



UNIVERSIDAD
DE LA REPUBLICA
URUGUAY

1

2 Implementación de una formulación
3 corrotacional en dinámica no lineal y aplicación
4 al modelado de líneas de transmisión eléctrica

5

Mauricio Camilo Vanzulli Pena

6

Programa de Posgrado Maestría en Ingeniería Estructural Ingeniería

7

Estructural

8

Instituto de Estructuras y Transporte

9

Universidad de la República

10

Montevideo – Uruguay

11

Marzo de 2021



UNIVERSIDAD
DE LA REPUBLICA
URUGUAY

1

2

3

4

Implementación de una formulación corrotacional en dinámica no lineal y aplicación al modelado de líneas de transmisión eléctrica

5

Mauricio Camilo Vanzulli Pena

6

Tesis de Maestría presentada al Programa de Posgrado Maestría en Ingeniería Estructural Ingeniería Estructural, Instituto de Estructuras y Transporte de la Universidad de la República, como parte de los requisitos necesarios para la obtención del título de Magíster en Ingeniería Estructural.

Director:

Dr. Prof. Jorge Pérez Zerpa

Director académico:

D.Sc. Prof. Gabriel Usera

7

Montevideo – Uruguay

8

Marzo de 2021

Vanzulli Pena, Mauricio Camilo

Implementación de una formulación corrotacional en dinámica no lineal y aplicación al modelado de líneas de transmisión eléctrica / Mauricio Camilo Vanzulli Pena. - Montevideo: Universidad de la República, Instituto de Estructuras y Transporte, 2021.

XX, 131 p.: il.; 29, 7cm.

Director:

Jorge Pérez Zerpa

Director académico:

Gabriel Usera

Tesis de Maestría – Universidad de la República, Programa Maestría en Ingeniería Estructural Ingeniería Estructural, 2021.

Referencias bibliográficas: p. 88 – 94.

1. Elementos de viga corrotacional, 2. Método de los Elementos Finitos, 3. Dinámica estructural, 4. Cables de alta tensión, 5. Transmisión eléctrica. I. Pérez Zerpa, Jorge, . II. Universidad de la República, Programa de Posgrado Maestría en Ingeniería Estructural Ingeniería Estructural. III. Título.

1 INTEGRANTES DEL TRIBUNAL DE DEFENSA DE TESIS

2

3 D.Sc. Prof. Gonzalo Cetrángolo

4

5 M.Sc. Prof. Bruno Bazzano

6

7 D.Sc. Prof. Marcelo Forets

8 Montevideo – Uruguay

9 Marzo de 2021

A mi Madre por su apoyo
incondicional,
por enseñarme a aprender y
enseñar,
por impulsarme a hablar, a crear
y amar

1 Agradecimientos

2 Agradezco al universo por haberme dado hálito de vida a través de ese río
3 inefable que fluye entre la casualidad y la causalidad. Por haberme maravilla-
4 do con la lagrima, la risa y el atrapante mundo del conocimiento. Las raíces
5 de ese universo son principalmente mi familia, que me nutrieron de valores y
6 vivencias envueltas de un afecto incommensurable. A mi padre, por haberme
7 enseñado a remar por mis objetivos, pelear por mis proyectos con determina-
8 ción, sacrificio y sobre todo, por haberme inculcado que no hay que