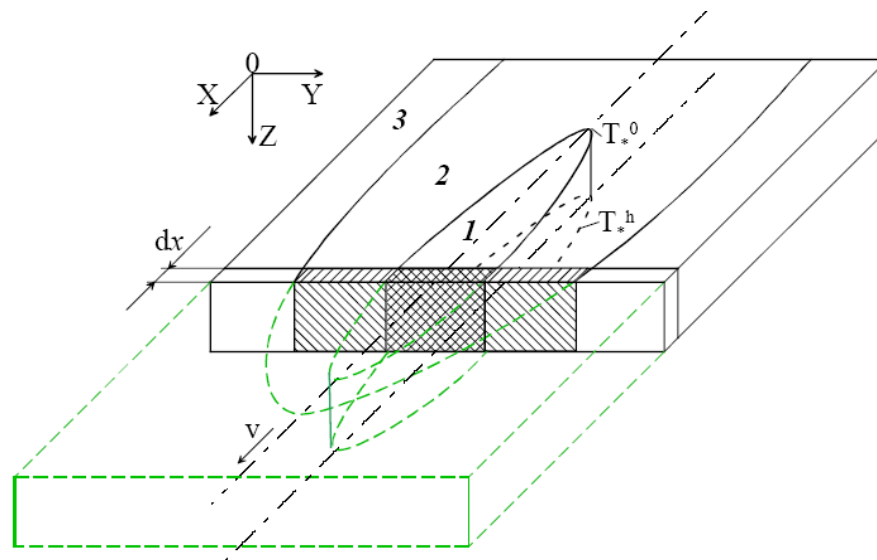


Figura 3.6 Zonas del metal soldado ¹⁰

Se subdivide la sección transversal dx cuando se encuentra fría en varios rectángulos iguales, para determinar el cambio de estos durante el proceso de soldadura. Este proceso se va a realizar en 3 fases:

- *Fase 1.-* Cuando el metal se encuentra a temperatura ambiente es decir a temperatura inicial, por lo tanto todos los rectángulos poseen las mismas dimensiones.
- *Fase 2.-* Corresponde al momento en el cual la fuente de calor termina de pasar por la sección transversal dx la cual en este instante ya posee las tres zonas analizadas anteriormente, por lo tanto la zona fría no permite la expansión del metal calentado (zona 1 y 2). El metal calentado tiende a expandirse alrededor de la línea central, causando la compresión de la zona 1 la cual induce una deformación plástica del metal en la dirección en la cual no existe restricciones. El metal de la zona 1 se ha deformado plásticamente una cantidad Δ_{tr} en la dirección y .
- *Fase 3.-* Corresponde al enfriamiento del metal hasta llegar a la temperatura inicial, debido a que el material de la zona 2 se expandió de forma elástica en la dirección y se contrae al volumen inicial, pero como el metal de la zona 1 ya sufrió una deformación permanente la que se manifiesta mediante la reducción en la longitud lateral del metal base equivalente a Δ_{tr} .

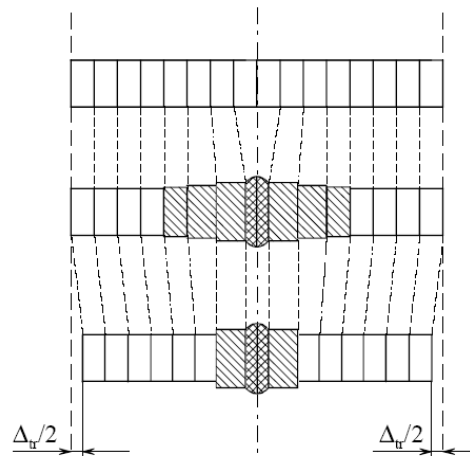


Figura 3.7 Fases de la contracción transversal ¹⁰

3.3.2 DISTORSIÓN LONGITUDINAL

Este tipo de distorsión de igual modo que la transversal se produce principalmente en las juntas a tope. Como resultado del ciclo térmico en la fase de enfriamiento los límites del metal del cordón de soldadura se contraen en forma longitudinal provocando la distorsión de su mismo nombre.

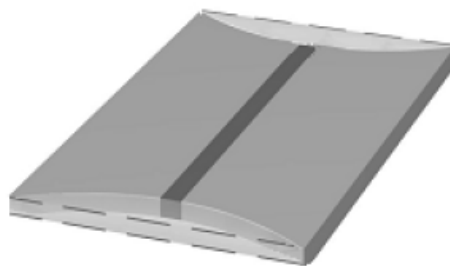


Figura 3.8 Contracción longitudinal ¹⁴

La contracción longitudinal está concentrada casi por completo en las partes cercanas al cordón de soldadura. Para el resto de la lámina la contracción es casi cero si las láminas son anchas, por lo tanto debido a esto son lo suficientemente rígidas para resistir la carga longitudinal aplicada a lo largo de la línea central de

soldadura. La contracción transversal es grande en la sección media de la lámina comparada con los extremos. ¹⁰

De igual modo que para las contracciones transversal Gatovskii enuncia una ecuación para cuantificar la contracción longitudinal. ¹⁰

$$\Delta u_l = \mu_l \frac{k}{C_p \cdot \rho} \frac{q_w}{\delta} = -0.335 \frac{k}{C_p \cdot \rho} \frac{q_w}{A} L_w \quad (3.7)$$

Donde:

- Δu_l = Contracción longitudinal
 L_w = Longitud de la soldadura [m]
 A = Área [m²]

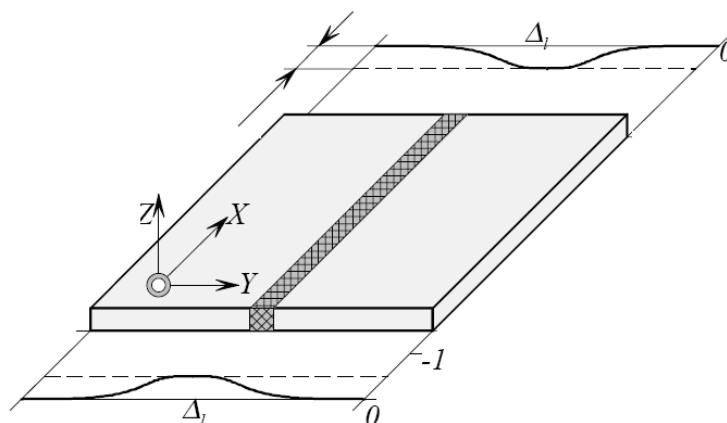


Figura 3.9 Cuantificación de la contracción transversal ¹⁰

3.3.3 DISTORSIÓN ANGULAR

La distorsión angular sucede cuando se hallan dos láminas unidas (con y sin preparación de bisel) mediante un cordón de soldadura y la una gira alrededor de la otra en planos perpendiculares a la dirección de la soldadura. La deformación angular se produce debido a que el calentamiento no es uniforme a través del espesor de la lámina y por lo tanto la contracción del material es mayor en la parte donde es mayor la temperatura.

La distorsión angular se produce bajo cualquier tipo de procedimiento de soldadura.

En la figura 3.10 se muestra en forma cualitativa la deformación angular β como función del espesor de la lámina δ y del calor neto de ingreso q_w . Un incremento del calor neto de ingreso por unidad de longitud el cual en la figura 3.10 corresponde ha q_w^2 , produce un movimiento de toda la curva hacia la derecha.

Para espesores pequeños la distorsión angular es insignificante, ya que la distribución de temperatura a través del espesor de la lámina es casi homogénea.¹⁰

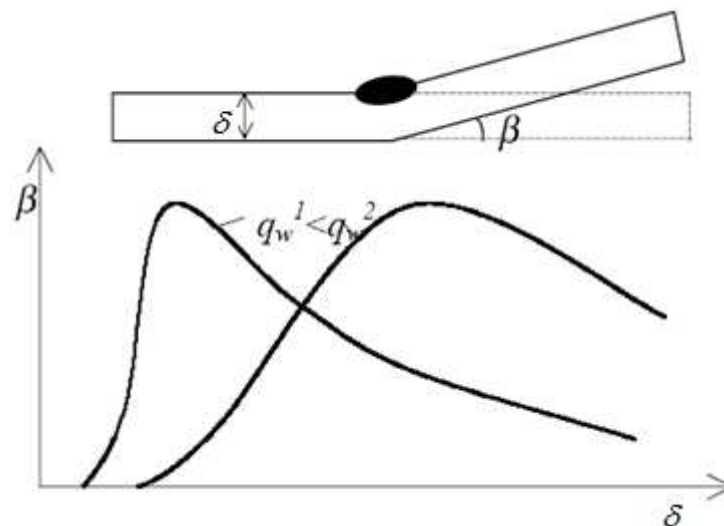


Figura 3.10 Esquema de la distorsión angular β en función del espesor del material y del calor de entrada ¹⁰

La figura 3.11 muestra el comportamiento de la deformación angular durante el proceso completo de soldadura. Esta es una demostración esquemática de cómo el ángulo β cambia en el tiempo. ¹⁰

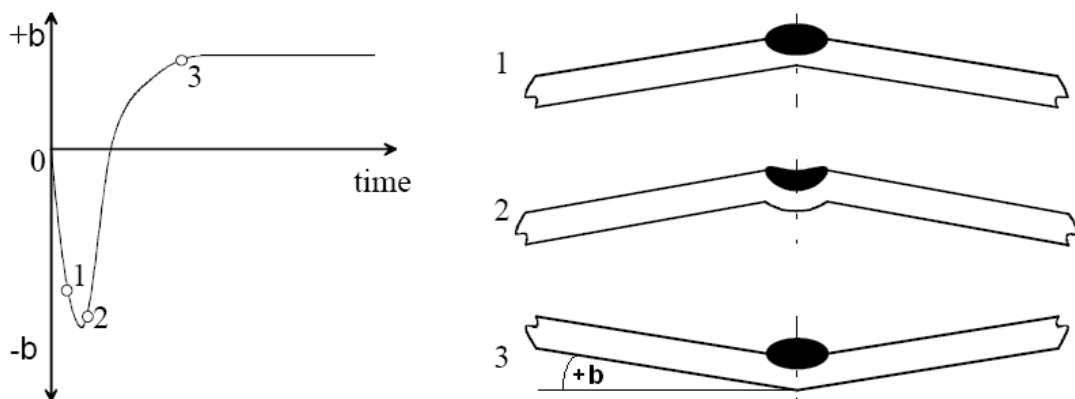


Figura 3.11 Distorsión angular como función del tiempo, durante un ciclo térmico completo ¹⁰

Se puede ver que en el inicio de la fase de calentamiento, el área de la lámina cercana a la fuente de calor tiene una mayor tendencia a expandirse que la región fría. Esto conlleva a la situación en la cual los límites lejanos de la lámina están tomando la forma de una V invertida. La región expandida no tiene la suficiente libertad para expandirse tanto como esta necesita ya que el resto de la lámina provee la resistencia, debido a esto se expande el material hacia arriba del cordón de soldadura y causando la deformación plástica en la región caliente. En el momento del enfriamiento como la deformación del metal fue mayor en el lugar donde la temperatura es mayor tiende a deformarse hacia el otro lado es decir dando la forma de una V y creando el ángulo β que es la deformación angular permanente del material.

3.3.3.1 Desarrollo de la distorsión angular ¹⁰

Para determinar como se produce la distorsión angular, se va a analizar en forma cualitativa el desarrollo de dicha distorsión en una junta a tope sin preparación de bisel.

En la figura 3.12 se muestra las isoterms T_*^0 que se encuentra en la superficie y también la T_*^h en línea punteada en la parte inferior del material.

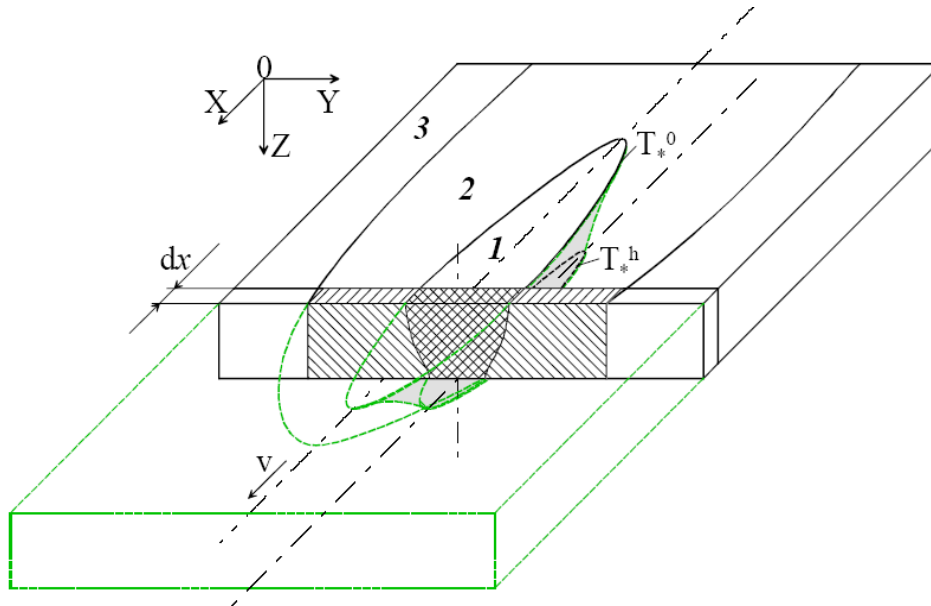


Figura 3.12 Representación de distribución de calor no homogénea a través del espesor de la lámina ¹⁰

Para entender este tipo de deformación se va a comprender como se produce dicho proceso. Para su estudio se va a tomar una sección transversal dx , la cual posee tres secciones características las cuales son:

- *Zona 1.-* Metal que se encuentra a la mayor temperatura por lo que presenta un estado plástico, se encuentra dentro de la isoterma T_*^0 .
- *Zona 2.-* Se encuentra entre las isothermas T_*^0 y T_o presenta una caída de temperatura con respecto a la temperatura de la zona 1.
- *Zona 3.-* En la cual la temperatura no cambia significativamente. Esta zona rodea a la zona calentada evitando que se expanda es decir un entorno rígido.

La sección dx presenta las tres zonas. Las zonas frías ofrecen una frontera rígida para las otras, no permitiendo que se considere una expansión total de la sección dx . El metal calentado (zonas 1 y 2) al tener una restricción tienden a expandirse alrededor de la línea de soldadura, causando la compresión de la zona 1 la cual se encuentra en estado plástico y se produce una deformación residual.

Debido a que el metal cercano a la superficie se encuentra a una temperatura más elevada que el metal próximo a la parte inferior, en los puntos cercanos a la línea central superior se produce una mayor dilatación térmica del material.

Para un mejor entendimiento de la evolución de la distorsión angular, a la sección dx se la ha dividido mediante líneas verticales obteniendo varios rectángulos iguales y a partir de estos se puede deducir que este proceso consta de tres fases.

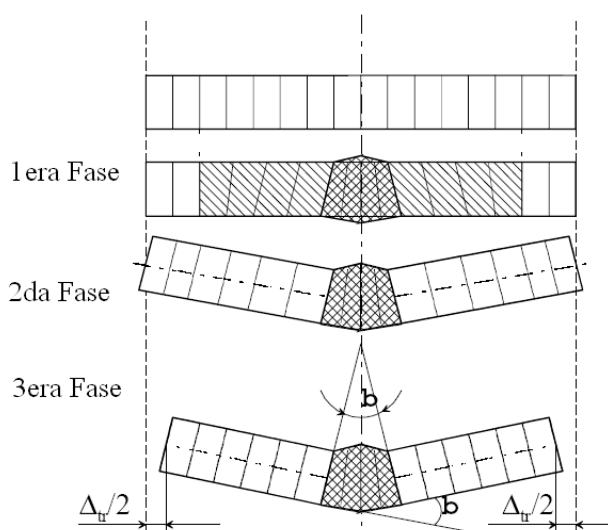


Figura 3.13 Fases de la distorsión angular ¹⁰

- *Fase 1.-* Está caracterizada por desplazamientos no uniformes del material a través de su espesor. Puntos de la zona 1 cercanos a la superficie superior tienden a acumularse hacia la línea central, más que en el material de la superficie inferior. Esto causa la formación de trapezoides en lugar de los rectángulos que se encontraban originalmente, en relación a la región 3 no se produce desplazamiento de las secciones.
- *Fase 2.-* Los trapezoides de la región 2 nuevamente se vuelven rectángulos, pero con diferente ancho. Mientras esto tiene lugar, los lados de las láminas unidas tienden a doblarse una alrededor de la otra formando un ángulo β .
- *Fase 3.-* Cuando la temperatura es igual en la dirección transversal, toda la lámina está uniformemente contraída en esta dirección en una distancia dada por Δ_r . Ahora la forma de los rectángulos está restaurada, excepto el área

subrayada de la figura 3.13 la cual sufrió deformación plástica y corresponde a la zona 1.

3.3.3.2 Distorsión angular de una junta a tope ⁵

El desplazamiento de la fuente de calor en la superficie de la placa, provoca calentamiento desigual a través del espesor de la misma, esta diferencia está representada por el factor de corrección m .

Por lo tanto, el punto de mayor temperatura en la superficie superior e inferior de la plancha puede ser diferente de acuerdo a las ecuaciones siguientes:

$$T_0(x, y) = m_0 T(x, y) \quad (3.8)$$

$$T_s(x, y) = m_s T(x, y) \quad (3.9)$$

Donde:

$T_0(x, y)$ = Temperatura de la placa en un punto (x, y)

m_0 y m_s = Valores del coeficiente m cuando $z = 0$ y $z = \delta$, siendo δ el espesor de la lámina.

Si se incrementa la distancia entre el punto de análisis y la fuente de calor los coeficientes m_0 y m_s se nivelan a través del espesor y tienden a ser iguales.

A continuación se presenta la descripción evaluada del proceso de la figura 3.14, donde se observa la distribución de la temperatura a lo largo de una fibra transversal, en la parte superior esta descrita por la curva ABC y en la parte inferior por A'B'C'.

Se observa que las deformaciones transversales se las puede calcular aplicando la ecuación 3.4 pero con la condición de Vinokurov, se evalúa para un instante t en la parte superior ΔB_0 y en la parte inferior ΔB_s , como resultado del calentamiento desigual.

$$\Delta B_o = 1.4 \frac{k}{Cp \cdot \rho} \frac{q_w}{\delta} m_o \tag{3.10}$$

$$\Delta B_s = 1.4 \frac{k}{Cp \cdot \rho} \frac{q_w}{\delta} m_s \tag{3.11}$$

Donde δ es el espesor del material.

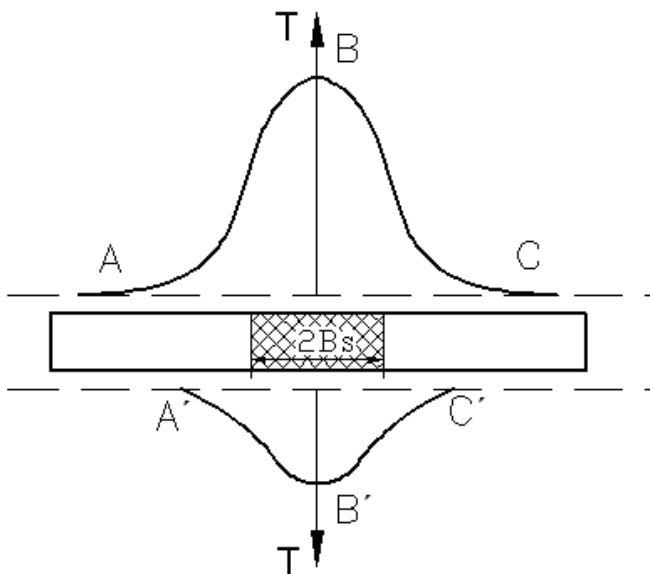


Figura 3.14 Distribución de temperatura en al parte superior e inferior de la placa

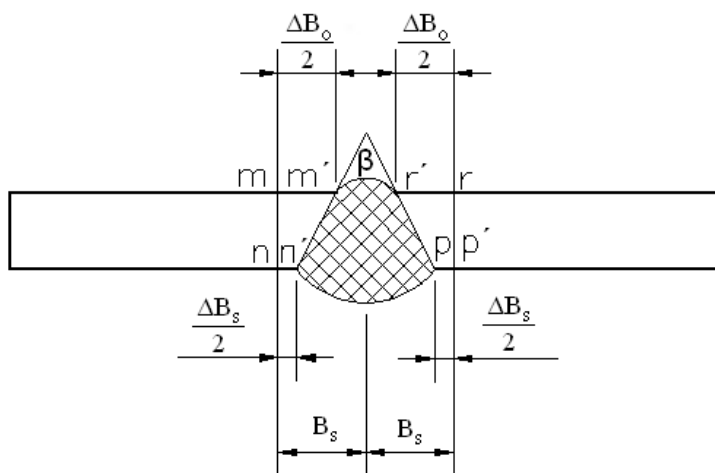


Figura 3.15 Determinación de la deformación angular por el calentamiento de la pieza

Las dimensiones ΔB_o y ΔB_s indican la contracción del metal tanto en la superficie superior como en la inferior. Este desplazamiento esta descrito por el

cambio de posición de mn a $m'n'$ y también de pr a $p'r'$, formando el ángulo β igual al ángulo de rotación de un extremo de la placa respecto a otro. También se puede determinar el ángulo β por medio del trapecio $m'n'p'r'$ de la figura 3.15.

$$\beta = \frac{n'p' - m'r'}{\delta} = \frac{(2B_s - \Delta B_s) - (2B_s - \Delta B_o)}{\delta} = \frac{\Delta B_o - \Delta B_s}{\delta} \quad (3.12)$$

Reemplazando ΔB_o y ΔB_s operando desde (3.12) se obtiene:

$$\beta = 1.4 \frac{k}{\rho \cdot Cp} \frac{q_w}{\delta^2} (m_o - m_s) \quad (3.13)$$

Con el incremento de $\frac{q_w}{\delta^2}$, el ángulo β inicialmente se incrementa pero después de llegar a su máximo valor disminuye paulatinamente.

La disminución del ángulo está condicionada por la diferencia $(m_o - m_s)$, si $\frac{q_w}{\delta^2}$ se incrementa, la deformación plástica transversal se incrementa, a pesar de que el grado de distribución desigual por el espesor disminuye.

De acuerdo a datos experimentales se indica el carácter de disminución del ángulo β . En la figura 3.16 se indican las curvas características de la variación del ángulo β dependiente de $\frac{q_w}{\delta^2}$ y de la velocidad de soldadura.

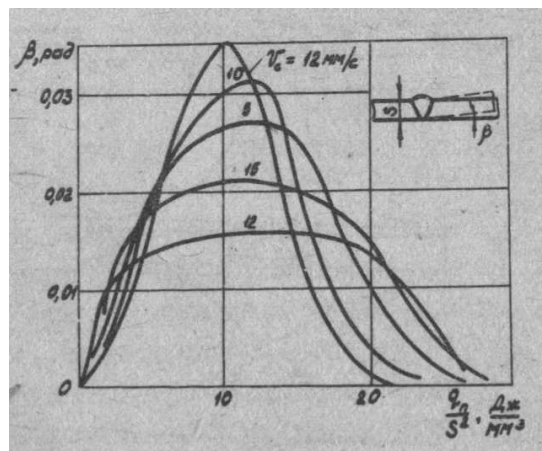


Figura 3.16 Ángulo de deformación dependiente de energía lineal unitaria y de la velocidad de soldadura ⁵

Si se desprecia la forma del cordón el ángulo β puede determinarse de la forma que se indica en la figura 3.16.

Para el caso en el que se tiene una preparación de bisel con un ángulo igual a θ se realiza el siguiente análisis.

En la soldadura a tope entre dos placas con preparación de bisel se condiciona la reducción del volumen del metal en el cordón.

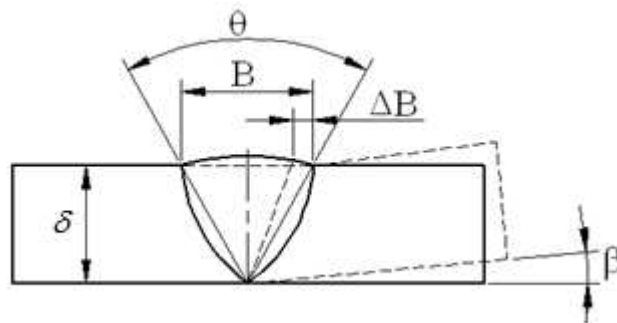


Figura 3.17 Deformación angular en placas con preparación de bisel

El ancho del cordón en la superficie superior es:

$$B = 2\delta \tan\left(\frac{\theta}{2}\right) \quad (3.14)$$

La contracción de la parte superior de la plancha en la dirección transversal es:

$$\Delta B = k T_o B = 2k \delta \tan\left(\frac{\theta}{2}\right) \quad (3.15)$$

En donde T_o temperatura a la cual el metal recupera sus propiedades elásticas.

Si se considera que en la parte inferior de la placa la contracción se desprecia no por lo tanto se la puede obtener mediante la siguiente ecuación:

$$\beta = \frac{\Delta B}{\delta} = 2k \tan\left(\frac{\theta}{2}\right) \quad (3.16)$$

Una fórmula empírica fue sugerida por Okerblom la cual es:

$$\beta = 0.13 \frac{VI}{v\delta^2} \quad (3.17)$$

Donde:

V = Voltaje [V]

I = Intensidad [A]

v = Velocidad de soldadura $\left[\frac{mm}{s} \right]$

δ = Espesor de la lámina [mm]

3.3.3.3 Distorsión angular de una junta a filete ⁵

En una junta a filete por la ejecución del primer cordón se produce el ángulo β en la placa horizontal por efecto de una parte de la energía usada para la fusión del metal base q_m y por el cambio de volumen del cordón la hipotenusa disminuye debido al enfriamiento, produciéndose la rotación de la placa vertical un ángulo β'_1 .

Por la ejecución del segundo cordón surge análogamente otra deformación angular por el calentamiento desigual través del material y se produce un ángulo β_2 el cual se puede determinar por la figura 3.16. El giro del segundo cordón esta restringido por el primero. Surgiendo por esto esfuerzos de tracción en el cordón denominándose flexión complementaria de la viga en un Angulo β_σ , el cual puede ser determinado aproximadamente por la siguiente ecuación:

$$\beta_\sigma = 0.02 \left(\frac{c}{\delta_h} \right)^2 \quad (3.18)$$

Donde:

c = Cateto del cordón

δ_h = Espesor de la placa horizontal

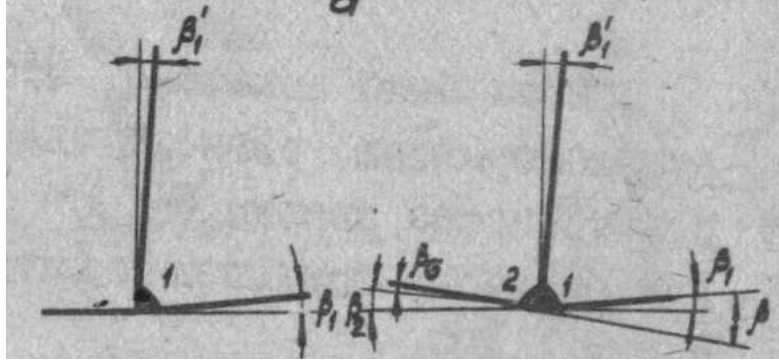


Figura 3.18 Deformación angular esquemática en una junta a filete ⁵

Por lo tanto el ángulo total de giro de la placa horizontal por soldadura a los dos lados se determina por la ecuación.

$$\beta = \beta_1 + \beta_2 + \beta_\sigma \quad (3.19)$$

Mediante la ecuación 3.19 se puede determinar la deformación angular aproximada de una junta a filete.

La magnitud del ángulo de deformación β depende de algunos factores es difícil dar un cálculo exacto.

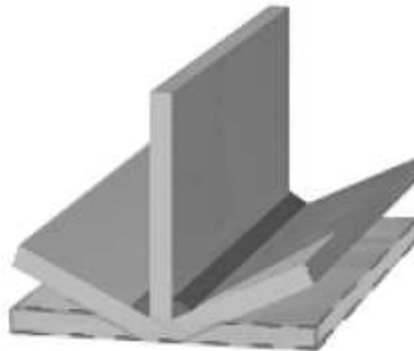


Figura 3.19 Distorsión angular en una junta a filete ¹⁴

3.3.4 DOBLADO LONGITUDINAL

Al doblado longitudinal se lo conoce también como Bending Distortion, es el resultado de fuerzas de contracción longitudinales producidas por la realización de un cordón de soldadura que no se encuentra sobre el eje neutro. Como se indica en la figura 3.20.

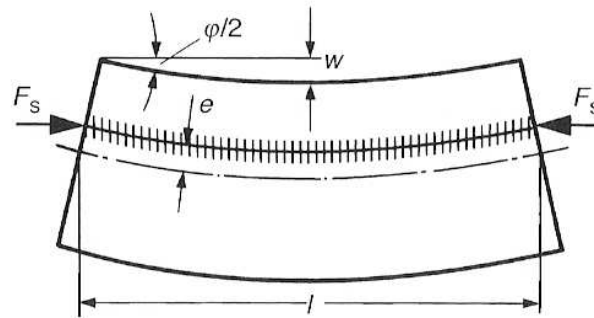


Figura 3.20 Doblado longitudinal de una placa con soldadura excéntrica ¹¹

Para una descripción matemática del Bending, se hace una semejanza con la teoría de deflexión en vigas y se analiza una lámina de sección rectangular la cual se encuentra cargada mediante un momento de contracción. Este momento de contracción resulta de la fuerza de contracción y de la distancia de la esta fuerza con el eje neutro.

El momento de contracción se lo obtiene mediante la siguiente ecuación.

$$M_s = F_s e \quad (3.20)$$

Donde:

- F_s = Fuerza de contracción
 e = Distancia del cordón de soldadura al eje neutro

Para calcular la fuerza de contracción se utiliza las ecuaciones siguientes:

$$F_{s_{tr}} = \sigma_{tr} A \quad (3.21)$$

$$\sigma_{tr} = \frac{\Delta_{tr}}{l} E \quad (3.22)$$

Donde:

- σ_{tr} = Esfuerzo de contracción
 A = Área transversal de la placa
 E = Módulo de elasticidad del material

El radio de curvatura ρ tiene la siguiente forma:

$$\frac{1}{\rho} = \frac{M_s}{EI} \quad (3.23)$$

Donde I es el momento de inercia de la sección.

El ángulo de doblado $\Delta\varphi$ que se forma debido a la rotación del metal base se lo calcula mediante la siguiente ecuación:

$$\Delta\varphi = \frac{M_s l}{EI} \quad (3.24)$$

Donde l es la longitud de la lámina.

La deflexión w debido al doblado se lo calcula mediante la siguiente ecuación:

$$w = \frac{M_s l^2}{8EI} \quad (3.25)$$

Para el caso de la soldadura a filete el Bending se presenta como se muestra en la figura 3.21.

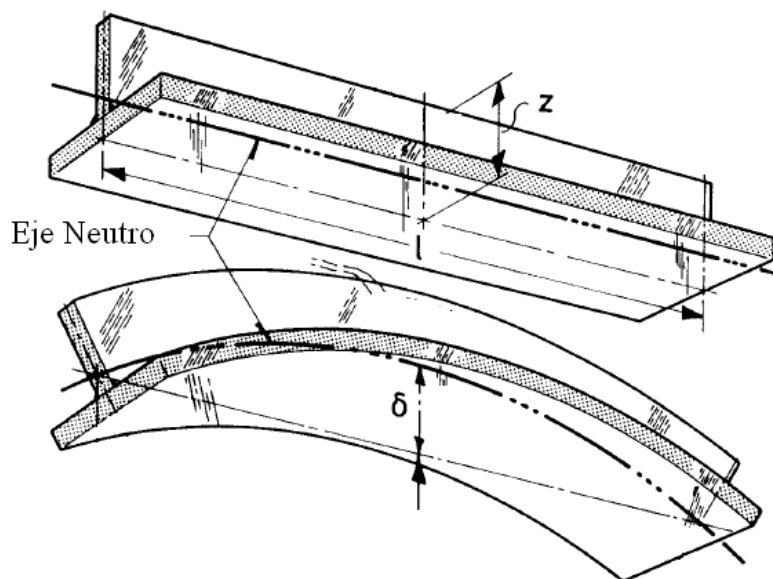


Figura 3.21 Doblado longitudinal en una junta a filete ²

Okerblom enuncia una fórmula empírica para el bending de una junta a filete fabricada con acero de bajo carbono. ²

$$C = 8.4410^{-7} q \frac{z_0}{I_y} \quad (3.26)$$

Donde:

C = Valor de la curvatura

q = Calor neto de ingreso definido como $\left(\eta \frac{VI}{v} \right) \left[\frac{J}{cm} \right]$

z_0 = Localización del eje neutro sobre el borde de soldadura [cm]

I_y = Momento de inercia alrededor del eje transversal [cm⁴]

La velocidad v está dada en $\frac{cm}{s}$

La deformación en el punto medio de una viga debido a una curvatura constante y uniforme está dada por:

$$\delta = C \frac{l^2}{8} \quad (3.27)$$

Donde:

δ = Deflexión

l = Longitud del perfil [cm]

Lee provee una simple pero no muy obvia formula para la distorsión angular, para juntas a filete: ²

$$\theta = -1.2427 p_{heat}^{1.8943} e^{-0.165 p_{heat}} \quad [10^{-3} \text{ rad}] \quad (3.28)$$

Donde p_{heat} es el calor de entrada definido como:

$$p_{heat} = \frac{q}{\delta^{1.5}} \quad (3.29)$$

Donde:

δ = Espesor de la lámina [mm]

q = Calor neto de ingreso por unidad de longitud $\left[\frac{cal}{mm} \right]$

Ueda desarrolla una fórmula para la distorsión angular para juntas a filete, para un solo pase de soldadura: ²

$$\theta = -0.36 \left(\frac{I}{\delta \sqrt{v} \delta} 10^{-3} \right)^{1.6} \exp \left(-2.8 \frac{I}{\delta \sqrt{v} \delta} 10^{-3} \right) \quad (3.30)$$

Donde:

θ = Distorsión angular [rad]

I = Corriente de soldadura [Amp]

v = Velocidad de soldadura $\left[\frac{cm}{s} \right]$

δ = Espesor de la placa [cm]

White provee una ecuación para la deflexión angular para soldadura de un solo pase. La ecuación está basada en resultados experimentales donde el espesor de la lámina es el parámetro que está variando. ²

$$\theta = 0.22 \frac{Q}{v \delta} \frac{\pi}{180} \quad (3.31)$$

Donde:

θ = Distorsión angular [rad]

q = Calor de entrada [W]

v = Velocidad de soldadura $\left[\frac{mm}{s} \right]$

δ = Espesor de la placa [mm]

3.3.5 DISTORSIÓN ROTACIONAL ¹⁰

La distorsión rotacional en juntas a tope durante el proceso de soldadura es afectada por la proporción entre la longitud de las placas y la longitud de la isoterma del metal blando (para la mayoría de los aceros $T_b = 600^\circ C$)

Para el caso de que la isoterma (T_b) sea relativamente corta y pequeña como se indica en la figura 3.22a trata de expandirse en todas las direcciones, el metal detrás de la fuente de calor debido a su elevada temperatura se expande, la abertura se cierra a medida que se mueve la fuente ya que la parte caliente situada cerca del arco se expande pero la parte fría de las láminas mantiene su volumen inicial. Los límites de las láminas detrás de la fuente de calor no pueden expandirse libremente en todas las direcciones. La única manera de que el metal se expanda es moviéndose hacia delante, cerrando la abertura por delante de la fuente como se indica en la figura 3.22b.

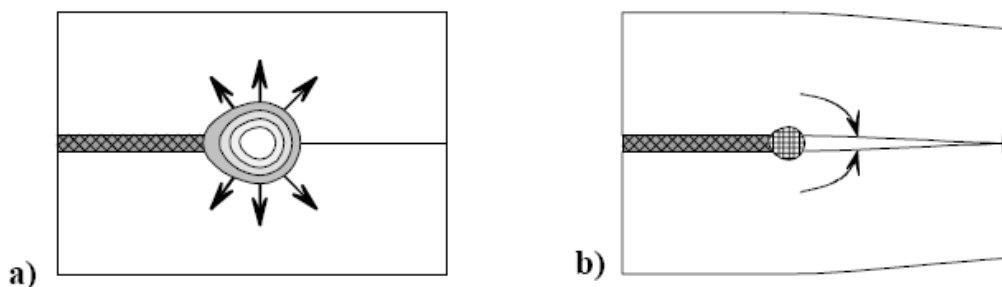


Figura 3.22 Distorsión rotacional debido a bajas temperaturas ¹⁰

Este tipo de distorsión rotacional se produce en procesos con electrodo recubierto combinado con una baja velocidad de soldadura y una fuente de calor relativamente baja.

En el caso en que la isoterma (T_b) se expande sobre una gran longitud del metal base como se indica en la figura 3.23a, los límites de las placas a lo largo de la soldadura tienen la oportunidad de expandirse en ambas direcciones longitudinales.

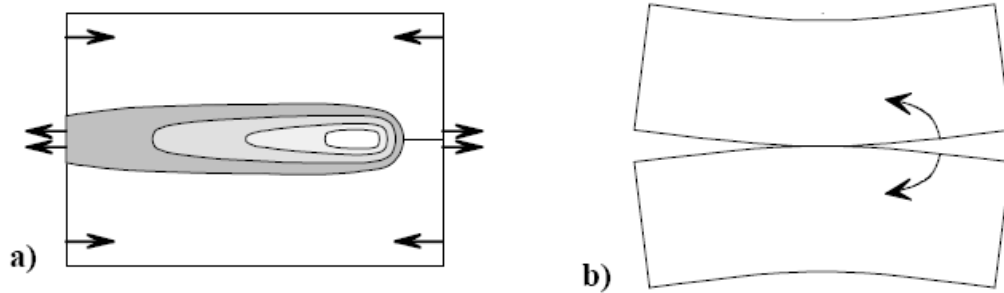


Figura 3.23 Distorsión rotacional debido a altas temperaturas ¹⁰

La forma de la abertura es debido a que la parte caliente de las placas situada cerca de la soldadura se expande, pero la parte fría provee de una restricción, esto induce a que las placas tomen la forma mostrada en la figura 3.23b. Este tipo de distorsión rotacional se presenta en el proceso SAW ya que combina una alta velocidad de soldadura y una fuente que provee de una gran cantidad calor.

3.3.6 BUCKLING

El buckling se produce cuando se pierde la estabilidad de las láminas debido a la fuerza longitudinal de contracción.



Figura 3.24 Buckling de una soldadura a tope ¹⁴

El buckling puede ocurrir en la soldadura de láminas relativamente delgadas. En este caso los esfuerzos longitudinales de contracción σ_{contr} alcanzan el valor correspondiente al esfuerzo de fluencia o esfuerzo crítico σ_{cr} para el inicio del buckling.

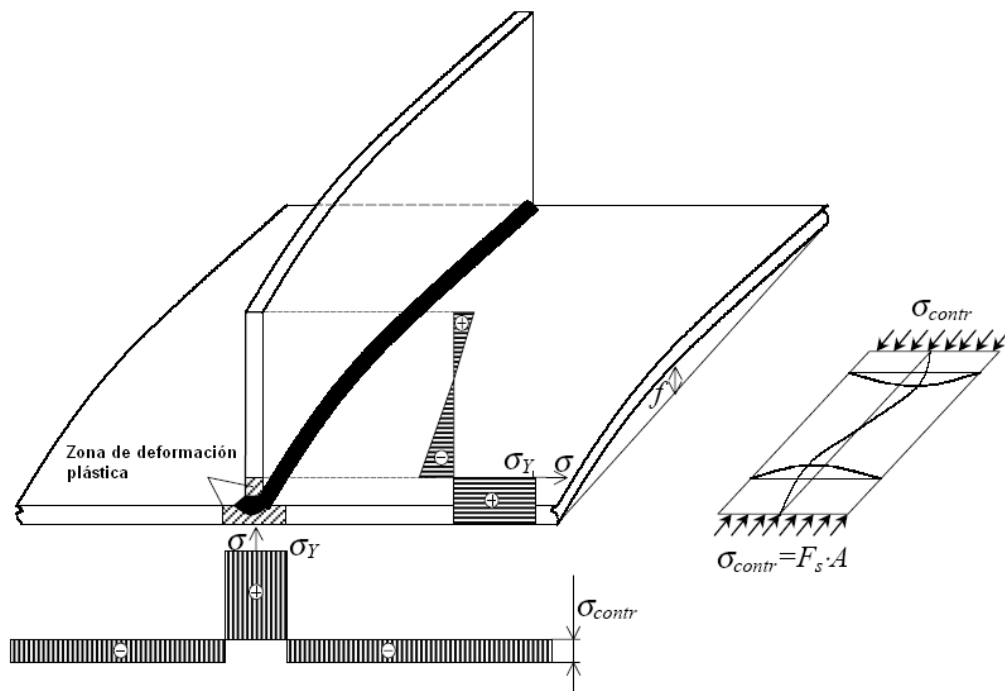


Figura 3.25 Buckling en una junta a filete ¹⁰

En la figura 3.25 se muestra la distribución de esfuerzos residuales transversales de una junta a filete. Excluyendo la región estrecha alrededor de la soldadura, los esfuerzos residuales longitudinales son casi uniformes sobre la lámina. En varios casos este factor hace posible la simplificación del análisis de este tipo de distorsión. En esta figura también se muestra en forma esquemática como un complicado problema termo-mecánico se lo puede sustituir por uno mecánico simple.

3.4 FACTORES QUE AFECTAN LA DISTORSIÓN

Durante el ciclo térmico, varios factores afectan la dilatación y contracción del material, su posterior propensión a la distorsión y el grado de la misma, tal como:

- Propiedades del metal base
- Restricciones
- Diseño de la junta
- Posicionamiento
- Procedimiento de soldadura

3.4.1 PROPIEDADES DEL METAL BASE

Las propiedades físicas y mecánicas del metal base, por ejemplo a medida que la temperatura en el área de soldadura aumenta el esfuerzo de fluencia, elasticidad y conductividad térmica del metal disminuyen, mientras que la expansión térmica y el calor específico se incrementan. Estos cambios afectan el flujo de calor y su posterior distribución. Estos cambios están indicados en la figura 3.26.

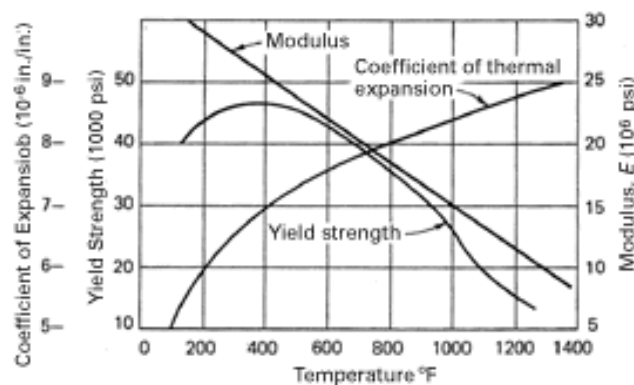


Figura 3.26 Cambio de las propiedades del metal en función de la temperatura ²¹

3.4.2 RESTRICCIONES

Si los componentes fueron soldados sin ningún tipo de restricción externa, este material se distorsiona para aliviar los esfuerzos en la soldadura. Entonces los métodos de restricción pueden restringir el movimiento y reducir la distorsión. Como la restricción produce elevados niveles de esfuerzos residuales en el material existe un gran riesgo de fractura tanto en el metal base como en el metal soldado.

3.4.3 DISEÑO DE LA JUNTA

Ambos tipos de junta tanto tope como filete son propensos a las distorsiones. Estas pueden ser minimizadas en juntas a tope mediante la adopción de un tipo de juntas que equilibren los esfuerzos térmicos a través del espesor de la lámina.

3.4.4 POSICIONAMIENTO

El posicionamiento debe ser uniforme para producir un consistente y predecible efecto de contracción. Excesivo espaciamiento en la junta puede incrementar el grado de distorsión debido a la mayor cantidad de metal de aporte que se necesita para llenar la junta.

3.4.5 PROCEDIMIENTO DE SOLDADURA

Este influencia en el grado de distorsión principalmente a través del efecto del calor neto de ingreso. Como el procedimiento de soldadura es usualmente seleccionado por razones de calidad y productividad, el soldador tiene limitadas las oportunidades de reducir las distorsiones. La secuencia y las técnicas de soldadura deben ser las adecuadas para reducir los esfuerzos térmicos.

3.5 PREVENCIÓN DE LAS DISTORSIONES

3.5.1 PRINCIPIOS DE DISEÑO

En la fase de diseño la distorsión en la soldadura puede prevenirse, o por lo menos restringirla, considerando:

- Ubicación de la soldadura
- Reducción del volumen de metal de aporte
- Reducción del número de pases
- Uso equilibrado de soldadura

3.5.1.1 Ubicación de la soldadura

La ubicación y el equilibrio de soldaduras son importantes en el diseño, para que se produzca una distorsión mínima. Si una soldadura se ubica en el eje neutro de un ensamble se conseguirá el efecto de palanca más bajo y por lo tanto disminución de la distorsión

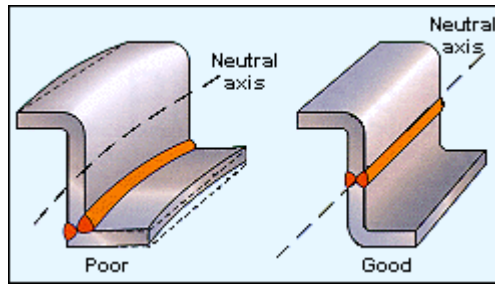


Figura 3.27 Ejemplos de diseños malos y buenos ²³

Como la mayoría de las soldaduras son depositadas fuera del eje neutro, la distorsión puede ser minimizada diseñando el ensamble para que la fuerza de contracción de una soldadura individual sea equilibrada poniendo otra soldadura en el lado opuesto del eje neutro. Siempre que sea posible, la soldadura debe llevarse a cabo alternadamente en los lados opuestos, en lugar de completar un lado primero y luego el siguiente. En estructuras grandes, si la distorsión está ocurriendo en un lado, puede ser posible tomar acciones correctivas, por ejemplo, aumentando la soldadura en el otro lado para controlar la distorsión global.

3.5.1.2 Reducción del volumen de metal de aporte

Para minimizar la distorsión, así como por razones económicas, el volumen de metal de aporte debería estar limitado a los requisitos del diseño.

Para una junta a un solo lado, la sección transversal de la soldadura debe mantenerse tan pequeña como sea posible para reducir el nivel de distorsión angular, como se ilustra en la 3.28.

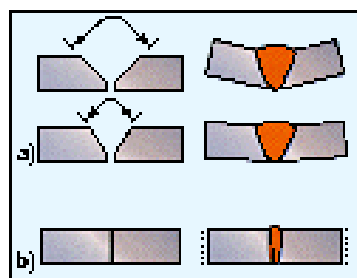


Figura 3.28 Reducción de la distorsión angular por: a) reducción del volumen del metal de aporte; b) reducción mediante una junta no preparada ²³

El ángulo de preparación de la junta y la abertura de raíz deben minimizarse y a la vez proporcionar que la soldadura pueda realizarse satisfactoriamente. Para facilitar el acceso, puede ser posible especificar una abertura de raíz más grande y un ángulo de preparación más pequeño. Reduciendo la cantidad de metal de aporte en la raíz y en la cara de la soldadura, el grado de distorsión angular podrá ser reducido. Las juntas a tope hechas en un solo pase usando penetración profunda tienen una distorsión angular pequeña.

En materiales de gran espesor, si la preparación de la junta es en V se estaría utilizando el doble del área de sección transversal que si se usara una junta doble-V por lo tanto si es factible el cambio de junta, el volumen de metal de aporte depositado puede reducirse substancialmente. La junta doble-V también permite equilibrar la soldadura en el medio de la junta para eliminar la distorsión angular. Si no se tiene acceso a los dos lados se puede cambiar la forma de la junta a una junta en U.

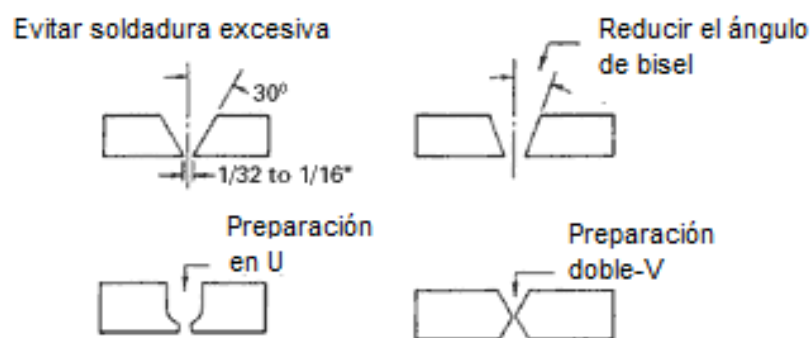


Figura 3.29 Tipos de juntas para reducir la cantidad de metal de aporte ²¹

Como el encogimiento de la soldadura es proporcional a la cantidad de metal de aporte, para el caso de la sobremonta en ambos tipos de juntas a tope y filete aumentarán la distorsión a medida que ésta aumenta. La distorsión angular en soldaduras a filete es particularmente afectado por la sobremonta, como la fuerza de diseño esta basada en el espesor de la garganta, la sobremonta produce una gota de soldadura convexa que no aumenta la fuerza permisible del diseño pero aumentará el encogimiento y distorsión.

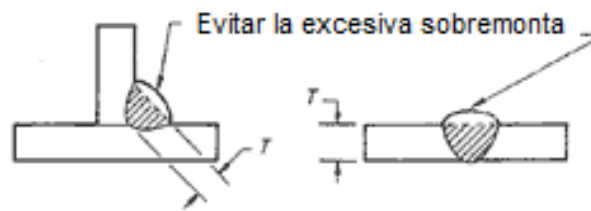


Figura 3.30 Sobremonta en la junta a filete y a tope ²¹

3.5.1.3 Reducción del número de pases

La experiencia muestra que para una junta a tope de un solo lado, o una soldadura de filete de un solo lado, un gran depósito de soldadura da una distorsión angular menor que si la soldadura es hecha con varios pases pequeños. Generalmente, en una juntura sin restricción, el grado de distorsión angular es aproximadamente proporcional al número de pases.

Completando la junta con un número pequeño de grandes depósitos de soldadura resulta en un encogimiento longitudinal y transversal mayor que una soldadura hecha con un gran número de pases pequeños. En una soldadura de múltiples pases, el metal de aporte previamente depositado proporciona restricción, así el grado de distorsión angular por pase decrece como la soldadura se realiza. Los depósitos grandes también aumentan particularmente el riesgo de Buckling en las láminas de sección delgada.

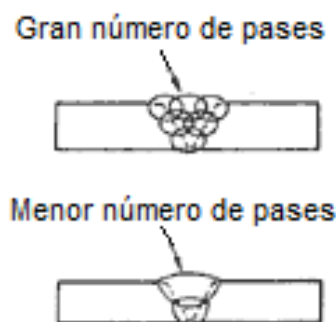


Figura 3.31 Esquema de una soldadura con un gran y mínimo número de pases ²¹

La distorsión angular (medida en grados) como función del número de pases en una soldadura a filete de 10mm de espesor las dos placas se indica en la siguiente figura:

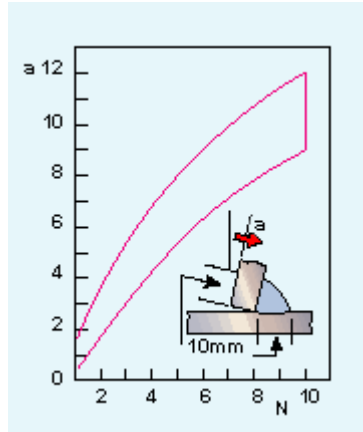


Figura 3.32 Diagrama del efecto del número de pases en la distorsión angular ²³

3.5.1.4 Uso equilibrado de soldadura

Uso equilibrado de soldadura es un medio eficaz de controlar la distorsión angular en una soldadura a tope de múltiples pases colocando una secuencia de soldadura que garantice que la distorsión angular está siendo continuamente corregida y no se aumenta durante la soldadura. Cantidades comparativas de distorsión angular de soldadura equilibrada y soldadura de un lado de la junta se muestran esquemáticamente en la figura 3.33. La técnica de la soldadura equilibrada también puede aplicarse a las juntas de filete.

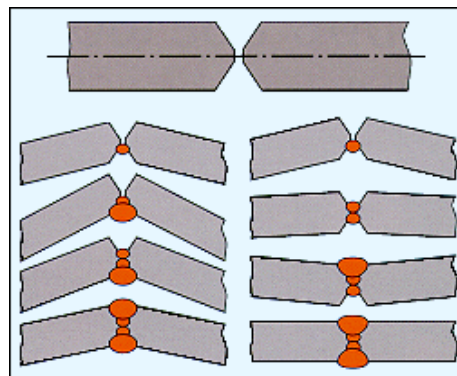


Figura 3.33 Soldadura equilibrada para reducir la cantidad de distorsión angular ²³

Si soldar alternadamente en ambos lados de la junta no es posible, o si un lado tiene que ser completado primero, una preparación de junta asimétrica puede

usarse con más metal de aporte a depositarse en el segundo lado. La contracción mayor que es el resultado de depositar el metal de aporte en el segundo lado ayudará a contrarrestar la distorsión en el primer lado.

3.5.2 METODOS DE APLICACIÓN DE LA SOLDADURA PARA DISMINUIR LA DISTORSIÓN

3.5.2.1 Soldadura intermitente

Para minimizar la distorsión se usa una soldadura intermitente para reemplazar una soldadura continua donde sea posible

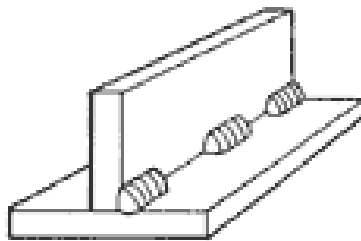


Figura 3.34 Esquema de una soldadura intermitente ²¹

3.5.2.2 Método de soldadura Backstep

La técnica de soldadura Backstep consiste en deposiciones cortas adyacentes a través de la soldadura en dirección opuesta a la progresión general.

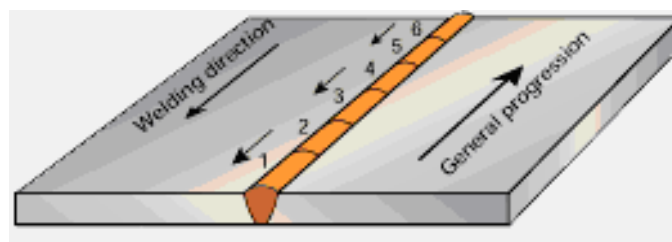


Figura 3.35 Método Backstep ²³

3.5.2.3 Método de soldadura Skip

La técnica de soldadura Skip consiste en realizar pequeños cordones de soldadura siguiendo una secuencia predeterminada y dejando entre ellos

espacios sin cordón de soldadura los cuales serán completados posteriormente. La longitud de los primeros cordones y los espacios entre ellos son generalmente de la misma longitud. La dirección de deposición para cada electrodo es la misma, pero no es necesario que la dirección de la soldadura sea opuesta a la de la progresión general.

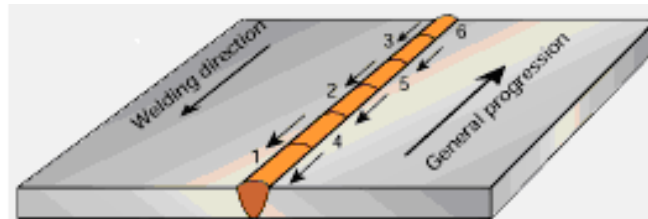


Figura 3.36 Método Skip ²³

3.5.3 OTROS MÉTODOS DE PREVENCIÓN

3.5.3.1 Pre – posicionamiento de las partes

Consiste en pre – posicionar las partes a soldar de modo que la distorsión las lleve a la posición final deseada es decir anticiparse a la deformación. Varios arreglos están mostrados en la figura 3.37.

Esta técnica tiene limitaciones debido a la complejidad de los componentes a ser ensamblados, las dimensiones que debe tener el pre – posicionamiento, el procedimiento de soldadura, etc.

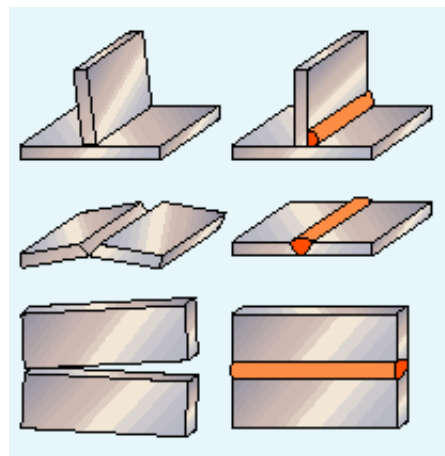


Figura 3.37 Formas comunes de pre – posicionamiento ²³

3.5.3.2 Partes pre – dobladas

Se realiza un doblado de las piezas antes del proceso de soldadura, esta técnica es usada para crear esfuerzos dentro de las piezas a ser soldadas de modo que contrarresten las fuerzas de contracción que se produce debido a la soldadura.

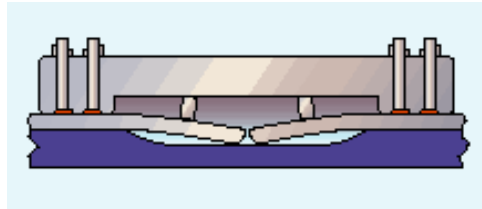


Figura 3.38 Doblado de las placas para una junta a tope ²³

3.5.3.3 Restringir el movimiento

Debido a la dificultad de usar el pre – posicionamiento y el pre – doblado los restrictores del movimiento son la técnica más usada para evitar las distorsiones. El principio básico es que las partes a ser soldadas se las colocan en posición adecuada y mediante el uso de ciertos equipos se sujeta las partes y se minimiza cualquier tipo de movimiento durante el proceso de soldadura. Cuando los componentes que restringen el movimiento son removidos se produce una pequeña cantidad de movimiento entre las partes debido a los esfuerzos residuales.

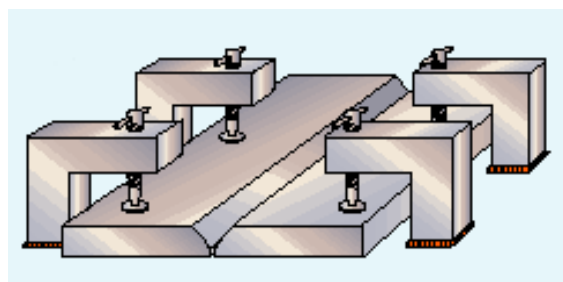


Figura 3.39 Restrictores de movimiento en una soldadura a tope ²³

CAPÍTULO IV

MÉTODOS DE PREDICCIÓN DE DEFORMACIONES EN EL PROCESO DE SOLDADURA

La deformación que se produce durante el proceso de soldadura es un problema de mucha importancia en la industria. Existen tres métodos para determinar esta deformación:

- Modelo térmico elasto – plástico y térmico elasto – viscoplástico
- Método de la deformación inherentes
- Fórmulas experimentales

El modelo térmico elasto – plástico y térmico elasto – viscoplástico por el MEF usualmente simula pequeñas y simples estructuras como la soldadura de dos placas a tope. Para una estructura de gran tamaño y analizada en tres dimensiones predecir la deformación debido a la soldadura usando este método es casi imposible por los requerimientos de tiempo de cálculo y capacidad de memoria de la computadora. El método de las deformaciones inherentes es un método económico y simple para determinar la deformación de estructuras complejas. Las fórmulas experimentales se las utiliza únicamente para estructuras de formas simples. ²⁵

4.1 COMPORTAMIENTO ELÁSTICO, PLÁSTICO Y VISCOSO DEL MATERIAL

4.1.1 COMPORTAMIENTO ELASTO – PLÁSTICO

Cuando se considera que el material tiene un comportamiento elasto – plástico y además es isotrópico, la deformación total ε_{ij} es la suma de varios tipos de deformaciones, según la ecuación 4.1:

$$\varepsilon = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl} + \varepsilon_{th} + \varepsilon_{tr} \quad (4.1)$$

Donde:

ε	=	Deformación total
ε_{el}	=	Deformación elástica
ε_{pl}	=	Deformación plástica
ε_{th}	=	Deformación térmica
ε_{tr}	=	Deformación por transformación volumétrica

4.1.1.1 Comportamiento elasto – plástico sin endurecimiento por deformación o elasto – plástico perfecto

El comportamiento elástico – plástico perfecto como se muestra en la figura 4.1a está compuesto por un tramo inclinado OB, que representa el comportamiento elástico lineal del material, y un tramo horizontal BC, que representa el comportamiento plástico el cual es independiente del régimen de deformación y por lo tanto independiente del tiempo de deformación. La pendiente del tramo OB es igual al módulo de elasticidad E del acero o módulo de Young, en el punto B, se reúnen el límite de proporcionalidad y el punto de fluencia, por lo que goza de las propiedades de los dos; es decir, hasta B se supone que el material es elástico lineal, y a partir de B se supone que es perfectamente plástico, por lo cual B se conoce como punto de fluencia. El valor de σ correspondiente al punto B se designa como esfuerzo de fluencia y se representa por σ_Y ; a diferencia de E , el valor de σ_Y no es el mismo para todos los aceros estructurales y puede variar entre 200 MPa y 700 MPa. Sin embargo, el valor de σ_Y de los aceros estructurales más empleados (por razones económicas) se sitúa en torno a 280 MPa.

Este comportamiento se puede representar por las analogías con un elemento de fricción que representa el efecto de la deformación plástica y un resorte que representa el efecto de la deformación elástica de acuerdo con la figura 4.1b:

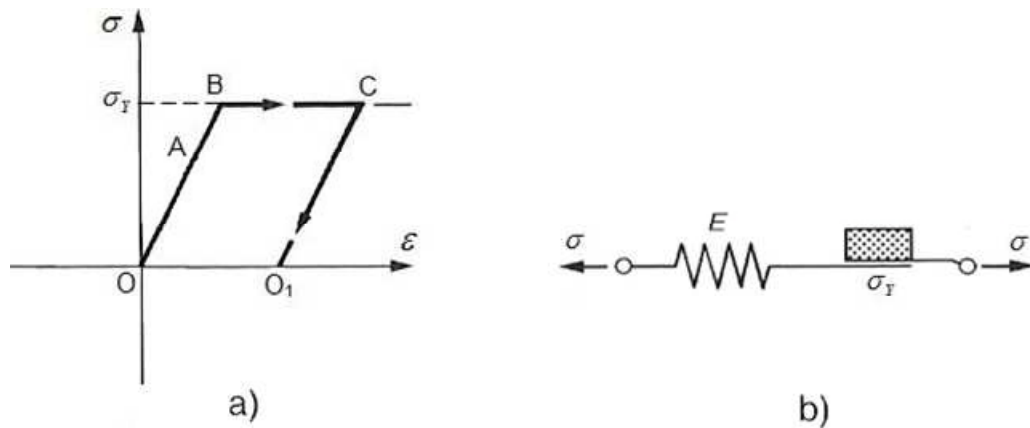


Figura 4.1 Modelo del comportamiento elasto – plástico perfecto ¹¹

Cuando un material, responde al comportamiento elasto – plástico perfecto si se descarga desde un punto A , situado en el tramo elástico, sigue el mismo recorrido que en el proceso de carga, pero en sentido inverso y no queda con una deformación permanente es decir la probeta recupera su longitud original. En cambio, cuando se descarga desde un punto C en el tramo plástico, el camino en la descarga es el señalado como CO_1 , paralelo al tramo elástico OB , y resulta una deformación permanente OO_1 . Al volver a cargar a partir de O_1 , la nueva zona elástica corresponde a O_1C y la zona plástica se inicia en C . Puesto que al punto B y al C les corresponde el mismo esfuerzo de fluencia, se deduce que el material no se ha endurecido por deformación.

4.1.1.2 Comportamiento elasto – plástico con endurecimiento por deformación

Este comportamiento está formado primero por una zona elástica lineal, representada por una recta OA de pendiente E como en el modelo elasto – plástico perfecto, pero la zona plástica está representada por una recta AB no horizontal sino inclinada. A diferencia de lo que ocurre en el modelo elasto – plástico perfecto, una vez alcanzado el punto de fluencia, es preciso seguir incrementando la fuerza aplicada para avanzar en la deformación plástica. Si se descarga desde un punto B , situado en el tramo plástico, el camino en la descarga es el señalado como BO_1 , paralelo al tramo elástico OA con una deformación remanente OO_1 . Al volver a cargar a partir de O_1 , la nueva zona elástica corresponde a O_1B y la zona plástica se inicia en B . Puesto que al punto

B le corresponde un esfuerzo de fluencia superior al del punto A, se observa un endurecimiento del material por deformación.

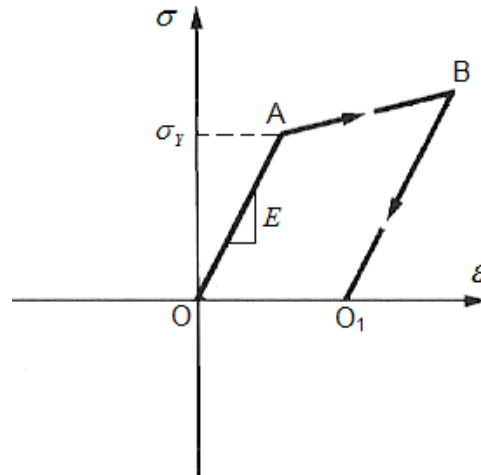


Figura 4.2 Comportamiento elasto – plástico con endurecimiento por deformación ¹¹

Este comportamiento se ajusta más a la realidad, pero presenta el inconveniente de complicar los cálculos en el análisis plástico. Por ello, el comportamiento comúnmente aceptado es el elasto – plástico perfecto porque admitir una plasticidad perfecta a partir del punto de fluencia implica desprestigiar los efectos del endurecimiento por deformación, pero ello favorece a la seguridad ya que el endurecimiento por deformación aumenta la resistencia del material.

4.1.2 COMPORTAMIENTO ELASTO – VISCOPLÁSTICO DEL MATERIAL

La descripción del comportamiento viscoplástico del material es complicada por los requerimientos de dureza, ablandamiento y de procesos que dependen de la temperatura y del historial de carga, correspondientes a estados internos variables los cuales deben ser introducidos dentro de las ecuaciones constitutivas del comportamiento del material.

El comportamiento viscoplástico a elevadas temperaturas debe ser tomado en cuenta en la zona de fusión y regiones cercanas a la misma. En la ecuación 4.1 se

debe añadir el comportamiento viscoplástico dado por la deformación viscoplástica ε_{vp} , el cual cumple con las distintas leyes de la termofluencia.¹¹

$$\varepsilon = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl} + \varepsilon_{th} + \varepsilon_{tr} + \varepsilon_{vp} \quad (4.2)$$

En un metal a temperatura ambiente, un esfuerzo aplicado menor que σ_Y no produce deformación plástica. Sin embargo, si la temperatura del metal se incrementa, es posible que comience a deformarse plásticamente aún cuando los esfuerzos aplicados sean bajos.²²

El termofluencia es la deformación que puede sufrir un material a temperatura elevada y durante periodos largos de tiempo aún cuando el esfuerzo aplicado sea menor que el esfuerzo de fluencia $\sigma < \sigma_Y$. Esta deformación es causada por el movimiento de las dislocaciones, las cuales ascienden en la estructura cristalina a causa de procesos difusivos que son térmicamente activados, es decir, que se activan por calor. La dislocación no se mueve sobre su plano de deslizamiento como sería el caso de la deformación plástica causada por una fuerza mayor que σ_Y , sino que se mueve perpendicular a su plano de deslizamiento.²²

Las teorías de la termofluencia fueron desarrolladas originalmente para el diseño y dimensionamiento de componentes metálicos los cuales están expuestos a elevadas cargas y temperaturas. Los diagramas que comprenden las curvas de la termofluencia se presentan en una forma dependiente del tiempo, para diferentes esfuerzos σ y temperaturas T , $\varepsilon_{vp} = f(t, \sigma, T)$.¹¹

Las condiciones de temperatura, tiempo y esfuerzo bajo las cuales ocurre la termofluencia dependen de las propiedades mecánicas del material y de su microestructura. La exposición de un material a temperaturas elevadas tiene varios efectos, los cuales en conjunto son responsables o influyen en la termofluencia. Los principales efectos de la exposición de los metales a temperaturas elevadas son:⁶

- Disminución del esfuerzo de fluencia y la resistencia a la tensión
- Aumento de la movilidad de las dislocaciones
- Recuperación y recristalización
- Incremento en la rapidez de los procesos difusivos
- Crecimiento de grano

La mejor representación del comportamiento del material en función del régimen de deformación y temperatura es el diagrama Ashby: ¹¹

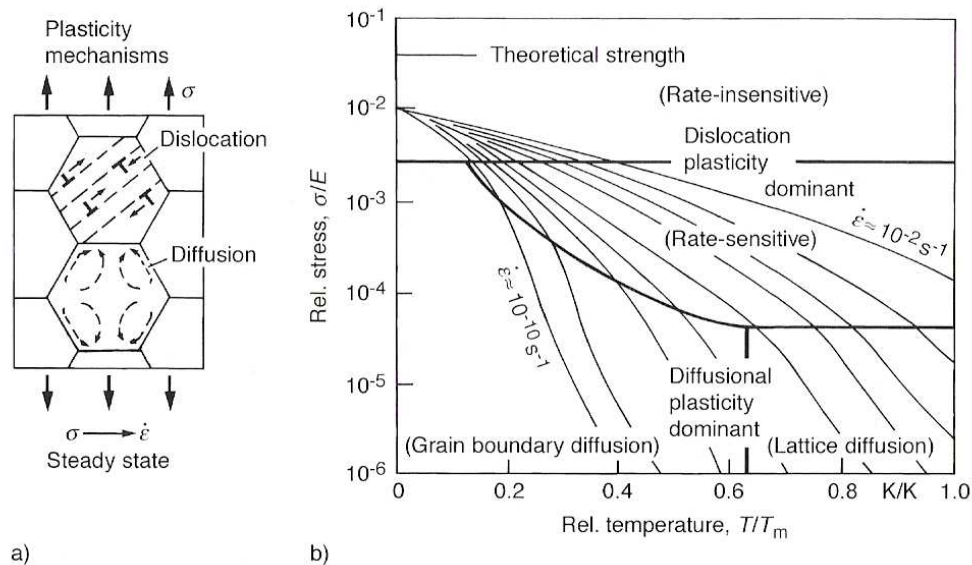


Figura 4.3 Diagrama Ashby ¹¹

En este diagrama se ilustra el régimen de deformación plástica en el estado estable $\dot{\epsilon}$ en función del nivel de esfuerzos σ (normalizado por el modulo de elasticidad E a la temperatura ambiente) y la temperatura T en grados Kelvin (normalizado por la temperatura de fusión T_m), la relación T/T_m se denomina temperatura homóloga.

El mecanismo de termofluencia, es diferente dependiendo del nivel de esfuerzos y temperatura. Según Goldak la tasa de deformación está limitada en los procesos de soldadura a $d\epsilon/dt \leq 0,01s^{-1}$. Para que la termofluencia ocurra en una magnitud apreciable, se ha encontrado, como regla, que la temperatura homóloga debe ser mayor a 0,4. ⁷

La deformación por termofluencia empieza después de que el límite de fluencia ha sido excedido, y sigue desarrollándose conforme aumenta la temperatura, esto puede ser ilustrado en la figura 4.4, en la cual, se puede apreciar que en la termofluencia se distinguen tres etapas.

Termofluencia primaria.- Ocurre debido a una transformación de la microestructura y al reacomodo de la subestructura de dislocaciones y vacancias iniciales en el material. Inicialmente la velocidad de deformación es alta y una vez que la microestructura y los defectos han alcanzado un estado de equilibrio dinámico, la velocidad de deformación disminuye a un valor estable.⁶

Termofluencia secundaria.- Corresponde a un período de velocidad de fluencia constante, como resultado de un equilibrio entre los procesos de endurecimiento por deformación y recuperación. Eventualmente, se alcanzará un punto en donde el aumento en la velocidad de termofluencia, causada por la elevación del esfuerzo, vencerá el endurecimiento por deformación (es decir, se desarrolla un proceso de ablandamiento, a velocidad mayor que el endurecimiento). En este punto comienza la última fase.²⁴

Termofluencia terciaria.- Los cambios en la microestructura promueven una mayor deformación con un menor endurecimiento por deformación. Este proceso por lo general se localiza en una sección de la pieza, provocando la deformación de una constricción o cuello. En ésta etapa ocurre también un daño severo en los límites de grano. Este daño consiste en la formación de cavidades, que al crecer e interconectarse provocan la fractura intergranular del material.⁶

Cabe señalar que la velocidad de deformación es mínima durante la termofluencia secundaria, para luego incrementarse en la termofluencia terciaria. Sin embargo, la principal característica de la termofluencia secundaria es que la velocidad de deformación es constante.⁶

La termofluencia secundaria es la etapa más importante, ya que en ella transcurre la mayor parte de la deformación a alta temperatura, por lo tanto, la mayoría de

las expresiones matemáticas para estimar el comportamiento de un cuerpo metálico sometido a un esfuerzo σ a alta temperatura se basan en las características de esta etapa. ⁶

El estado estacionario observado en la segunda etapa es un proceso activado térmicamente, en el que la activación térmica sirve para superar una barrera energética, cuya magnitud es ΔH , y lleva al material de un estado metaestable, a un estado más estable. ⁶

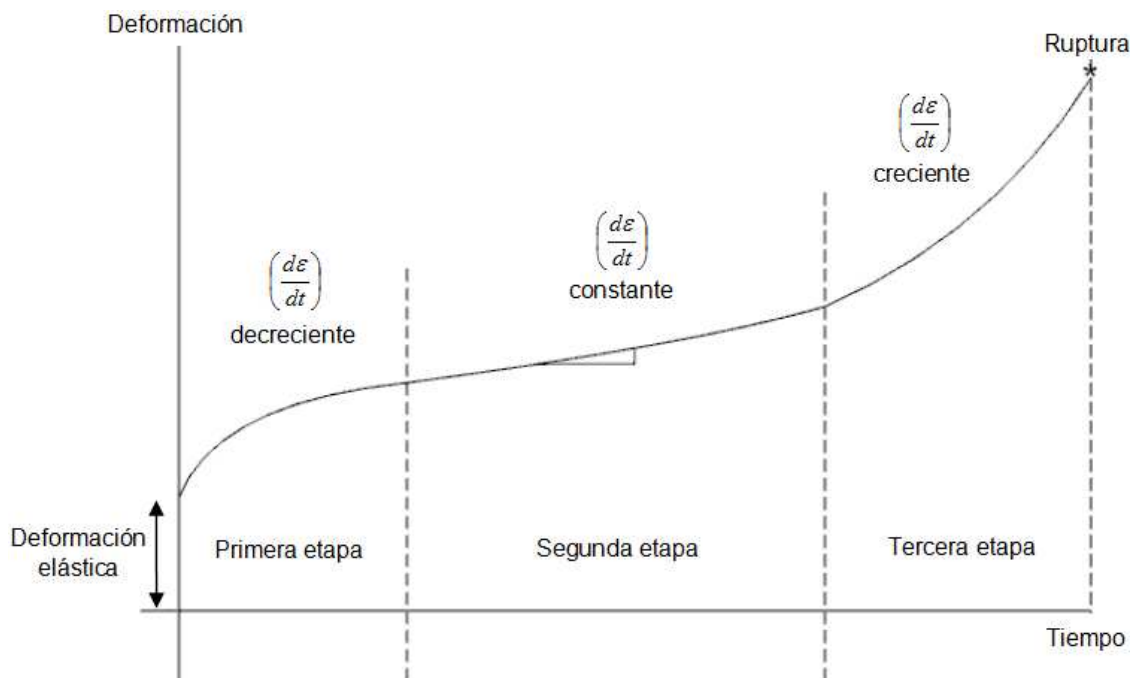


Figura 4.4 Etapas de la deformación termofluencia ²²

Mecanismos de la termofluencia.- Los mecanismos de la termofluencia dependen de forma principal de la temperatura: a temperaturas relativamente bajas ($0,2$ a $0,3T_f$), predominan los mecanismos de deslizamiento y maclaje, pero a temperaturas mayores ($0,5$ a $0,8T_f$) predominan los mecanismos basados en la difusión y el deslizamiento de límites de grano. Es muy difícil establecer una condición tiempo – esfuerzo – temperatura en la que la deformación por termofluencia ocurra por un mecanismo simple. La regla es que la deformación

sea el resultado de la combinación de varios procesos. Sin embargo, se han reconocido al menos dos mecanismos de deformación predominantes en la termofluencia y se describen a continuación.⁶

Termofluencia por difusión.- La difusión atómica ocurre normalmente debido a la presencia de vacantes dentro de la red cristalina del material. Entonces, un átomo puede desplazarse a la posición de una vacante adyacente, si tiene suficiente energía térmica para salir de su posición.

La termofluencia por difusión implica el movimiento de vacantes y esto puede ocurrir principalmente a través de los granos o a lo largo de las fronteras de grano. El movimiento de vacancias a través de los granos se denomina mecanismos de Nabarro – Herring, en tanto que el que se produce a lo largo de las fronteras de grano se conoce como mecanismo de Coble, el mecanismo de Nabarro – Herring se lleva a cabo a temperaturas mayores que el mecanismo de Coble ambos mecanismos bordean una temperatura de $0,7T_f$.¹⁵

Termofluencia por dislocaciones.- Cuando una dislocación se mueve dentro de un cristal, debe vencer al menos la resistencia de la red y además pasar los obstáculos que encuentre en su camino. Los obstáculos frenan o anclan las dislocaciones impidiendo su avance; sin embargo, a alta temperatura, la activación térmica ayuda a pasar los obstáculos, mediante un proceso de asenso de dislocaciones.

4.1.2.1 Modelo del comportamiento elasto – viscoplástico del material¹¹

En contraste con el modelo elasto – plástico, el modelo elasto – viscoplástico está caracterizado por un comportamiento plástico el cual es dependiente de la tasa de deformación y por lo tanto del tiempo de deformación. El comportamiento del material esta ilustrado en la figura 4.5 en una simplificación unidimensional mediante analogías con un elemento de fricción, un resorte y un amortiguador.

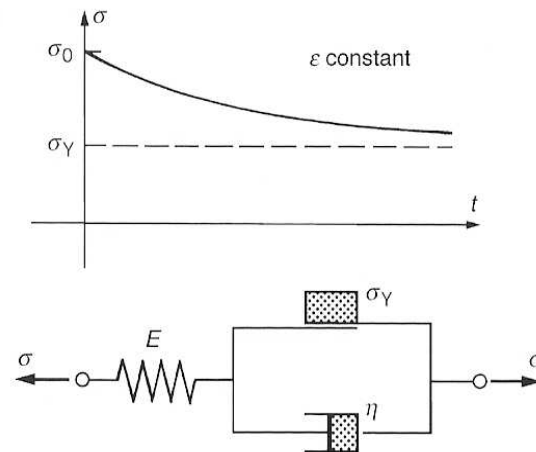


Figura 4.5 Modelo del comportamiento elasto – viscoplástico ¹¹

4.1.3 RANGOS DE TEMPERATURA PARA LOS DIFERENTES COMPORTAMIENTOS DEL MATERIAL

Un comportamiento elástico – plástico puede ser asumido en el rango de temperatura $T \leq 0.5T_f$ [K], comportamiento elástico – viscoplástico en el rango $0.5T_f \leq T \leq 0.8T_f$ y un comportamiento puramente viscoso en el rango $T \geq 0.8T_f$.⁷

Los esfuerzos residuales en la soldadura son analizados en la mayoría de los casos basados en modelos elástico – plásticos con énfasis en bajas temperaturas $T \leq 0.5T_f$, ya que sobre la temperatura de fusión T_f la formación de esfuerzos residuales es muy poco significativa ya que el límite de fluencia desaparece.

El comportamiento puramente viscoso ha sido únicamente modelado dentro de la línea límite del charco de soldadura.⁷

Para la simulación de soldadura se debe crear un modelo en el cual se distinga entre los tres rangos de temperatura indicados anteriormente, esto fue demostrado por Goldak en una placa rectangular en la cual se ha realizado un mallado (Figura 4.6).¹¹

El campo de temperatura alrededor de la fuente en movimiento esta mostrada en la figura 4.6a, los campos de temperatura resultan algo asimétricos como

resultado de una división diferente de las mallas de los lados derecho e izquierdo de la línea de soldadura.

El grupo de los tres elementos los cuales poseen diferentes leyes de comportamiento se encuentran en la parte 4.6b donde la deformación ha sido inducida en el elemento mallado y mediante escala de grises se indican los tres tipos de comportamiento del material.

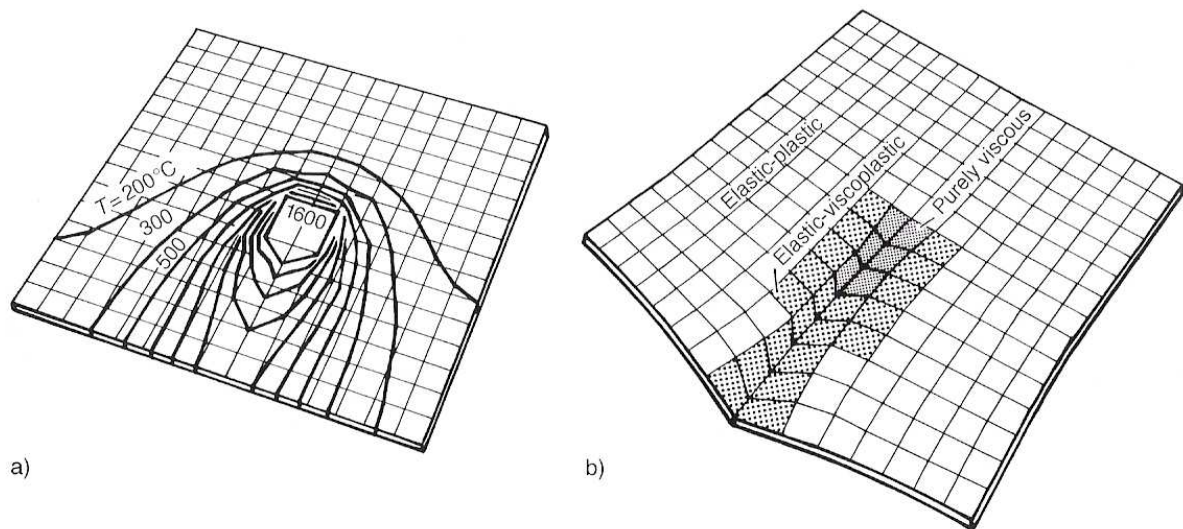


Figura 4.6 Regiones donde se producen los tres tipos de comportamientos del material ¹¹

4.1.4 PROPIEDADES TERMODINÁMICAS Y TERMOMECAÑICAS DEL MATERIAL

Para el cálculo de campos de temperatura, esfuerzos residuales y distorsiones, se requiere conocer las propiedades del material tanto termodinámicas como termomecánicas, las cuales dependen de la temperatura del mismo.

Para realizar cálculos lo más exactos posible se debe tomar en cuenta la dependencia directa de la variación de las propiedades con la variación de la temperatura lo cual resulta matemáticamente complicado, caso contrario se linealizan los modelos es decir las propiedades no cambian con respecto a la

temperatura y para cuantificar se toma valores representativos los que se encuentran en tablas.

4.1.4.1 Propiedades termodinámicas del material

Las propiedades termodinámicas del material que se requieren para la simulación de los campos de temperatura son las siguientes:

PROPIEDAD	SÍMBOLO
Conductividad Térmica	k
Calor específico	C_p
Difusividad Térmica	α
Calor latente de fusión	Δim
Temperatura de fusión	T_f

Tabla 4.1 Propiedades Termodinámicas

Conductividad térmica (k).- Es la tasa al la cual el calor es conducido en un material sólido en estado estacionario, sus unidades son $\frac{W}{m \cdot K}$.⁸

En la figura 4.7 se muestra como cambia el valor de la conductividad térmica para varios aceros y también para el hierro puro, a medida que varia la temperatura del material.

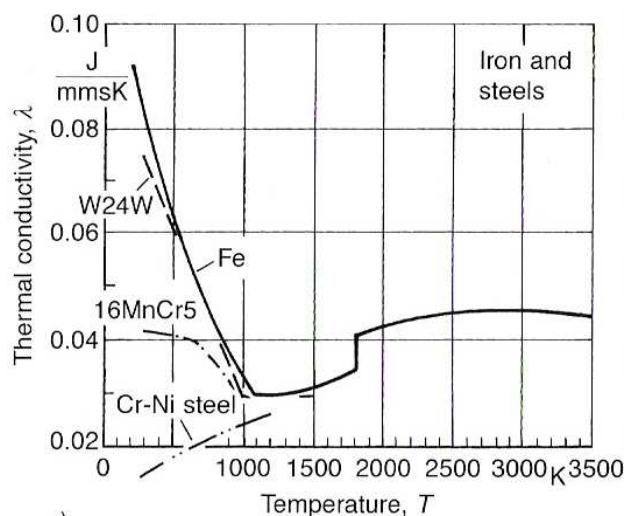


Figura 4.7 Conductividad térmica del hierro y aceros en función de la temperatura¹¹

Calor específico (C_p).- Representa la cantidad de energía requerida para elevar un grado la temperatura de una masa unitaria de una sustancia. ⁸

En términos matemáticos la capacidad calórica se expresa como:

$$C_p = \frac{dQ}{dT} \quad (4.3)$$

Donde

dQ = Es la energía requerida para producir un cambio diferencial de temperatura

Hay dos formas en las cuales esta propiedad se la puede cuantificar, de acuerdo a las propiedades ambientales que acompañan la transferencia de calor. La una es cuando el volumen se mantiene constante C_v y la otra es cuando la presión exterior permanece constante C_p .

Para el caso exclusivo del C_p se lo define como: El cambio de entalpía de una sustancia por el grado de cambio en su temperatura a presión constante. $\left[\frac{J}{kg K} \right]$

El valor del calor específico a presión constante (C_p) varía según cambia la temperatura, como se muestra en la figura 4.8 para hierro puro y dos tipos de acero.

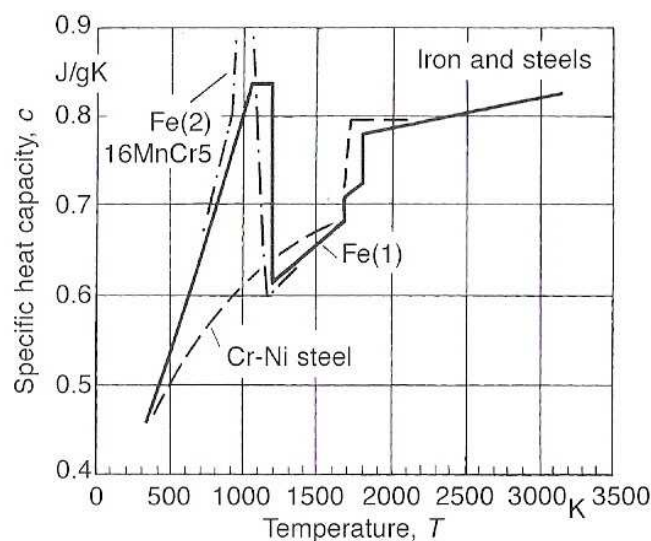


Figura 4.8 Calor específico del hierro y el acero en función de la temperatura ¹¹

Difusividad térmica (α).- Esta propiedad cuantifica la capacidad del material para conducir energía térmica en relación a su capacidad para almacenarla, sus unidades son $\frac{m^2}{s}$ y se la calcula mediante la expresión: ⁸

$$\alpha = \frac{k}{\rho \cdot C_p} \quad (4.4)$$

Donde:

k = Coeficiente de expansión térmica

ρ = Densidad

C_p = Calor específico.

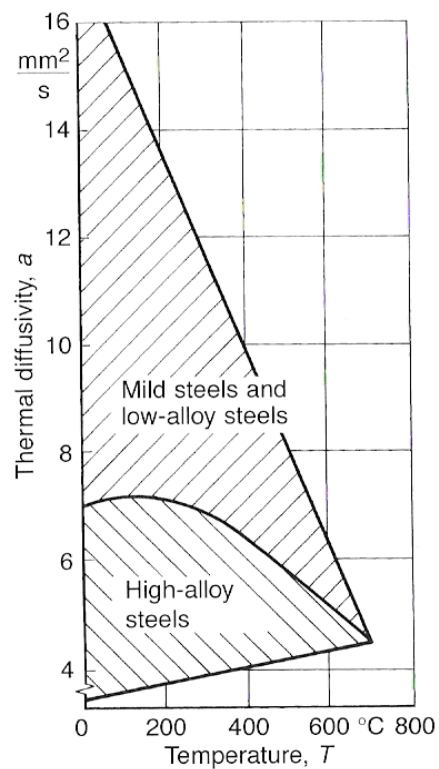


Figura 4.9 Difusividad térmica del acero en función de la temperatura ¹¹

En la figura 4.9 se indica los rangos entre los que varía la difusividad térmica de aceros de baja y media aleación (mild steels and low-alloy steels) y también los de alta aleación (High-alloy steels).

Calor latente de fusión (Δim).- Es la cantidad de energía absorbida durante el proceso de fusión del material sus unidades son $\frac{kJ}{kg}$, es decir para decir un kilogramo de material se necesita una cierta cantidad de energía cuantificada en joules J .

Temperatura de fusión (T_f).- Es la temperatura a la cual se produce la transición del estado sólido al estado líquido en metales no aleados. En el caso de aleaciones metálicas, un intervalo de temperaturas entre la temperatura del sólido T_{sol} y la temperatura del líquido T_{liq} reemplaza a la temperatura de fusión. Se encuentra en tablas y es propia para cada material. ¹¹

4.1.4.2 Propiedades termomecánicas del material

Las propiedades termomecánicas del material son requeridas para la simulación de esfuerzos residuales y distorsiones que se producen debido al proceso de soldadura y son las siguientes:

PROPIEDAD	SÍMBOLO
Densidad	ρ
Coefficiente de expansión térmico	β
Modulo de elasticidad	E
Módulo de Poisson	ν
Límite de fluencia	σ_Y

Tabla 4.2 Propiedades Termomecánicas

Densidad (ρ).- Para sólidos homogéneos, es el cociente entre la masa (m) y el volumen (V), dado por la fórmula $\rho = \frac{m}{V}$. A medida que se incrementa la temperatura la densidad disminuye debido a que el volumen se incrementa, como se indica en la figura 4.10. ¹¹

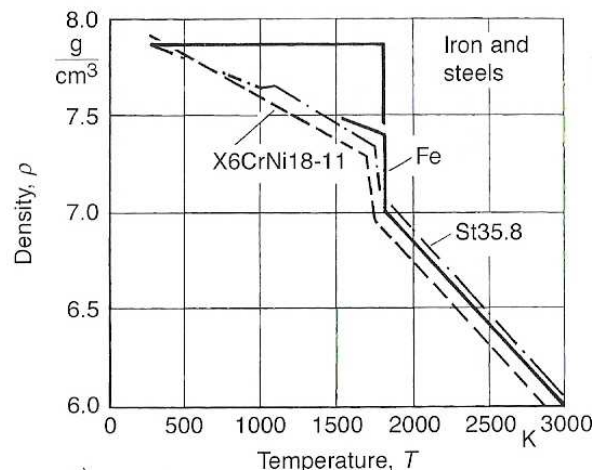


Figura 4.10 Densidad del acero y del hierro en función de la temperatura ¹¹

Coefficiente de expansión térmica ¹¹.- El coeficiente de expansión térmica está determinado en el dilatómetro. Las curvas dilatométricas de un acero sin transformación se muestran en la siguiente figura 4.11.

El significado de $\tan(\Theta)$ de la curva dilatométrica es el coeficiente de expansión térmica β para un modelo linealizado.

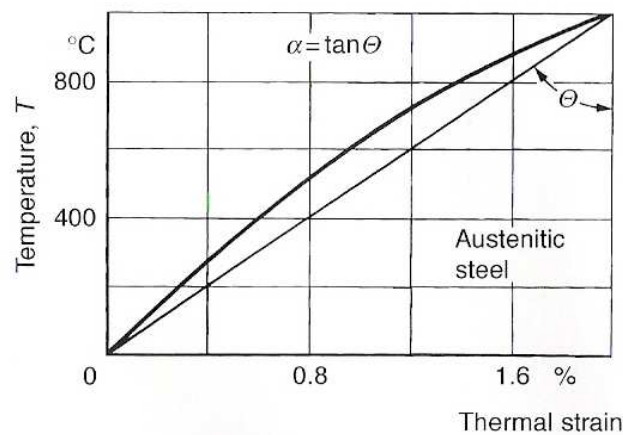


Figura 4.11 Curva dilatométrica para un acero austenítico sin transformación microestructural ¹¹

El coeficiente de expansión lineal (en una dimensión) β , caracteriza el cambio de longitud $\frac{\Delta l}{l}$ de un elemento similar a una varilla de longitud l sometido a un cambio de temperatura $\Delta T = T - T_0$, donde T_0 es la temperatura ambiental:

$$\frac{\Delta l}{l} = \beta \Delta T \quad (4.5)$$

El significado de coeficiente lineal de expansión térmica β está contrastado con el coeficiente lineal de expansión térmica momentáneo:

$$\beta' = \frac{1}{l} \frac{dl}{dT} \quad (4.6)$$

El significado del coeficiente de expansión cúbico (es decir tridimensional) γ , caracteriza el cambio de volumen $\frac{\Delta V}{V}$ de un elemento sometido a un cambio de temperatura $\Delta T = T - T_0$, donde T_0 es la temperatura ambiental:

$$\frac{\Delta V}{V} = \gamma \Delta T = 3\beta \Delta T \quad (4.7)$$

El significado de coeficiente cúbico de expansión térmica $\gamma = 3\beta$ está contrastado con el coeficiente momentáneo cúbico de expansión térmica $\gamma' = 3\beta'$:

$$\gamma' = \frac{1}{V} \frac{dV}{dT} \quad (4.8)$$

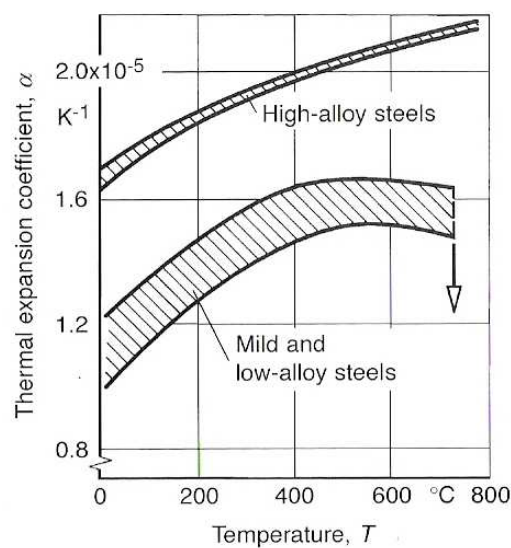


Figura 4.12 Coeficiente de expansión térmico del acero en función de la temperatura ¹¹

Modulo de elasticidad (E).- Es la pendiente de la parte elástica (lineal) de la curva esfuerzo – deformación. En esta parte, si se retira la carga que actúa sobre la muestra, está volverá a su longitud inicial. La relación entre el esfuerzo y la deformación en esta región está descrita mediante la ley de Hooke, como se muestra en la figura 2.2. ¹¹

$$E = \frac{\sigma}{\varepsilon} \quad (4.9)$$

Donde:

σ = Esfuerzo

ε = Deformación

Los metales con un módulo de elasticidad alto son relativamente rígidos y no se deforman fácilmente. Como las otras propiedades el Módulo de Elasticidad también varía con la temperatura lo cual se indica en la figura 4.13 para aceros de media y baja aleación (mild steels and low-alloy steels) y también los de alta aleación (High-alloy steels).

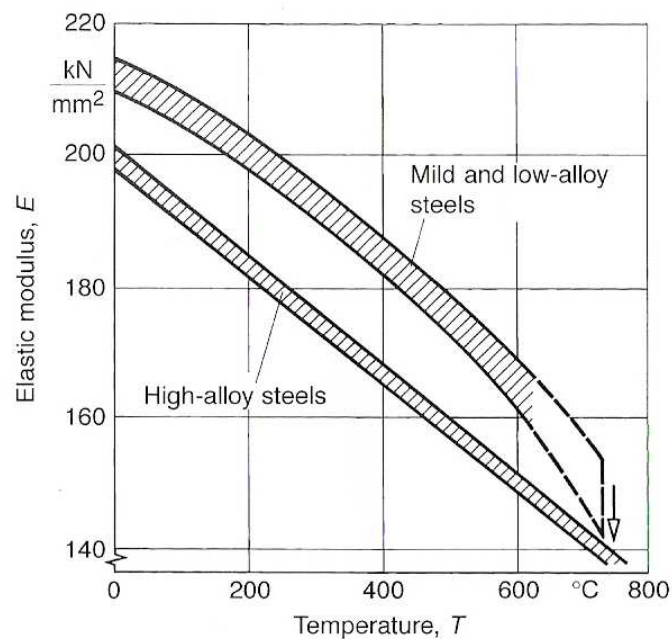


Figura 4.13 Módulo de elasticidad del acero en función de la temperatura ¹¹

Módulo de Poisson (ν).- Es el cociente negativo entre la deformación transversal y la longitudinal. Cuando se produce una deformación elástica longitudinal de un metal, produce un cambio dimensional lateral asociado. Como en la figura 4.14 se aplica un esfuerzo de tensión σ_z la cual produce una deformación axial $+\varepsilon_z$ y contracciones laterales $-\varepsilon_x$ y $-\varepsilon_y$, si el comportamiento del material es isotrópico ε_x y ε_y son iguales. ¹³

$$\nu = \frac{\varepsilon(\text{lateral})}{\varepsilon(\text{longitudinal})} = -\frac{\varepsilon_x}{\varepsilon_z} = -\frac{\varepsilon_y}{\varepsilon_z} \quad (4.10)$$

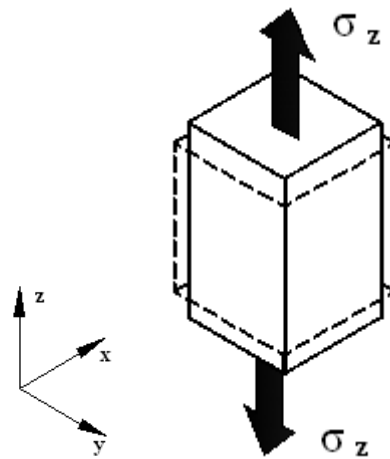


Figura 4.14 Deformación de un material sometido a esfuerzo de tensión ¹³

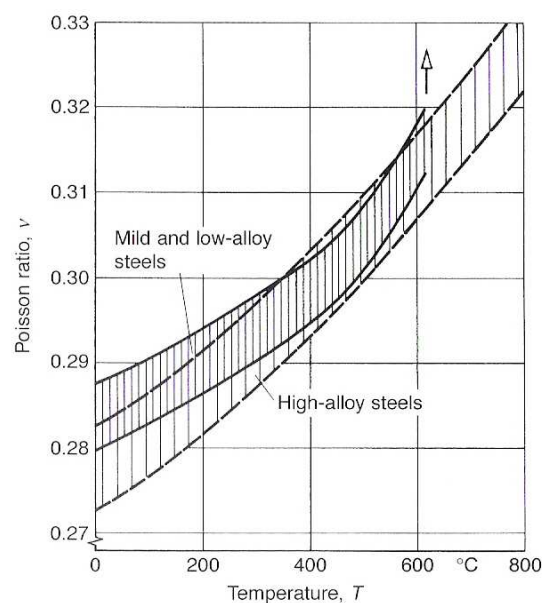


Figura 4.15 Módulo de Poisson del acero en función de la temperatura ¹¹

Límite de fluencia (σ_Y) ¹¹.- El límite de fluencia $\sigma_{Y0.1}$ o $\sigma_{Y0.2}$ designan el punto de esfuerzo en el cual se descarga el material y se produce una deformación permanente o plástica igual a $\epsilon_{pl} = 0.1$ o 0.2% . El límite de fluencia $\sigma_{Y0.1}$ es también usado como el límite de proporcionalidad en ingeniería. El límite de fluencia se lo determina mediante la curva esfuerzo deformación el cual también es el límite en el cual empieza a producirse el endurecimiento por deformación.

El límite de fluencia y el endurecimiento por deformación son determinados mediante una prueba de tensión a diferentes temperaturas pero la probeta se debe mantener a una temperatura homogénea. La variación del límite de fluencia en condiciones de un ciclo térmico de soldadura es complicada debido a la elevada variación de la temperatura con la distancia desde la línea central de soldadura.

A continuación se muestran varias curvas esfuerzo deformación para un acero austenítico, en la figura 4.16 se indica la disminución del límite de fluencia a medida que la temperatura va aumentando.

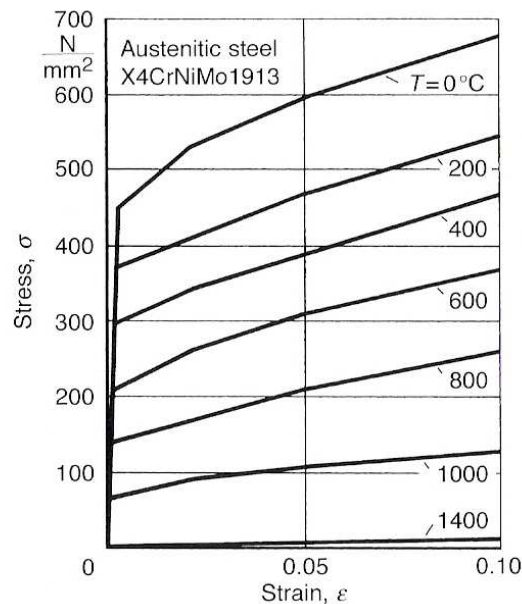


Figura 4.16 Curva esfuerzo – deformación para un acero de alta aleación a varias temperaturas ¹¹

4.2 DEFORMACIONES INHERENTES

Como se indico en la sección 4.1.1 la deformación total ε_{ij} de un metal sometido a un ciclo térmico está compuesta por varios tipos de deformaciones ecuación 4.11, de las cuales la única reversible es la deformación elástica $\varepsilon_{el\ ij}$, los otros tipos de deformaciones presentes en el material son irreversibles por lo tanto se las puede agrupar en un solo tipo de deformación denominada deformación inherente ecuación 4.12.

Por ende la deformación total que se produce en un ciclo térmico de soldadura está dada por la ecuación (4.13).

$$\varepsilon = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl} + \varepsilon_{th} + \varepsilon_{tr} \quad (4.11)$$

$$\varepsilon^* = \varepsilon_{pl} + \varepsilon_{th} + \varepsilon_{tr} \quad (4.12)$$

$$\varepsilon = \varepsilon_{el} + \varepsilon^* \quad (4.13)$$

Donde:

ε^* = Deformación inherente

Para explicar la deformación inherente se utiliza el siguiente diagrama de un material elástico – plástico perfecto sometido a un proceso de soldadura:

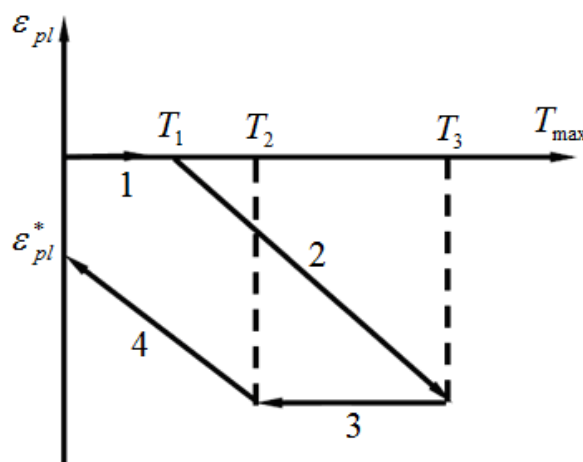


Figura 4.17 Diagrama temperatura – deformación permanente en un ciclo térmico de soldadura ¹²

En la etapa 1 de la figura 4.17 el material presenta una deformación elástica, hasta la temperatura T_1 , conforme la temperatura aumenta (etapa 2) el material presenta una deformación plástica ya que debido a altas temperaturas sobrepasa el límite elástico hasta llegar a la temperatura máxima T_3 en un determinado punto, en la etapa 3 se produce el enfriamiento manteniéndose la deformación plástica hasta una temperatura T_2 , en la etapa 4 la temperatura sigue disminuyendo hasta alcanzar la temperatura ambiente, pero el material no regresa a su forma inicial (libre de deformaciones) sino que presenta una deformación plástica permanente denominada deformación inherente.

En la figura 4.18 se muestra un diagrama esfuerzo deformación para un material cuyo comportamiento es elástico – plástico perfecto, en el cual se indica la deformación inherente ε^* y a su vez la proyección sobre el eje del esfuerzo σ^* cuantifica los esfuerzos inherentes a dicha deformación.

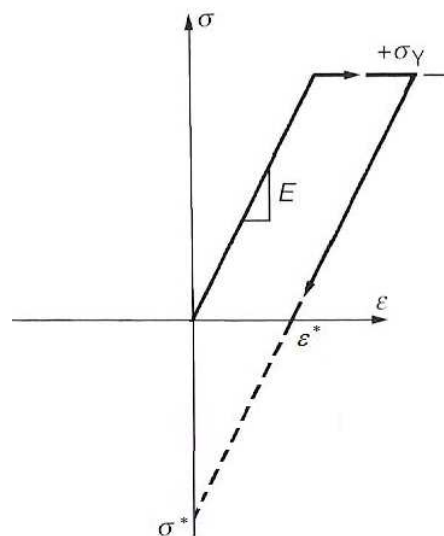


Figura 4.18 Deformación inherente en un diagrama esfuerzo – deformación

4.2.1 MODELO SIMPLIFICADO PROPUESTO POR MURAKAWA ¹¹

Este modelo involucra la temperatura máxima alcanzada en cada punto de las piezas sometidas a un ciclo térmico y se basa en las deformaciones inherentes.

Durante el ciclo térmico de un elemento cúbico con soportes elásticos tridimensionales, los estiramientos de los soportes, expresados mediante coeficientes de restricción, pueden ser elegidos en las tres direcciones del espacio. Los coeficientes de restricción son estimados bajo pruebas básicas de soldadura en elementos sencillos.

Para el empleo de este modelo se debe considerar un ciclo térmico con una temperatura máxima T_{\max} , en un diagrama simplificado esfuerzo – temperatura como se indica en la figura 4.19, en el cual se presentan tres comportamientos diferentes para tres rangos de temperatura distintos, los que son:

- Calentamiento elástico con enfriamiento elástico, en $T_{\max} < T_1$
- Calentamiento elástico – plástico con enfriamiento elástico, en $T_1 < T_{\max} < T_2$
- Calentamiento elástico – plástico con enfriamiento elástico – plástico, en $T_{\max} > T_2$

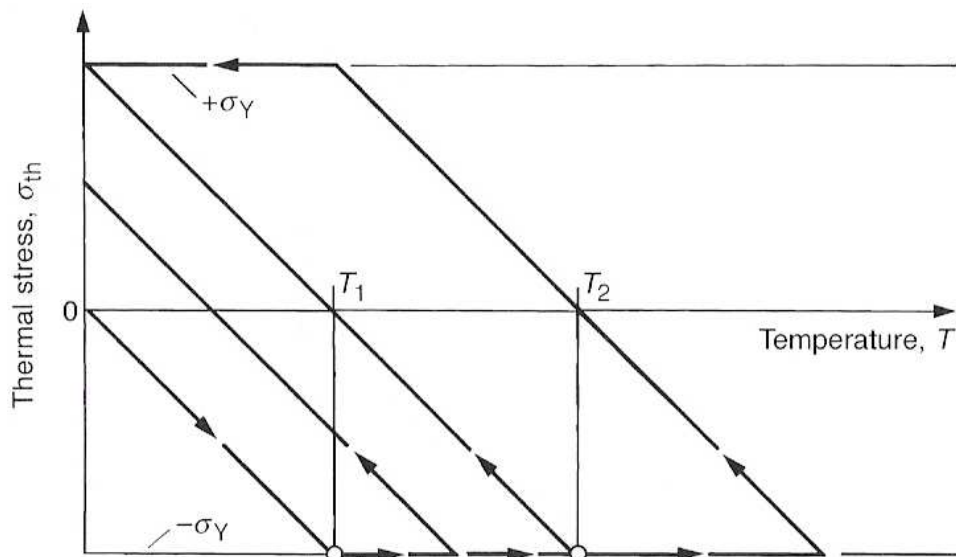


Figura 4.19 Diagrama simplificado esfuerzo – temperatura para determinar la deformación inherente ¹¹

Los límites de temperatura T_1 y T_2 para el caso de los valores tanto del límite de fluencia como del módulo elástico independientes de la temperatura, resultan de la forma:

$$T_1 = \frac{\sigma_y}{\beta \alpha E} \quad (4.14)$$

$$T_2 = 2T_1 \quad (4.15)$$

Donde:

- σ_y = Esfuerzo de fluencia
 α = Coeficiente de expansión térmica
 E = Módulo de elasticidad

El coeficiente de restitución β tiene la siguiente forma:

$$\beta = \frac{k^*}{k + k^*} \quad (4.16)$$

$$k = \frac{F}{\Delta u_1} = \frac{AE}{l} \quad (4.17)$$

Donde:

- k = Constante elástica de la barra
 k^* = Constante elástica del resorte
 F = Fuerza longitudinal aplicada a la barra
 Δu_1 = Contracción longitudinal
 A = Área de la sección transversal de la barra
 l = Longitud de la barra

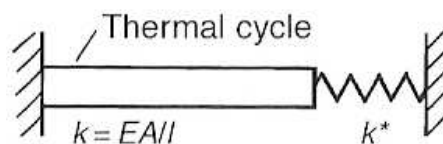


Figura 4.20 Barra sometido a un ciclo térmico ¹¹

En el rango de temperatura $T_{\max} < T_1$ no existe deformación inherente, por ende el esfuerzo residual es cero y también la deformación permanente.

$$\varepsilon^* = 0, \quad \sigma_{re} = 0, \quad \Delta u_1 = 0 \quad (4.18)$$

En el rango de temperatura $T_1 < T_{\max} < T_2$ se derivan las siguientes expresiones:

$$\varepsilon^* = -\alpha T_{\max} + \frac{\varepsilon_Y}{\beta} \quad (4.19)$$

$$\sigma_{re} = -\beta E \varepsilon^* = \beta \alpha E T_{\max} - \sigma_Y \quad (4.20)$$

$$\Delta u_1 = (\varepsilon^* + \varepsilon_{el})l = -\left(\frac{1}{\beta} - 1\right)(-\beta \alpha T_{\max} + \varepsilon_Y)l \quad (4.21)$$

En el rango de temperatura $T_{\max} > T_2$, se aplican las siguientes relaciones tomando en cuenta que $T_2 = 2T_1$:

$$\varepsilon^* = -\frac{\varepsilon_Y}{\beta} \quad (4.22)$$

$$\sigma_{re} = \sigma_Y \quad (4.23)$$

$$\Delta u_1 = (\varepsilon^* + \varepsilon_{el})l = -\left(\frac{1}{\beta} - 1\right)\varepsilon_Y l \quad (4.24)$$

Es evidente a partir de las ecuaciones 4.19 y 4.22 que las deformaciones inherentes dependen de la deformación en el límite de fluencia ε_Y , de la temperatura máxima T_{\max} , del coeficiente de expansión térmica α y del coeficiente de restricción β .

Ya que los esfuerzos residuales y distorsiones debido a la soldadura generalmente no ocurren uniaxialmente, las consideraciones anteriores son transferidas a un elemento cúbico tridimensional con soportes elásticos en las tres direcciones x, y, z así como los correspondientes coeficientes de restricción $\beta_x, \beta_y, \beta_z$.

Por ejemplo, el coeficiente de restricción β_x en la dirección de la soldadura puede ser especificado como $\beta_x \approx 1.0$ y el coeficiente de restricción β_z en la dirección del espesor de la lámina $\beta_z \approx 0$. El coeficiente β_y transversal a la soldadura depende de las condiciones de restricción transversales de la soldadura. Las ecuaciones para la deformación inherente, los esfuerzos residuales y la deformación permanente se derivan para tres direcciones espaciales.

El análisis de las deformaciones inherentes fue realizado por Murakawa mediante el método de elementos finitos a través de un elemento cúbico con temperatura máxima y coeficientes de restricción. Este análisis se lo realiza con propiedades del acero dependientes de la temperatura. Los resultados de cálculo de diferentes coeficientes de restricción β_x en la dirección x (la dirección de soldadura longitudinal) con un pequeño valor, o igual a cero en las direcciones y y z (las direcciones transversales al cordón de soldadura) están mostrados en la figura 4.21.

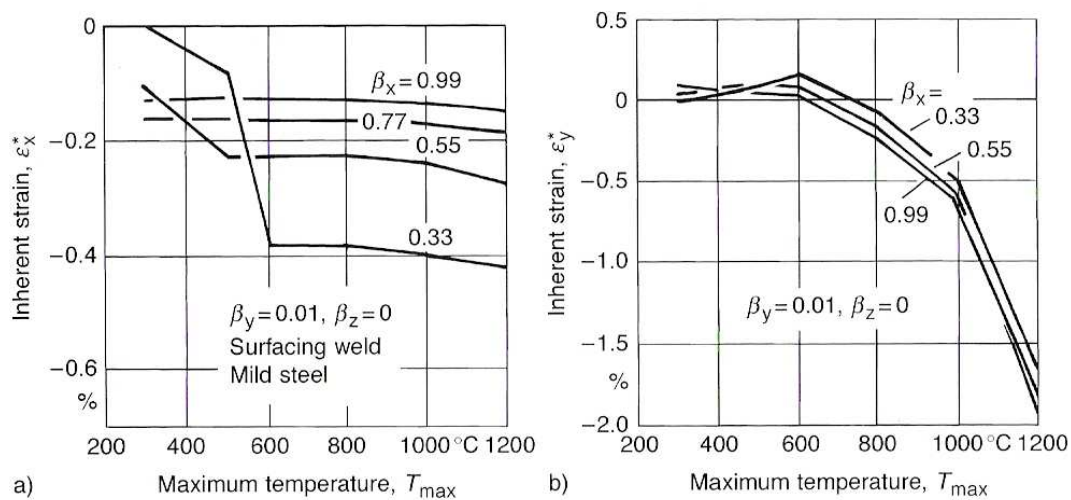


Figura 4.21 Deformación inherente como una función de la temperatura máxima a) Deformación inherente ϵ_x^* (dirección longitudinal de la soldadura) b) Deformación inherente ϵ_y^* (dirección transversal de la soldadura) ¹¹

La deformación inherente ϵ_x^* (en la dirección de la soldadura) principalmente depende del grado de restricción en la dirección de la soldadura expresado por β_x

y es independiente de T_{\max} para $T_{\max} > T_{2x}$ (con $T_{2x} = 2\sigma_Y / \beta_x \alpha E$). La deformación inherente ε_y^* (transversal a la soldadura, con los límites de la lámina sin restricción, $\beta_y = 0.01$) es pequeño para T_{\max} debajo de la mitad de la temperatura de fusión (750°) y cae estrepitosamente sobre esta temperatura independiente del grado de restricción en la dirección de la soldadura expresado por β_x .

Además en la figura 4.22 se muestra la deformación inherente ε_x^* como una función del coeficiente de restricción β_x (con $\beta_y = \beta_z = 0$) usando la temperatura máxima $T_{\max} = 800^\circ\text{C}$ para un acero de bajo contenido de carbono con propiedades del material dependientes de la temperatura en comparación con el mismo acero con valores de el límite de fluencia y módulo elástico independientes de la temperatura.

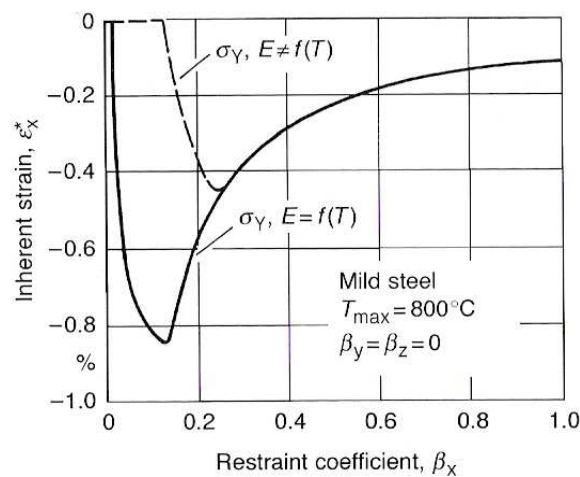


Figura 4.22 Deformación inherente ε_x^* como función del coeficiente de restricción β_x ¹¹

Las curvas no se diferencian para altos grados de restricción, pero existe una mayor diferencia para bajos grados de restricción. Los altos grados de restricción corresponden a esfuerzos residuales longitudinales, y los bajos grados corresponden a esfuerzos residuales transversales.

4.3 FORMULAS EXPERIMENTALES

4.3.1 MODELO DE LA DISTORSIÓN ANGULAR PROPUESTO POR OKERBLOM ¹¹

Para soldadura superficial y soldadura con penetración parcial sin preparación de junta de placas de acero, Okerblom establece la distorsión angular $\Delta\beta$ proporcional al calor neto de ingreso por unidad de longitud de soldadura q/v_w , dividido para el espesor de la placa δ elevado al cuadrado, y multiplicado por la eficiencia de fusión η_m . El factor de proporcionalidad C es igual a la relación entre el espesor de la soldadura y el espesor de la placa a/δ :

$$\Delta\beta = C \eta_m \frac{q}{v_w \delta^2} \quad (4.25)$$

La evaluación numérica fue desarrollada en acero para la sección transversal de la soldadura de forma parabólica como se muestra en la figura 4.23 con $a/\delta \leq 0,6$ y $w_n/\delta \leq 1,5$ introduciendo la eficiencia de fusión $\eta_m = 0,3$.

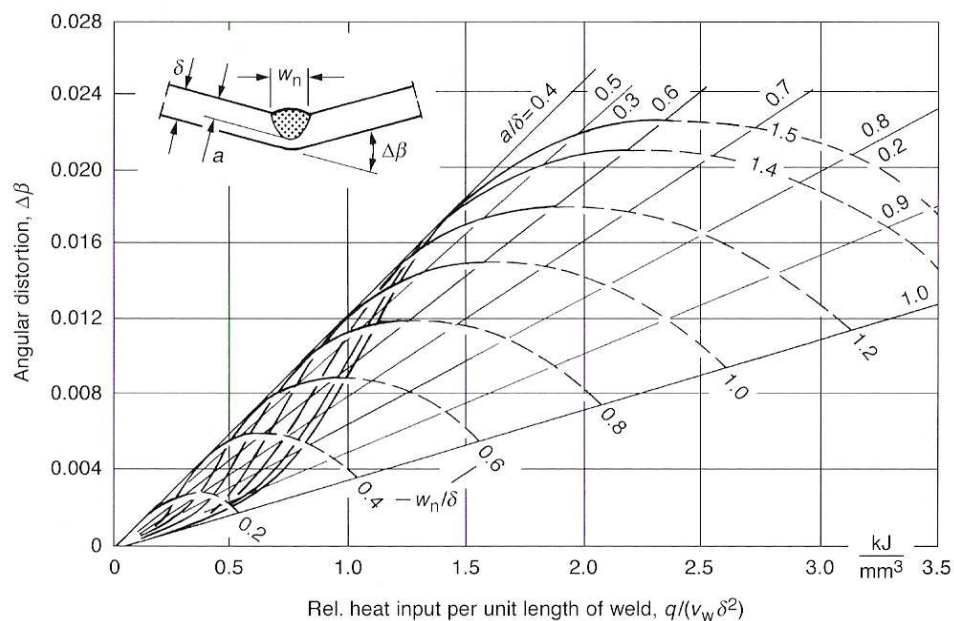


Figura 4.23 Distorsión angular de placas de acero de bajo carbono propuesto por Okerblom ¹¹

Mientras las curvas de la distorsión angular se elevan en rangos considerables, caen nuevamente para valores $a/\delta > 0,6$ a favor de la contracción transversal. La caída de la curva verificada experimentalmente se explica por una gran deformación plástica en la sección transversal restante debajo de la soldadura.

4.3.2 MODELO DE LA DISTORSIÓN ANGULAR PROPUESTO POR KUZ' MINOV

Para soldaduras a tope con un solo pase, con o sin pase de raíz, hechas de acero de baja aleación, la dependencia de la velocidad de soldadura v_w , calor neto de ingreso por unidad de longitud de soldadura, q/v_w , y la profundidad de penetración δ' se muestra en la figura 4.24:

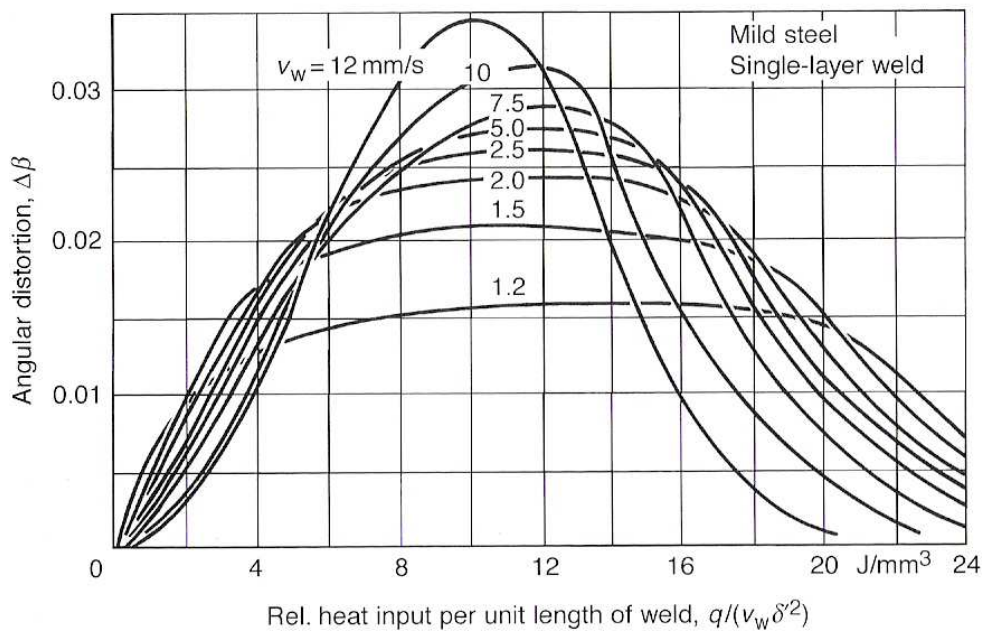


Figura 4.24 Distorsión angular para soldaduras a tope con un solo pase ¹¹

Con varios pases de soldadura, las distorsiones angulares en dos lados de la placa (índices i y j) son restadas la una a la otra de acuerdo con:

$$\Delta\beta = \sum \Delta\beta_i m_i - \sum \Delta\beta_j m_j \quad (4.26)$$

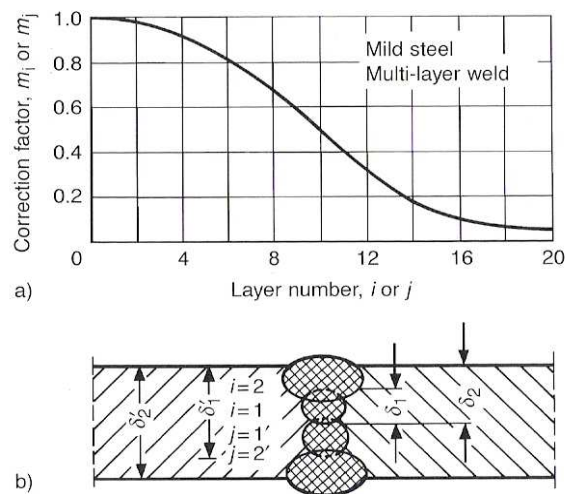


Figura 4.25 Factores de corrección m_i y m_j dependientes del número de capas i y j ¹¹

Los factores de corrección m_i y m_j para el número de capas i y j , respectivamente, deben ser introducidas de acuerdo con la figura 4.25a (m_i y $m_j \approx 1,0$ para los primeros pases de cada lado). El espesor δ_i para $\Delta\beta_i$ y δ_j para $\Delta\beta_j$ deben ser escogidos de acuerdo con el respectivo espesor total de la soldadura depositada. Esto es representado en la figura 4.25b para una soldadura a tope de cuatro pases con una junta en doble-V.

Considerando un solo lado de una soldadura a filete de una junta en T, existen dos tipos de distorsiones:

- Distorsión $\Delta\beta$ a través de la placa
- Distorsión $\Delta\Theta$ por la contracción del cordón de soldadura

Esto está representado a través de figura 4.26 para una soldadura a filete a un solo lado

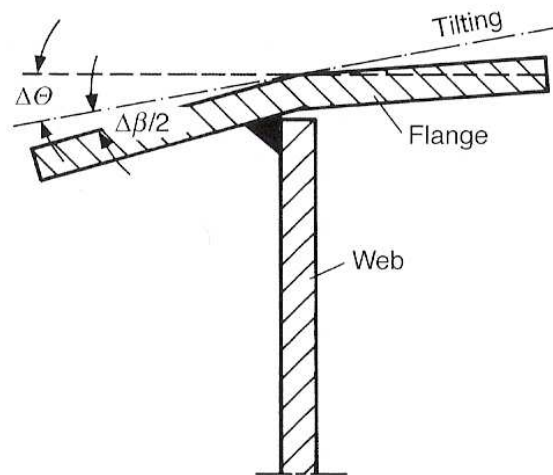


Figura 4.26 Distorsión angular en una junta a filete con el alma fija ¹¹

La distorsión angular $\Delta\beta$ es determinada según la figura 4.24, en donde la fracción de flujo de calor conducido al patín esta dada aproximadamente por la ecuación 4.27:

$$fq_p = \frac{\delta_p}{\delta_p + \delta_a} \quad (4.27)$$

Donde:

fq_p = Fracción de calor conducido al patín

δ_p = Espesor del patín

δ_a = Espesor de alma

El ángulo $\Delta\theta$, el cual es causado por la contracción transversal en el caso de una sección transversal aproximadamente triangular, es en gran parte independiente de la geometría y de los parámetros del proceso cuando la inclinación que se produce no esta restringida $\Delta\theta = 1,15 - 1,38^\circ$. Mientras que cuando esta restringida (con soldadura en los dos lados, la restricción es debido a la soldadura a filete en el lado opuesto de la placa), el ángulo de inclinación es:

$$\Delta\theta_b = k\varepsilon_y \quad (4.28)$$

$$\varepsilon_Y = \frac{\sigma_Y}{E} \quad (4.29)$$

Donde:

- ε_Y = Deformación en el límite elástico
 σ_Y = Esfuerzo de fluencia
 E = Módulo de Young
 k = Factor de inclinación

El factor de inclinación k esta dado según la figura 4.27 con el espesor del patín δ_p , el espesor del alma δ_a y el espesor de la garganta a ($\Delta\theta_b \leq 1,15^\circ$).

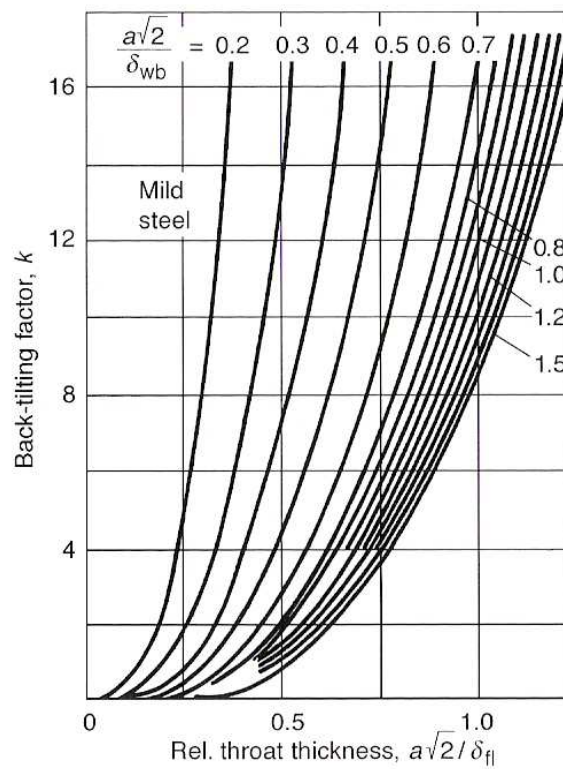


Figura 4.27 Factor de inclinación k ¹¹

4.3.3 MÉTODO ANALÍTICO PARA DETERMINAR LA DISTORSIÓN ANGULAR POR SOLDADURA EN UNA JUNTA A FILETE ²⁶

De manera análoga con el modelo de Kuz' minov, se presenta este método para determinar la distorsión angular en una junta a filete.

Se analiza en forma detallada y con expresiones matemáticas el desarrollo de la distorsión angular en una junta a filete con dos cordones consecutivos.

Por la ejecución del primer cordón se produce deformación angular del patín con relación al alma inmóvil presentándose como la suma de dos tipos de distorsiones.

Distorsión angular por la contracción del cordón de soldadura.- Cuantificada en el ángulo ω_1 como resultado de la contracción de la fibra del cordón de soldadura paralelo a la hipotenusa del triángulo rectángulo formado por la unión de los lados L_r y k como se indica en la figura 4.28.

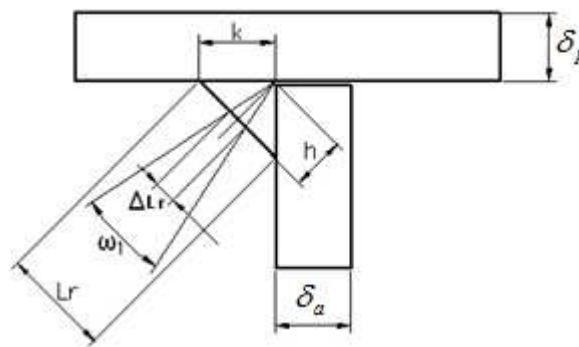


Figura 4.28 Geometría de la contracción del cordón de soldadura

En el proceso de enfriamiento el metal del cordón se contrae libremente sin la formación de esfuerzos, la hipotenusa del cordón de longitud L_r se contrae en una longitud ΔL_r , por esto uno de los lados del triángulo equilátero gira relativamente a otro un ángulo ω_1 , y se puede encontrar la deformación geométrica (Figura. 4.29) es decir el ángulo ω_1 mediante la ecuación 4.30 siendo pequeño e igual a:

$$\omega_1 = \frac{\Delta L_r}{h} = \frac{\alpha \cdot T \cdot L_r}{h} = 2\alpha \cdot T \quad (4.30)$$

Donde $\alpha \cdot T$ es la deformación térmica relativa a la contracción del metal soldado por enfriamiento, en la ecuación 4.30 se observa que el ángulo ω_1 no depende del cateto del cordón, para aceros de bajo carbono $\alpha \cdot T \approx 0,012$ y cuando $\omega_1 = 2 \cdot 0,012 = 0,024 \text{ rad} = 1,37^\circ$ (Vinokurov)

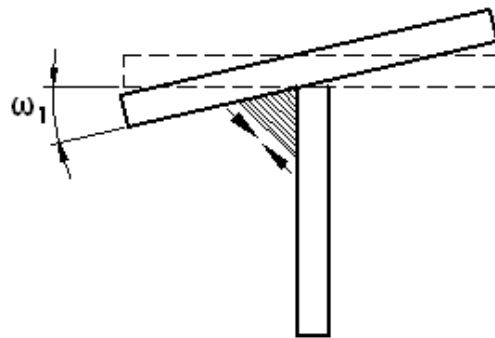


Figura 4.29 Distorsión angular producida por la contracción del cordón de soldadura

Distorsión angular del patín.- Se produce a causa de la profundidad de fusión del cordón que es similar a la distorsión angular de una junta a tope explicada en la sección 3.3.3, la cual es proporcional al ángulo α_1 como se indica en la figura 4.30.

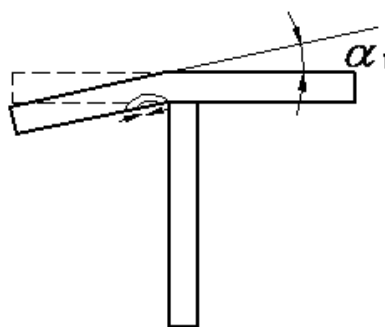


Figura 4.30 Distorsión angular producida por la contracción de una parte del patín

El ángulo de distorsión α_1 que se produce dentro del patín, puede ser encontrado como en el caso de fusión de un cordón en la superficie de una plancha tomando en cuenta solo una parte del calor usado para el proceso de soldadura. La

magnitud del ángulo α_1 puede encontrarse a partir de hipótesis de que el ángulo se produce por contracción del metal base.

La zona de fusión se produce por la aplicación de parte de la energía entregada para realizar el proceso de soldadura $q_{n,p}$, la cual se usa para fundir el metal base en el patín, que se la cuantifica según la teoría de Okerblom, la cual enuncia que el flujo de calor a una determinada placa se lo puede calcular según la proporción del espesor de las placas unidas en la junta, a través de la siguiente ecuación.

$$q_i = \frac{\delta_i}{\sum_{v=1}^n \delta_v} \quad (4.31)$$

Donde:

q_i = Calor entregado a la placa i

δ_i = Espesor de la placa i

δ_v = Espesor de las placas que forman la junta

Para el caso de la soldadura a filete el calor se divide en tres partes dependiendo del espesor de las placas.

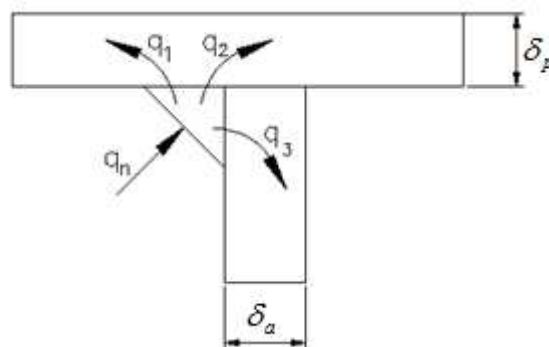


Figura 4.31 Fracción de calor entregado en una junta a filete

Aplicando la ecuación 4.31, el calor entregado al patín para fundir el metal base se lo cuantifica mediante la ecuación 4.32:

$$q_{n.p} = \frac{2\delta_p}{2\delta_p + \delta_a} \cdot \eta_M \cdot q_n \quad (4.32)$$

Donde:

- $q_{n.p}$ = Calor que se usa para fundir el metal base del patín de la junta $\left[\frac{J}{cm} \right]$
- δ_p = Espesor del patín $[cm]$
- δ_a = Espesor del alma $[cm]$
- η_M = Coeficiente que se usa para determinar la porción de calor usado para fundir el metal base, de 0.23 a 0.43
- q_n = Calor total que se usa para realizar el proceso de soldadura, se lo calcula usando la ecuación $q_n = \eta \frac{VI}{v} \left[\frac{J}{cm} \right]$

El valor de la deformación angular se manifiesta como una dependencia lineal según la siguiente ecuación:

$$\alpha_0 = 2,5 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{q_{n.p}}{\delta_p^2} \quad (4.33)$$

La ecuación 4.33 se aplica en el caso de que el cordón se funda al mismo tiempo en toda la longitud de viga, es decir cuando la longitud de la viga L no sobrepase la longitud x_m de la isoterma T_m .

Se puede encontrar la longitud x_m de la isoterma T_m asumiendo el esquema de propagación del calor lineal de una fuente de movimiento rápido en la placa.

$$x_m = \frac{1}{\pi k C_p \rho (\Delta T_m)^2} \left(\frac{q_n}{\sum \delta} \right)^2 v \quad (4.34)$$

Para los aceros de bajo carbono la longitud de la isoterma de 620° C y a partir de la ecuación anterior es igual a:

$$x_m = 4,6 \cdot 10^{-7} \left(\frac{q_n}{2\delta_p + \delta_a} \right)^2 v \quad (4.35)$$

Donde:

$$q_n = \text{Calor neto aplicado a la junta soldada} \left[\frac{J}{cm} \right]$$

$$\delta_p = \text{Espesor del patín} [cm]$$

$$\delta_a = \text{Espesor del alma} [cm]$$

$$v = \text{Velocidad de soldadura} \left[\frac{cm}{s} \right]$$

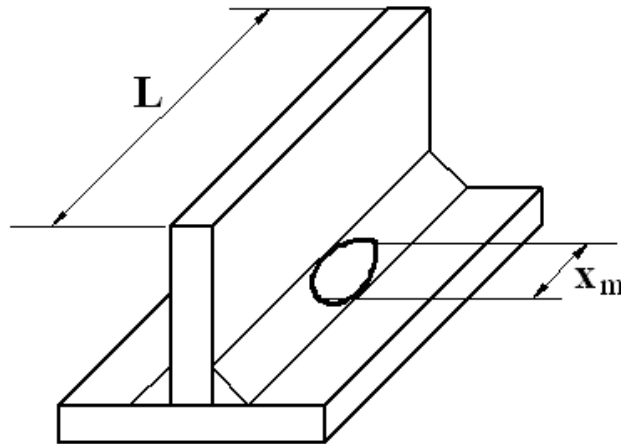


Figura 4.32 Longitud de la isoterma en relación con la longitud de la viga

Si la longitud de la viga es mayor a la longitud de la isoterma la deformación angular es mayor y puede ser determinada por las formulas siguientes:

$$\alpha_1 = \begin{cases} 0,25 \left(\frac{L}{x_m} + 3 \right) \alpha_0 & \text{si } x_m < L < 9x_m \\ 3\alpha_0 & \text{si } L \geq 9x_m \end{cases} \quad (4.36)$$

Después de ejecutado el primer cordón, el patín de la posición inicial 0 – 0 – 0 se cambia a la posición 1 – 0 – 1 (Figura 4.33).

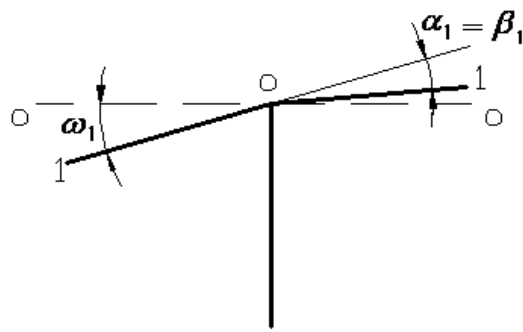


Figura 4.33 Distorsión angular producida por la ejecución del primer cordón de soldadura

Por lo tanto por las formulas 4.33, 4.34, 4.35 y 4.36 se puede encontrar aproximadamente la deformación angular del patín por la ejecución del primer cordón $\beta_1 = \alpha_1$.

CAPÍTULO V

SIMULACIÓN DE LA DISTORSIÓN EN LA SOLDADURA

5.1 SIMULACIÓN DEL PROCESO DE CONTRACCIÓN

Para simular los procesos de contracción en una soldadura a filete se utiliza el modelo propuesto por Murakawa el cual está explicado en la sección 4.2.1.

Para la utilización de este modelo se necesita las temperaturas máximas alcanzadas en cada punto de las placas sometidas a un ciclo térmico de soldadura.

5.1.1 CICLO TÉRMICO

Para obtener las temperaturas máximas en cada punto se utilizo el software COMSOL 3.3, cuyos pasos se describen a continuación.

1. Se utiliza el modulo de transferencia de calor en estado transitorio en una geometría tridimensional.

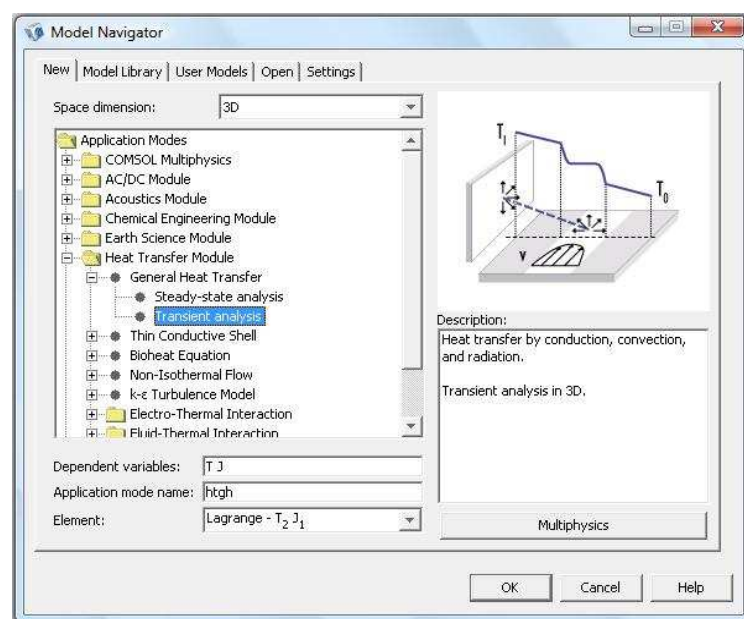


Figura 5.1 Selección del tipo de problema

2. Dibujar el cuerpo para la simulación según el caso que se desea analizar. La geometría que se va a utilizar corresponde a la sección transversal de una junta a filete, la cual está simplificada por simetría como se indica en la figura 5.2.

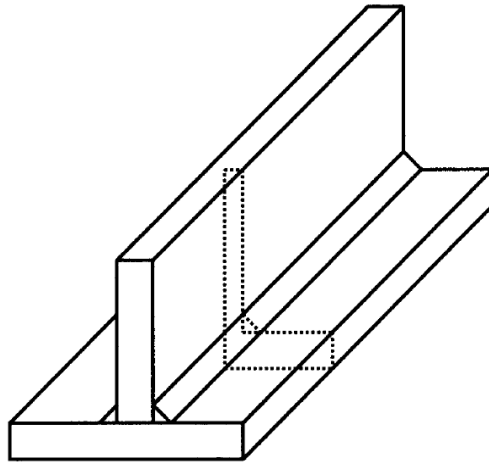


Figura 5.2 Sección de análisis en una junta a filete

A partir de la consideración indicada en la figura 5.2 se procede a dibujar la geometría en el programa la cual posee un espesor unitario, espesor de alma y de patín de 6 mm.

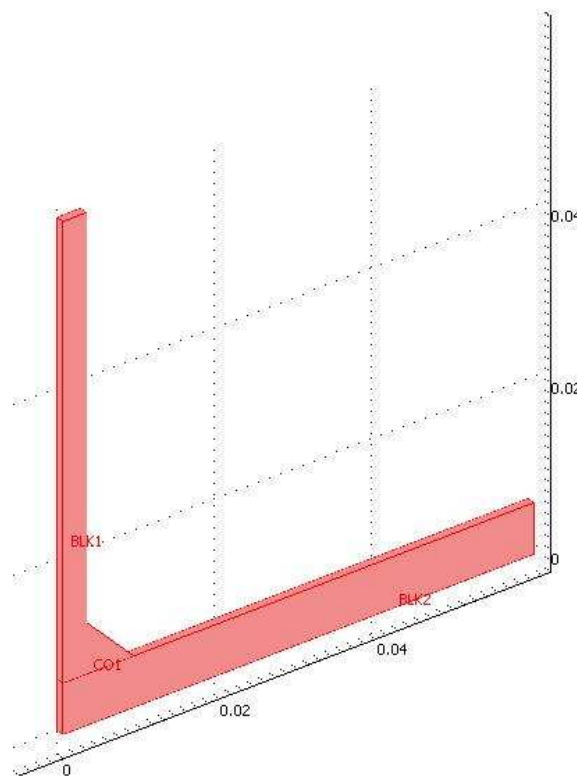


Figura 5.3 Geometría a analizarse térmicamente

3. Definir el material y la temperatura inicial.

Para definir el tipo y propiedades de material, se utiliza la biblioteca incluida en este software, el material seleccionado es un acero estructural.

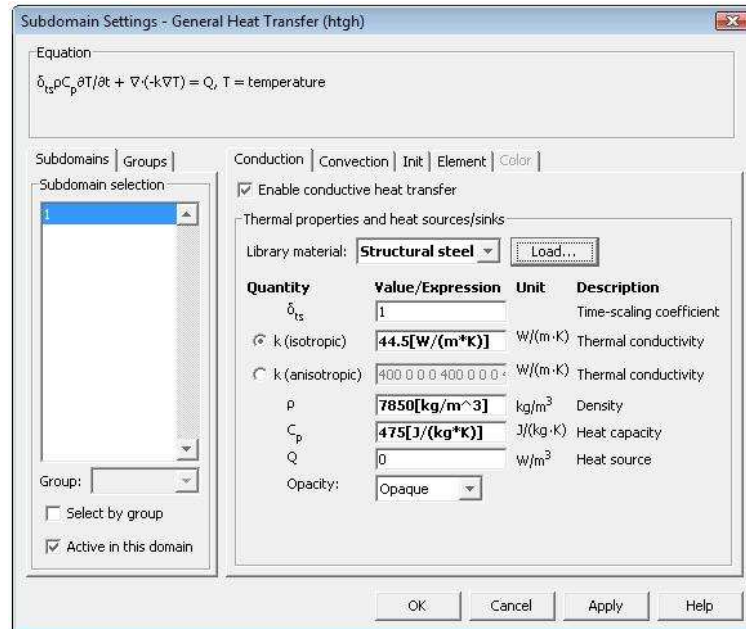


Figura 5.4 Definición del tipo y propiedades del material

En la definición de la temperatura inicial se utiliza el valor de 293,15 K, la cual representa 20°C que es la temperatura ambiente.

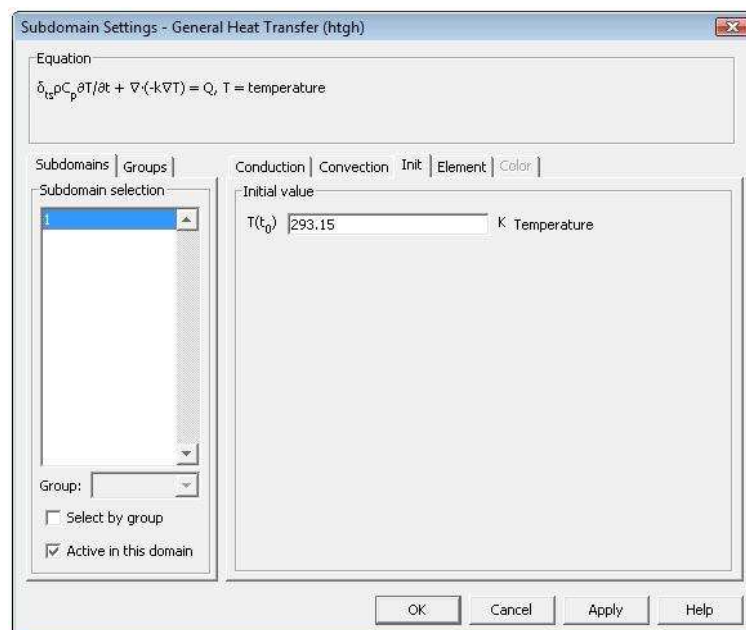


Figura 5.5 Definición de la temperatura inicial del cuerpo

4. Definir la condiciones de frontera

Para las superficies que se indican en la figura 5.6, se utiliza la condición de frontera de pérdidas de calor al ambiente, tanto de convección como de radiación, cuyos coeficientes se indican en la figura 5.7.

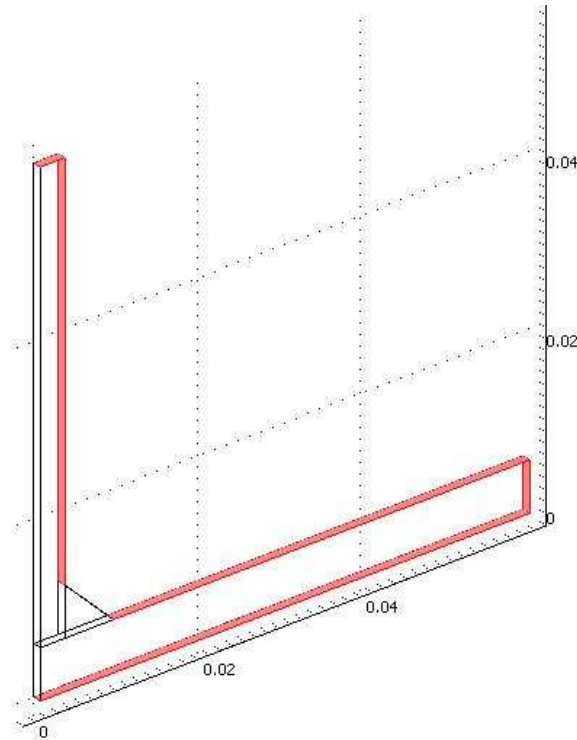


Figura 5.6 Superficies con pérdida de calor al ambiente

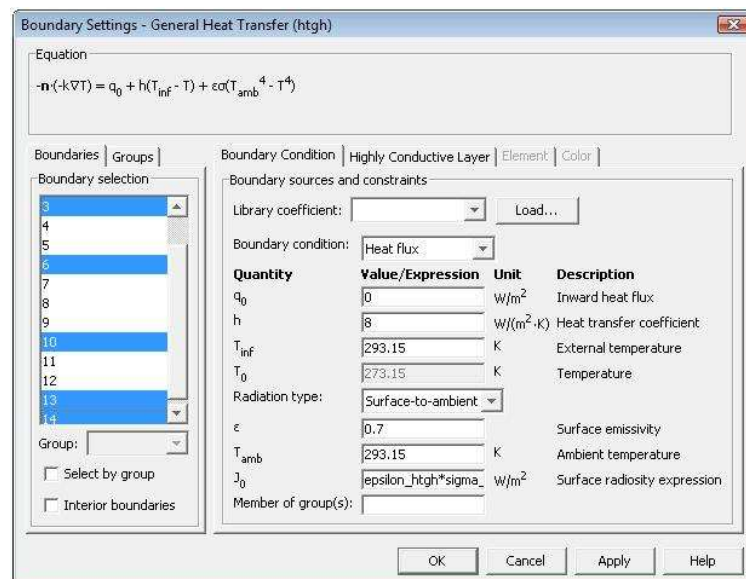


Figura 5.7 Ingreso de la condición de pérdida de calor al ambiente

Para las superficies que se indican en la figura 5.8, se utiliza la condición de frontera de aislamiento.

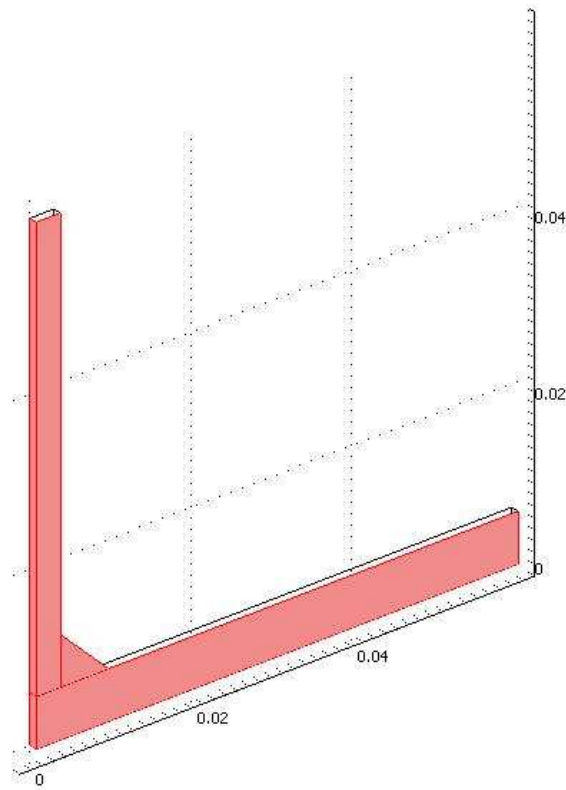


Figura 5.8 Superficies aisladas

En el modelo bidimensional indicado en la figura 5.2, debido al plano de simetría la superficie que se indica en la figura 5.9 también es aislada.

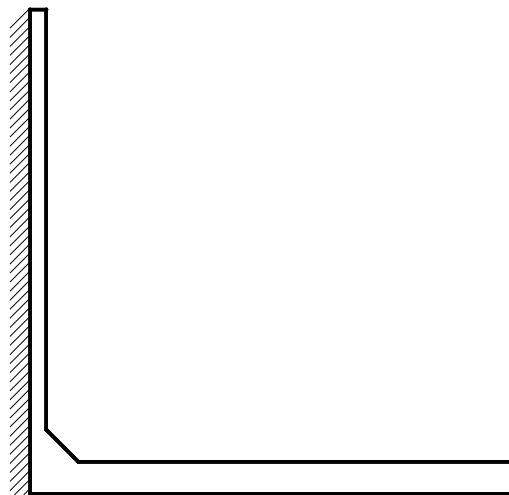


Figura 5.9 Superficie aislada debido a la simetría

Para la superficie que se indica en la figura 5.10 la cual representa el cordón de soldadura, se utiliza la condición de flujo de calor constante, cuyo valor se ingreso de modo que la temperatura máxima en la superficie alcance un valor de aproximadamente 1800°C , con lo cual se garantiza que el metal del cordón se encuentra fundido. Esta condición de flujo de calor se la mantiene en los dos primeros segundos del proceso, luego de esto se produce el enfriamiento.

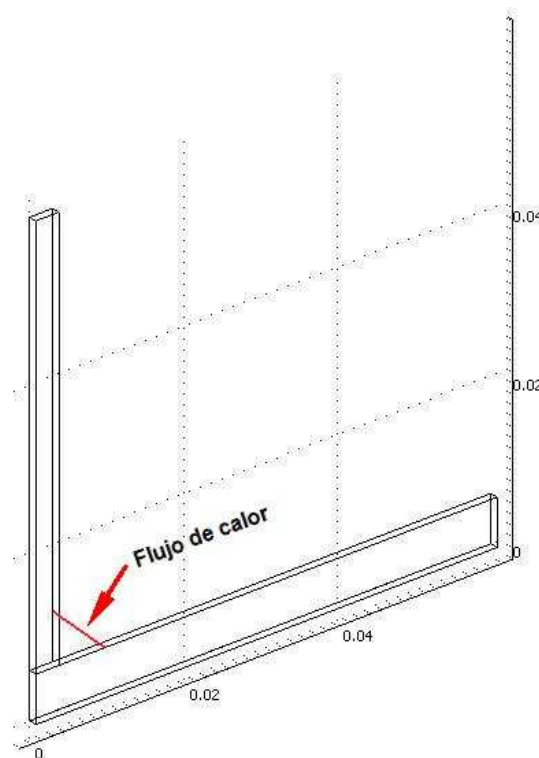


Figura 5.10 Superficie con flujo de calor constante

Con las condiciones anteriormente expuestas se obtienen los resultados de la siguiente manera para el calentamiento figura 5.11 y posterior enfriamiento figura 5.12.

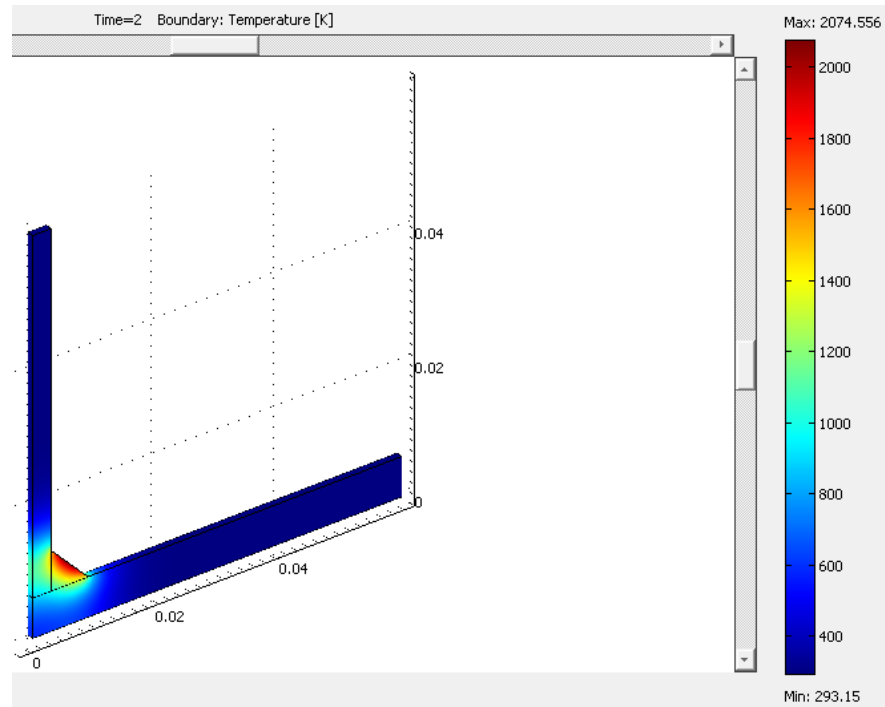


Figura 5.11 Distribución de temperatura después del calentamiento

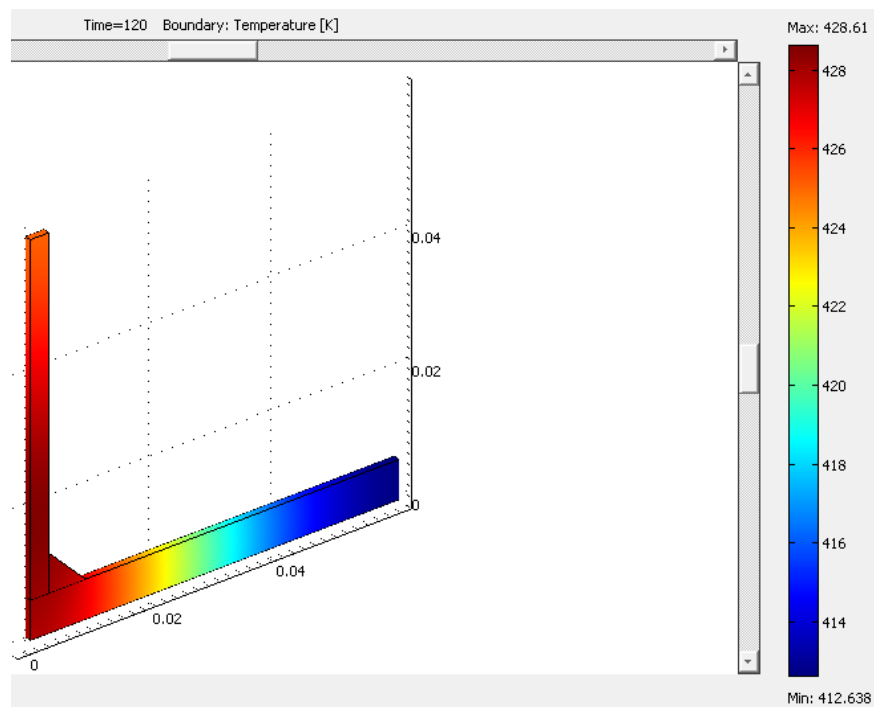


Figura 5.12 Distribución de temperatura después del enfriamiento

A partir de la simulación de temperatura se pueden obtener las curvas de calentamiento y enfriamiento de cualquier punto del cuerpo tal como se indica en la figura 5.13 para el calentamiento y 5.14 para el enfriamiento.

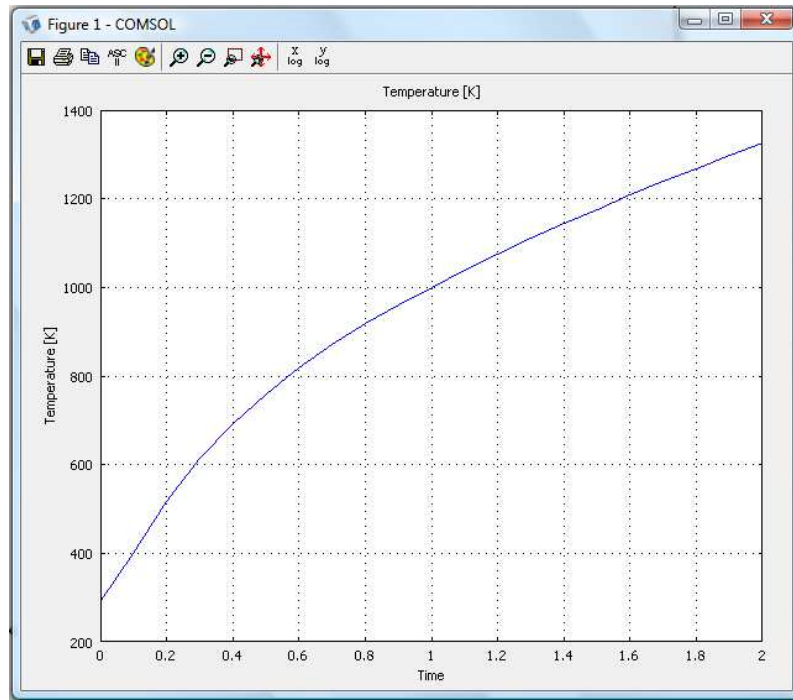


Figura 5.13 Curva de calentamiento

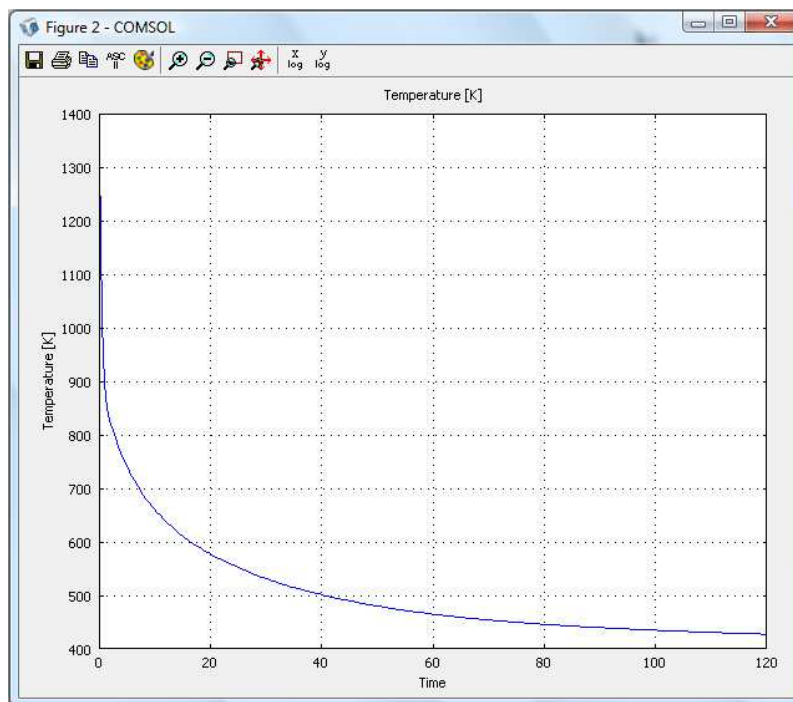


Figura 5.14 Curva de enfriamiento

A partir de cada punto se obtiene un historial de temperaturas el cual se lo debe desplegar en un archivo de Excel.

5.1.2 CONTRACCIÓN HORIZONTAL Y VERTICAL

Para calcular la contracción se debe determinar la temperatura máxima en los puntos que se indican en la figura 5.15 y 5.16, los cuales se encuentran separados una distancia de 0,5 mm. El modelo de Murakawa utiliza elementos lineales de una determinada longitud los cuales han alcanzado una temperatura máxima homogénea dentro de un ciclo térmico.

Para este análisis se determina una temperatura promedio entre dos puntos que se encuentran sobre la misma línea, sea ésta únicamente horizontal o vertical, según el tipo de contracción que se desee analizar. Como se puede observar en la figura 5.15 los puntos 1-1 y 1-2 forman un elemento lineal el cual posee una longitud inicial. Este elemento va a ser sometido a un ciclo térmico de soldadura y por lo tanto su longitud inicial va a disminuir. Este procedimiento se lo realiza para cada elemento lineal cuya temperatura promedio supere los 750°C y para calcular la contracción total se suma la contracción de cada uno de los elementos.

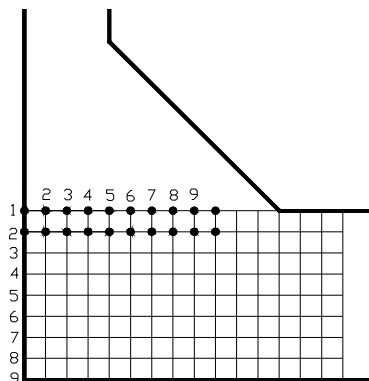


Figura 5.15 Puntos utilizados para el estudio de la contracción del patín

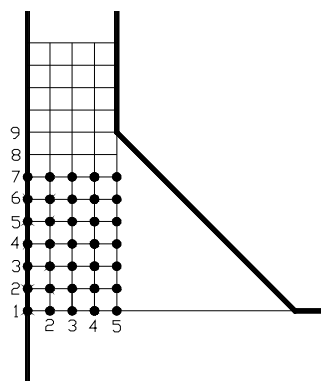


Figura 5.16 Puntos utilizados para el estudio de la contracción del alma

Cada historial de temperatura obtenido de los puntos de la fila 1 para el patín figura 5.15 y para el alma figura 5.16 se los debe colocar en la hoja1 del documento de Excel, el historial de temperatura de los puntos de la fila 2 se los debe colocar en la hoja2 del documento de Excel y así sucesivamente para todas las filas que se desee analizar. Cabe señalar que no se debe cambiar el nombre de las hojas de Excel ya que de otra forma el programa Distorsión_angular no las podría importar.

Para realizar el proceso anteriormente descrito se desarrollo un programa en el lenguaje de programación Visual Basic específicamente en la versión 6.0, a continuación se procede a indicar los pasos para la instalación y posterior utilización del mismo.

Para la instalación se pega la carpeta llamada Distorsión_angular, se da doble click sobre el ícono SETUP y se siguen las instrucciones, tal como se muestra en la figura 5.17

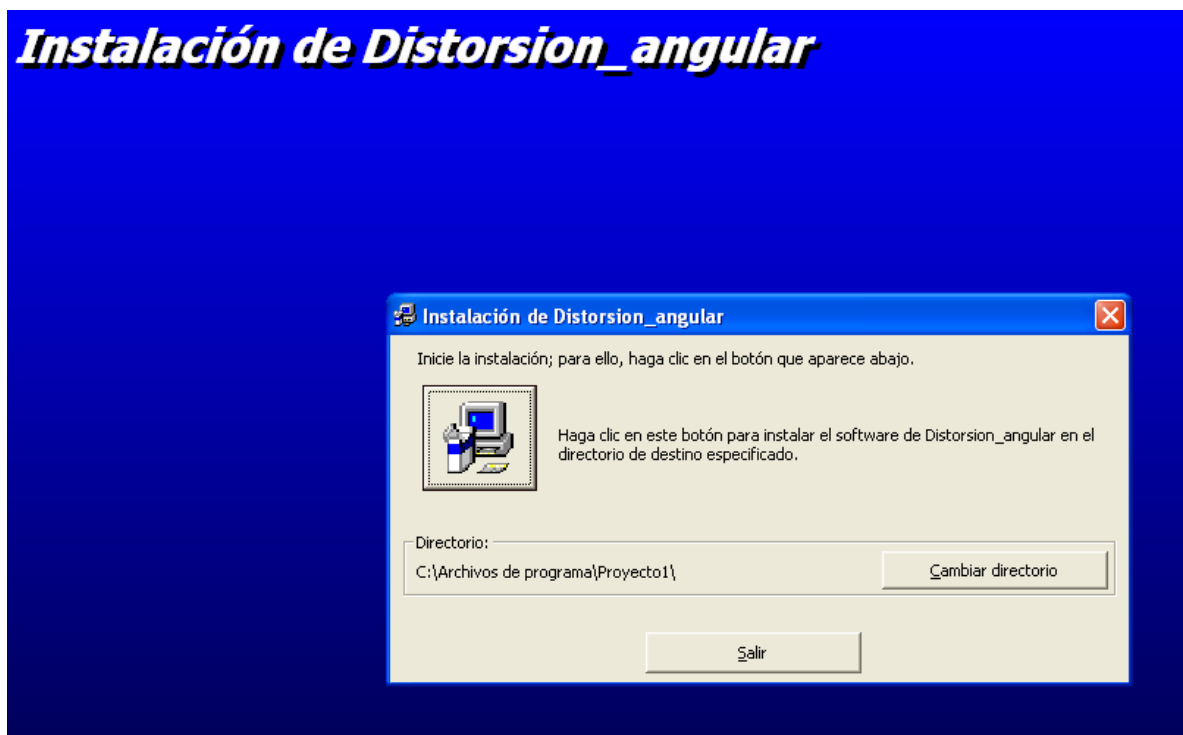


Figura 5.17 Pasos para la instalación del programa

Una vez instalado el programa se procede a abrirlo desde el menú Inicio y aparece en la pantalla una ventana como se muestra en la figura 5.18, en la cual en la parte superior se muestran dos botones indicados en la figura 5.19.

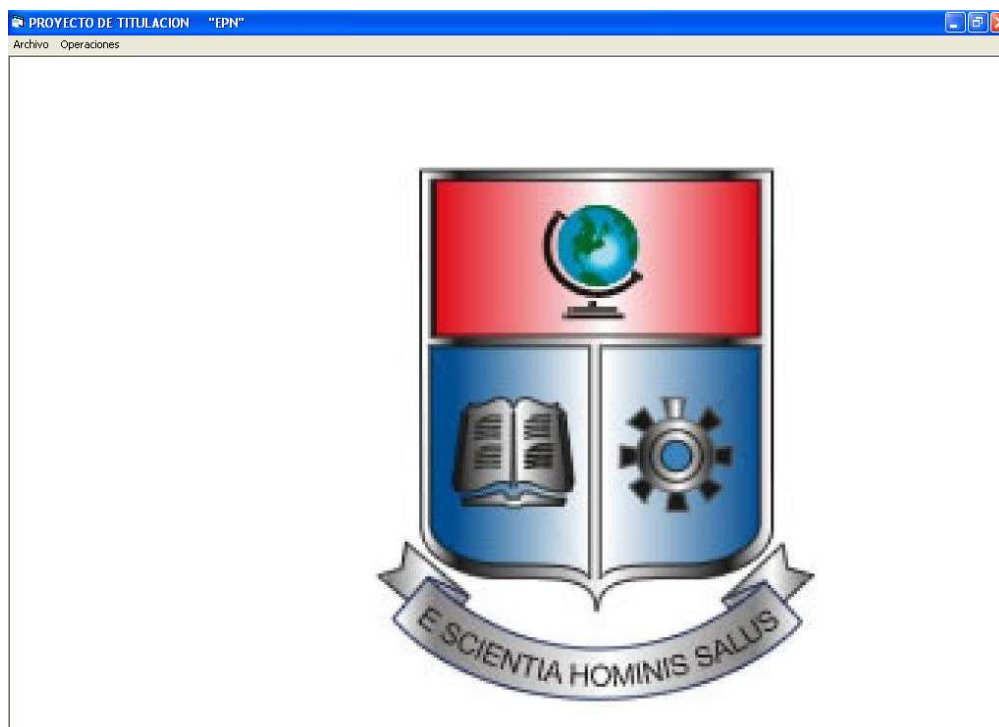


Figura 5.18 Ventana de inicio

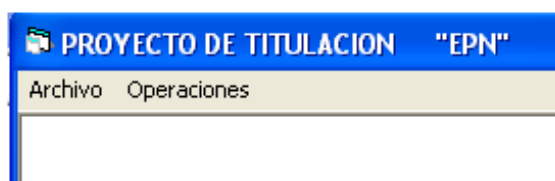


Figura 5.19 Barra de herramientas principal

A partir del botón archivo se puede desplegar la ventana que se indica en la figura 5.21, en la cual se indica la información general del programa, y también permite salir del programa.

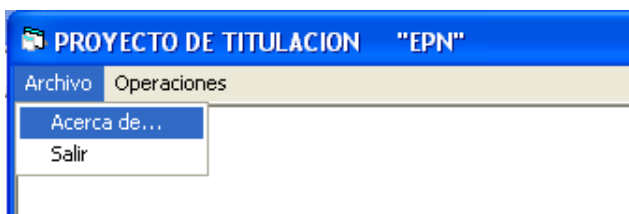


Figura 5.20 Opciones a partir del botón archivo

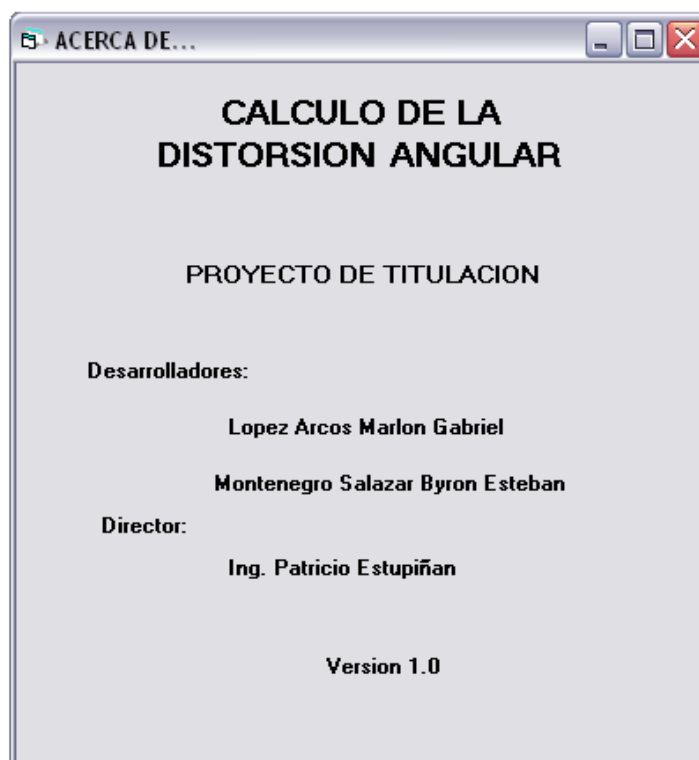


Figura 5.21 Información general del programa

A partir del botón operaciones se despliegan las operaciones que puede realizar el programa.

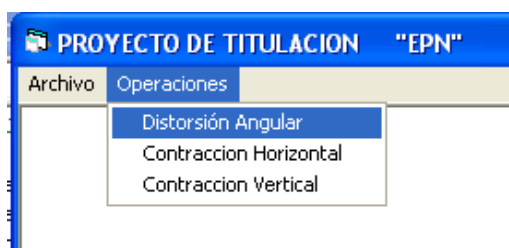


Figura 5.22 Opciones a partir del botón operaciones

Para calcular la contracción tanto horizontal como vertical se despliega las ventanas que se indican en las figuras 5.23 y 5.24, en las cuales se puede importar el historial de temperatura en cada punto a partir de una tabla de Excel, y calcular la contracción automáticamente, ya que el programa encuentra la temperatura máxima de cada punto, la promedia con la temperatura del punto adyacente ya sea horizontal o vertical según la ventana que se haya desplegado y calcula la contracción total en todas las líneas horizontales o verticales según el caso escogido para el análisis.

CONTRACCION HORIZONTAL

TEMPERATURAS MÁXIMAS EN LOS PUNTOS DE ANALISIS

Puntos	1	2	3	4	5	6	7	8
1								
2								
3								
4								
5								
6								
7								
8								

CONTRACCION HORIZONTAL

Puntos	Contr. Horizontal
1	
2	
3	
4	
5	
6	
7	

IMPORTAR TEMPERATURAS

CALCULAR CONTRACCION

Figura 5.23 Ventana para calcular la contracción horizontal

CONTRACCION VERTICAL

TEMPERATURAS MÁXIMAS EN LOS PUNTOS DE ANALISIS

Puntos	1	2	3	4	5	6	7	8
1								
2								
3								
4								
5								
6								
7								
8								

CONTRACCION VERTICAL

Puntos	Contr. Vertical
1	
2	
3	
4	
5	
6	
7	

IMPORTAR TEMPERATURAS

CALCULAR CONTRACCION

Figura 5.24 Ventana para calcular la contracción vertical

En el archivo de Excel los datos de la fila 1 (Figura 5.15, 5.16) se los debe colocar en la hoja1 y así sucesivamente, según las filas que se quiera analizar, ya que en la importación de los datos, la fila 1 de las temperaturas máximas en la ventana del programa Distorsión_angular corresponden a los datos importados de la hoja1

y los datos de la fila 2 de las temperaturas máximas en la ventana del programa Distorsión_angular corresponden a los datos importados de la hoja2 y así sucesivamente.

5.2 SIMULACIÓN DE LA DISTORSIÓN ANGULAR

Para cuantificar el ángulo de distorsión en una junta a filete se aplicó el método explicado en la sección 4.3.3 en el desarrollo de un programa en Visual Basic, el cual permite obtener dicho ángulo ingresando las variables requeridas en las ecuaciones.

A continuación se indica el código utilizado en el programa el cual consta de lo siguiente:

1. Definición de variables.

```
Dim esp_patin, esp_alma, coef_fmb, calor_neto, calor_patin As Double
Dim eficiencia, voltaje, intensidad, velocidad As Double
Dim alfa_cero, longitud_placa, longitud_isoterma, alfa_uno As Double
```

2. Cálculo de la cantidad de calor que ingresa al patín utilizando la ecuación 4.32.

```
'***** CALCULO CALOR PATIN *****
calor_neto = (eficiencia * voltaje * intensidad) / velocidad
coef_fmb = 0.35
calor_patin = (2 * esp_patin / (2 * esp_patin + esp_alma)) * calor_neto * coef_fmb
```

3. Cálculo del ángulo de distorsión cuando la longitud de la viga es menor que la longitud de la isoterma de 620°C utilizando la ecuación 4.33.

```
'***** CALCULO ALFA CERO *****
alfa_cero = (2.5 * 0.000001 * calor_patin) / (esp_patin ^ 2) * 180 / 3.141592654
```


4. Cálculo de la longitud de la isoterma de 620°C utilizando la ecuación 4.35.

```

***** CALCULO LONGITUD ISOTERMA *****
longitud_isoterma = 4.6 * 0.0000001 * ((calor_netos / (2 * esp_patin + esp_alma)) ^ 2) *
velocidad

```

5. Cálculo del ángulo de distorsión cuando la longitud de la viga es mayor que la longitud de la isoterma de 620°C según las condiciones indicadas en la ecuación 4.36.

```

***** CALCULO ALFA UNO *****
If (longitud_placa > longitud_isoterma And longitud_placa < (9 * longitud_isoterma))
Then
    alfa_uno = 0.25 * ((longitud_placa / longitud_isoterma) + 3) * alfa_cero
    'alfa_uno = alfa_uno * 180 / 3.141592654
Else
    If (longitud_placa >= (9 * longitud_isoterma)) Then
        alfa_uno = 3 * alfa_cero
    Else
        If (longitud_placa < longitud_isoterma) Then
            alfa_uno = alfa_cero
        End If
    End If
End If

```

6. Cálculo del ángulo de distorsión total producido por la contracción del cordón de soldadura y del patín.

```
Text1.Text = alfa_uno + 1.37
```

```
End Sub
```

El programa se abre desde el botón operaciones del programa Distorsión_angular (Figura 5.22), y aparece la ventana que se indica en la figura 5.25.

En ésta ventana se ingresa los parámetros de soldadura, el espesor y la longitud de las placas soldadas, y con el botón calcular que se encuentra en parte inferior se obtiene el ángulo de distorsión total.

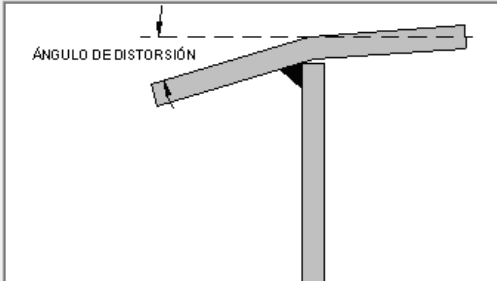
DISTORSION ANGULAR - CALCULOS

Datos a ingresar para el proceso

Ingrese el voltaje (V): Intensidad (A): Velocidad de soldadura (cm/s):

Eficiencia del proceso (n): Espesor Alma[cm]: Espesor Patin[cm]:

Longitud de la Placa [cm]:



Resultados

Angulo de distorsión:

CALCULAR

Figura 5.25 Ventana para calcular la distorsión angular

CAPÍTULO VI

RESULTADOS DE LAS SIMULACIONES

6.1 CONTRACCIÓN

El análisis de la contracción se lo realizó utilizando el procedimiento explicado en el capítulo V, para dos tipos de juntas a filete las cuales se indican en la figura 6.1.

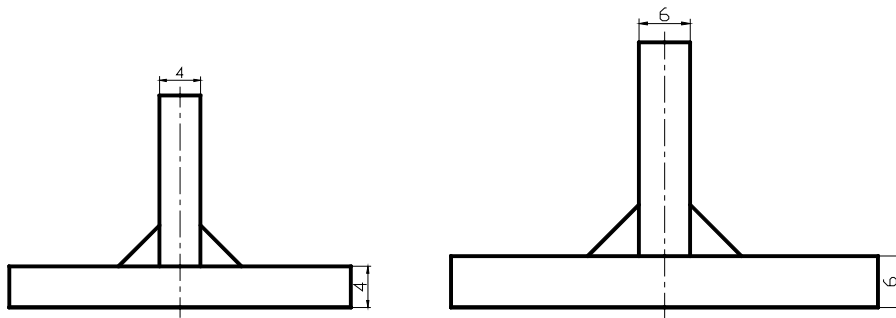


Figura 6.1 Tamaño de las juntas a analizar

Se considera que la longitud de la pierna es igual al espesor de las placas ya que ambas poseen el mismo espesor, además el factor de restricción β se lo toma igual a 0,01, ya que las placas no tienen ningún tipo de restricción externa.

6.1.1 ANÁLISIS DE LA JUNTA CON ESPESOR DE 4mm

6.1.1.1 CONTRACCIÓN DEL PATÍN

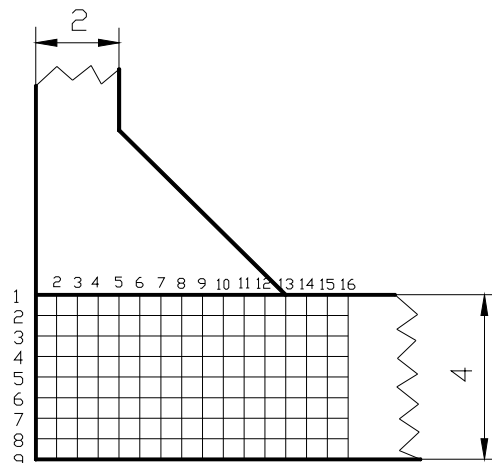


Figura 6.2 Puntos de análisis de la contracción del patín de espesor de 4 mm

Los resultados de la contracción horizontal del patín se indican en la figura 6.3 y los de la contracción vertical se indican en la figura 6.4

CONTRACCION HORIZONTAL

Puntos	Contr. Horizontal
1	-0.808007804604
2	-0.756618946677
3	-0.763273697472
4	-0.70795257275655
5	-0.6506097132645
6	-0.5918460401205
7	-0.5334026320755
8	-0.5932002942756
9	-0.533535608034
10	
11	
12	
13	
14	

Figura 6.3 Contracción horizontal del patín en mm

CONTRACCION VERTICAL

Puntos	Contr. Vertical
1	-0.469986449724
2	-0.470029178718
3	-0.4701380029335
4	-0.470299235967
5	-0.470407377924
6	-0.470520929439
7	-0.4707742767255
8	-0.4710614704785
9	-0.4714996938795
10	-0.472377378033
11	-0.293613392952
12	-0.2351373269355
13	-0.17710926625755
14	-0.0594938758095
15	0
16	
17	

Figura 6.4 Contracción vertical del patín en mm

Se observa que la contracción horizontal del patín es mayor que la vertical.

6.1.1.2 CONTRACCIÓN DEL ALMA

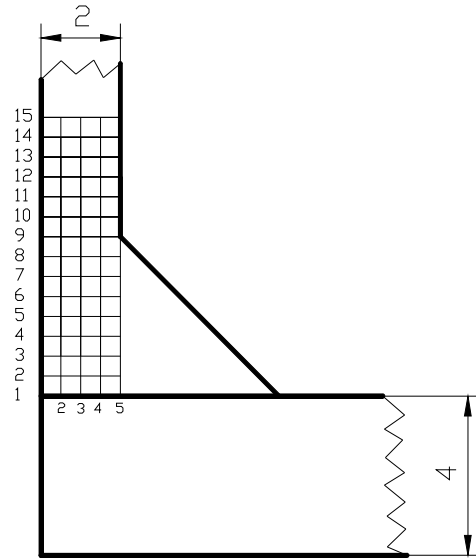


Figura 6.5 Puntos de análisis de la contracción del alma de espesor de 4 mm

Los resultados de la contracción horizontal del alma se indican en la figura 6.6 y los de la contracción vertical se indican en la figura 6.7

CONTRACCIÓN HORIZONTAL	
Puntos	Contr. Horizontal
1	-0.2326247466345
2	-0.2311682609115
3	-0.229741828173
4	-0.228475336716
5	-0.2274241925835
6	-0.226780253865
7	-0.2267911724265
8	-0.227663418609
9	-0.2295340657335
10	-0.232645326309
11	-0.2354101693515
12	-0.2379000476655
13	0
14	0
15	0

Figura 6.6 Contracción horizontal del alma en mm

Puntos	Contr. Vertical
1	-0.6967724946435
2	-0.695891857617
3	-0.6936164860185
4	-0.689746621212
5	-0.684016287372
6	

Figura 6.7 Contracción horizontal del patín en mm

Se observa que la contracción horizontal del alma es menor que la vertical. La contracción del patín es mayor que la contracción del alma ya que una mayor cantidad de calor se transfiere al patín.

6.1.2 ANÁLISIS DE LA JUNTA CON ESPESOR DE 6mm

6.1.2.1 CONTRACCIÓN DEL PATÍN

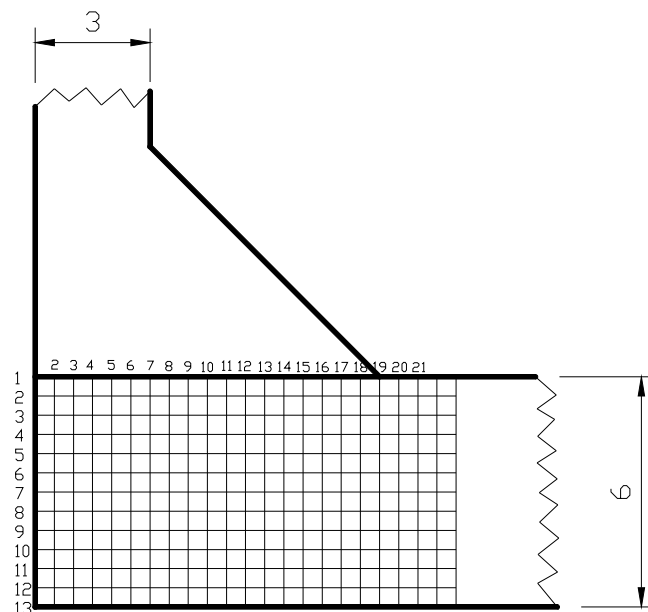


Figura 6.8 Puntos de análisis de la contracción del patín de espesor de 6 mm

Los resultados de la contracción horizontal del patín se indican en la figura 6.9 y los de la contracción vertical se indican en la figura 6.10.

Puntos	Contr. Horizontal
1	-0.82177391949345
2	-0.59148311231295
3	-0.3580430068611
4	0
5	0
6	

Figura 6.9 Contracción horizontal del patín en mm

Puntos	Contr. Vertical
8	0
9	-0.05973311891745
10	-0.059466174174
11	-0.11895130692225
12	-0.1184652403605
13	-0.1180238152995
14	-0.1176525849015
15	-0.117394288209
16	-0.1172817411975
17	-0.1173866530815
18	-0.1181182841586
19	-0.059227799499
20	0

Figura 6.10 Contracción vertical del patín en mm

Se observa que la contracción horizontal del patín es mayor que la vertical.

6.1.2.2 CONTRACCIÓN DEL ALMA

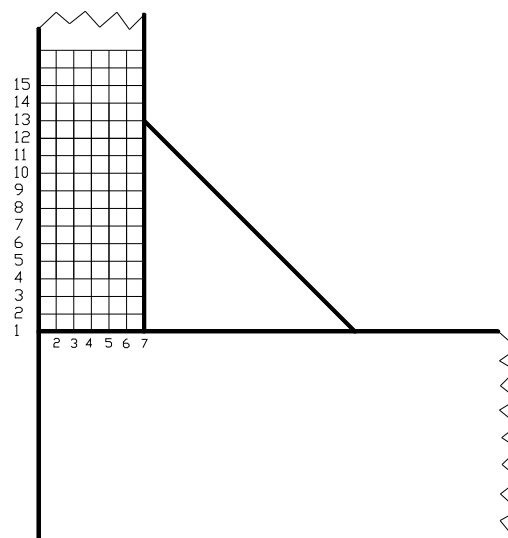


Figura 6.11 Puntos de análisis de la contracción del alma de espesor de 6 mm

Los resultados de la contracción horizontal del alma se indican en la figura 6.12 y los de la contracción vertical se indican en la figura 6.13

CONTRACCION VERTICAL

Puntos	Contr. Vertical
1	-0.6538648348881
2	-0.6535906508934
3	-0.6524017856235
4	-0.7097906500245
5	-0.7656480876825
6	-0.81935508961845
7	-0.811305545589
8	
9	
10	
11	
12	
13	

Figura 6.12 Contracción vertical del alma en mm

CONTRACCION HORIZONTAL

Puntos	Contr. Horizontal
1	-0.05987026153845
2	-0.2988149288454
3	-0.357392528163
4	-0.356041263402
5	-0.3547145699955
6	-0.353457323505
7	-0.3523106091285
8	-0.3513721055625
9	-0.3508172474895
10	-0.3506929454655
11	-0.351165097107
12	-0.352698591762
13	-0.35513011116
14	-0.1782427170645
15	0

Figura 6.13 Contracción horizontal del alma en mm

Se observa que la contracción horizontal del alma es menor que la vertical. La contracción del patín es mayor que la contracción del alma ya que una mayor cantidad de calor se transfiere al patín.

6.2 DISTORSIÓN ANGULAR

A partir del programa indicado en la sección 5.2 se introdujo los datos que se encuentran en la figura 6.14 y a partir de estos se obtuvo la distorsión angular que se indica en la misma figura.

The screenshot shows a software application window titled "DISTORSION ANGULAR - CALCULOS". The window is divided into several sections:

- Datos a ingresar para el proceso:** This section contains input fields for the following parameters:
 - Ingrese el voltaje (V): 22
 - Intensidad (A): 130
 - Velocidad de soldadura (cm/s): 0.5
 - Eficiencia del proceso (n): 0.9
 - Espesor Alma[cm]: 0.6
 - Espesor Patin[cm]: 0.6
 - Longitud de la Placa [cm]: 10
- Diagrama:** A diagram of a T-joint is shown, illustrating the angular distortion. The angle is labeled "ÁNGULO DE DISTORSIÓN".
- Resultados:** This section displays the calculated result: "Angulo de distorsión: 2.35006321593688".
- Botón:** A button labeled "CALCULAR" is located at the bottom of the window.

Figura 6.14 Cálculo de la distorsión angular

CAPÍTULO VII

CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

7.1 CONCLUSIONES

- Se ha logrado desarrollar un programa propio que cuantifica las distorsiones originadas en el proceso de soldadura.
- Se ha realizado un estudio teórico detallado de los esfuerzos y distorsiones durante el proceso de soldadura, el cual permite conocer como se producen y sus métodos de atenuación.
- La aplicación de este estudio se presenta en especial hacia grandes estructuras que están ensambladas mediante módulos, como edificios, torres, puentes, barcos, etc.
- Se puede predecir la distorsión acumulada a lo largo de una estructura como viga o columna y por lo mismo contrarrestar con el proceso de soldadura, el espaciamiento, y el orden a ser ejecutados los cordones de soldadura.
- Las distorsiones son inevitables durante la soldadura por arco, debido a las altas temperaturas involucradas en estos procesos y a una distribución no homogénea de las mismas.
- La dificultad de la aplicación del programa Distorsión_angular es la obtención del historial de temperatura lo cual resulta un proceso tedioso ya que se lo realiza a partir del software COMSOL punto por punto, por lo que demora la obtención de resultados.

7.2 RECOMENDACIONES

- Para minimizar las distorsiones se puede restringir el movimiento de las placas soldadas, pero este procedimiento no es recomendable por que se originan elevados esfuerzos residuales que pueden causar la falla del elemento soldado.
- Predecir las distorsiones en base a modelos termomecánicos resulta una tarea sumamente complicada y extensa la cual es muy poco usada en el campo industrial, por ello se desarrolló un programa en Visual Basic basado en el modelo de Murakawa el cual simplifica los cálculos y provee resultados aceptables.
- Para futuros estudios se recomienda usar programas de elementos finitos en los cuales se pueda generalizar un código de programación, para generar la solución de la distorsión directamente sin la necesidad de importar datos de otros programas.

BIBLIOGRAFÍA

1. ASKELAND, Donald; Ciencia e Ingeniería de los Materiales; Ed. International Thomson Publishing; México D.F.; 1998.
2. BIRK – SORENSEN, Martin; Simulation of Welding Distortions in Ship Section, Industrial PhD Thesis; Department of Naval Architecture and Offshore Engineering Technical University of Denmark; Lyngby; 1999.
3. CHENG, Wentao; In-Plane Shrinkage Strains and their Effects on Welding Distortion in Thin-Wall Structures; The Ohio State University; Ohio; 2005.
4. GARCÍA, Antonio; El Método de la Proyección θ en el Estudio de la Termofluencia; Anales de Mecánica y Electricidad. (http://www.ica.es/publicaciones/anales_get.php?id=791).
5. GATOVSKIY K.V, KARXIN V.A; Teoria de Esfuerzos y Deformaciones de Soldaduras; Instituto de Construcción Naval de Leningrado; Leningrado; 1980.
6. GONZÁLEZ, Jorge Luis; Metalurgia Mecánica; Ed. Limusa; México; 2005.
7. GOLDAK, John; AKHLAGHI, Mehdi; Computational Welding Mechanics; Ed. Springer; New York; 2005.
8. INCROPERA, Frank; DEWITT, David; Fundamentos de Transferencia de Calor; Ed. Prentice Hall; México; 1999.
9. P. J., Withers; Residual Stress and its Role in Failure; University of Manchester; Manchester ;2007.
10. PILIPENKO, Artem; Computer Simulation of Residual Stress and Distortion of Thick Plates in Multi-Electrode Submerged Arc Welding. Their Mitigation

Techniques; Department of Machine Design and Materials Technology Norwegian University of Science and Technology; Trondheim; 2001.

11. RADAJ, Dieter; Welding Residual Stress and Distortion; Ed. DVS Verlag; Düsseldorf; 2003.
12. SHAH, Mohammad; Structural Integrity and Fatigue Crack Propagation Life Assessment of Welded and Weld – Repaired Structures PhD Thesis; Louisiana State University; December 2005.
13. SMITH, William; Fundamentos de la Ciencia e Ingeniería de Materiales; Ed. McGraw – Hill; Madrid; 1999.
14. SŁUŻALEC, Andrzej; Theory of Thermomechanical Processes in Welding; Ed. Springer; Dordrecht; 2005.
15. VERGARA, Fernando; MARTÍNEZ Norma; Apuntes de Ciencia de Materiales II; Instituto Politécnico Nacional, Escuela Superior de Ingeniería Mecánica y Eléctrica, Unidad Profesional Azcapotzalco; Azcapotzalco; México; Enero 2008.
16. <http://books.google.com.ec/books?id=06rrtvkTTd8C&printsec=copyright&dq=Fractura+de+materiales#PPA220,M1>
17. <http://webdelprofesor.ula.ve/arquitectura/jorgem/principal/guias/esfdef.pdf>
18. <http://www.ensped.utt.fr/aboutprestress/definition.htm>
19. http://www.emc.uji.es/d/mecapedia/criterio_de_Tresca.htm
20. http://www.emc.uji.es/d/mecapedia/criterio_de_Von_Mises.htm
21. <http://www.lincolnelectric.com/knowledge/articles/content/distortion.asp>

22. <http://www.pcpages.com/cmiitopics/Fatiga%20y%20termofluencia-1.pdf>
23. <http://www.twiprofessional.com/professional/protected/index.jsp>
24. <http://members.fortunecity.com/ginermendocilla/Int.htm>
25. <http://www.ansys.com/events/proceedings/2002/PAPERS/57.pdf>
26. CARXIN V. A.; Teoría de Esfuerzos y Deformaciones de Soldaduras, Demostración y Ejecución de Laboratorios, Trabajo de Laboratorio 6 Condiciones de Deformación por Soldadura de una Unión en T; Instituto Politécnico de Leningrado; Leningrado; 1988.

ANEXOS

ANEXO I

A continuación se presenta el código del programa Distorsión_angular en el lenguaje de programación Visual Basic.

```

Private Sub cmd_ejecutar_Click()
    Dim contr_unit As Double
    Dim contadorx, contadory, tamano, ncadena As Integer
    Dim epsilon, beta, alfa, l, tmax As Double
    Dim stnumero1, stnumero2, caracter As String

    epsilon = 0.001353
    beta = 0.01
    alfa = 0.000014
    l = 0.5

    For contadory = 1 To 39
        contadorx = 2
        contr_unit = 0
        If malla.TextMatrix(contadory, contadorx) <> "" Then
            For contadorx = 2 To 39
                If malla.TextMatrix(contadory, contadorx) <> "" Then
                    tamano = Len(malla.TextMatrix(contadory, contadorx))
                    For ncadena = 1 To tamano
                        caracter = Mid(malla.TextMatrix(contadory, contadorx), ncadena, 1)
                        If caracter = "," Then
                            caracter = "."
                        End If
                        stnumero1 = stnumero1 + caracter
                    Next ncadena

                    tamano = Len(malla.TextMatrix(contadory, contadorx - 1))
                    For ncadena = 1 To tamano
                        caracter = Mid(malla.TextMatrix(contadory, contadorx - 1), ncadena, 1)
                        stnumero2 = stnumero2 + caracter
                    Next ncadena
                    tmax = (Val(stnumero1) + Val(stnumero2)) / 2
                    stnumero1 = ""
                    stnumero2 = ""

                    If ((tmax >= 1023) And (tmax < 1773)) Then
                        contr_unit = contr_unit + (-((1 / beta) - 1) * ((-1 * beta * alfa * tmax) +
epsilon) * 1)
                    Else
                        If (tmax >= 1773) Then

```



```

        contr_unit = contr_unit + ((-1 / beta) - 1) * epsilon * 1)
    End If
End If
Else
    contadorx = 40
End If
Next contadorx
malla2.TextMatrix(contadory, 1) = contr_unit

Else
    contadory = 40
End If
Next contadory

End Sub

Private Sub Command1_Click()
    Dim direcc As String

    Unload Me
    Form_Contraccion_Patin.Show
    direcc = Importacion()
    If direcc <> "" Then
        Call func_contraccion_patin(direcc)
        cmd_ejecutar.Enabled = True
    End If
End Sub

Function Importacion() As String
On Error GoTo ImportError
    CD.CancelError = True
    CD.Flags = cdlOFNHideReadOnly
    CD.Filter = ".xls|*.xls"
    CD.DialogTitle = "Escoja el archivo de excel a importar"
    CD.ShowOpen
    Importacion = CD.FileName

ImportError:
    If Importacion = "" Then
        MsgBox ("no se ha escogido archivo")
    End If

End Function

Private Sub func_contraccion_patin(direccion As String)
    Dim app As Excel.Application
    Dim wrk As Excel.Workbooks

```

```

Dim wrkbk As Excel.Workbook
Dim wrkshs As Excel.Worksheets
Dim wrksh As Excel.Worksheet

Dim bandera As Double
Dim i, fila, j As Integer
Dim celda, caracter, hoja, charaux As String
Dim nfila, nhoja As Integer
Dim vector(15), maximo As Double

Set app = New Excel.Application

Set wrkbk = app.Workbooks.Open("" & direccion)

nhoja = 1
hoja = "Hoja" & nhoja
app.Sheets(hoja).Select
nfila = 0

While ((app.Range("A1").Value) <> "")
    nfila = nfila + 1
    bandera = 0
    fila = 65
    charaux = accion_bandera(bandera)
    caracter = charaux & Chr(fila)
    celda = "" & caracter & "1"
    j = 0
    While ((app.Range(celda).Value) <> "")
        maximo = 0
        For i = 1 To 10
            celda = "" & caracter & i
            If maximo < app.Range(celda).Value Then
                maximo = app.Range(celda).Value
            End If
        Next i

        j = j + 1
        malla.TextMatrix(nfila, j) = maximo
        fila = fila + 1
        If fila > 90 Then
            bandera = bandera + 1
            fila = 65
            charaux = accion_bandera(bandera)
            caracter = charaux & Chr(fila)
            celda = "" & caracter & "1"
        Else
            caracter = charaux & Chr(fila)
            celda = "" & caracter & "1"
        End If
    End While
End While

```

```

Wend
nhoja = nhoja + 1
hoja = "Hoja" & nhoja
app.Sheets(hoja).Select
On Error GoTo AtrapaErr

```

```
Wend
```

```
AtrapaErr:
```

```

wrkbk.Close SaveChanges:=False
app.Quit
Set wrksh = Nothing
Set wrkbk = Nothing
Set app = Nothing
Set wrk = Nothing
Set wrkshs = Nothing
Set wrksh = Nothing
Call ActualizarObjetosWMI
MsgBox ("Los datos de han importado correctamente")
End Sub

```

```

Public Function ActualizarObjetosWMI()
Dim nom_proceso As String
Dim codigo As Long
Dim i As Integer
Dim proceso
Set objWMIService = GetObject("winmgmts:\\")
Set colItems = objWMIService.ExecQuery("Select * from Win32_Process ")
Set colProcesos = Nothing
Set colEjecutable = Nothing
'Meto todo en una colección con index = processid, para hacer mucho más rápida la
búsqueda
i = 0
For Each proceso In colItems

    If proceso.Caption = "EXCEL.EXE" Then
        i = i + 1
        nom_proceso = proceso.Caption
        codigo = Val(proceso.processid)
        Call Matar(codigo)
    End If
Next
End Function

```

```

Public Function Matar(PID As Long)
Dim objitem
Set objWMIService = GetObject("winmgmts:\\")
Set colItems = objWMIService.ExecQuery("Select * from Win32_Process", , 48)

```

```
For Each objitem In colItems
    If objitem.processid = PID Then
        objitem.Terminate
    Exit For
End If
Next
End Function

Function accion_bandera(bandera1) As String
    If (bandera1 = 0) Then
        accion_bandera = ""
    Else
        If (bandera1 = 1) Then
            accion_bandera = "A"
        Else
            If (bandera1 = 2) Then
                accion_bandera = "B"
            Else
                If (bandera1 = 3) Then
                    accion_bandera = "C"
                Else
                    If (bandera1 = 4) Then
                        accion_bandera = "D"
                    Else
                        If (bandera1 = 5) Then
                            accion_bandera = "E"
                        Else
                            If (bandera1 = 6) Then
                                accion_bandera = "F"
                            Else
                                If (bandera1 = 7) Then
                                    accion_bandera = "G"
                                Else
                                    If (bandera1 = 8) Then
                                        accion_bandera = "H"
                                    End If
                                End If
                            End If
                        End If
                    End If
                End If
            End If
        End If
    End If
End Function

Private Sub Form_Load()
    Call GSub_Centra_Forma(Me, 10620, 6870)
```

```
cmd_ejecutar.Enabled = False
Dim k As Integer
Dim medicion As Double

malla.TextMatrix(0, 0) = "Línea"
malla2.TextMatrix(0, 0) = "Línea"
malla2.TextMatrix(0, 1) = "Contr. Horizontal"
malla2.ColWidth(1) = 2500
malla2.ColAlignment(1) = 2 ' alinear texto

medicion = 1
For k = 1 To 39
    malla.TextMatrix(k, 0) = medicion
    malla.TextMatrix(0, k) = medicion
    malla2.TextMatrix(k, 0) = medicion
    medicion = medicion + 1
Next k

End Sub
```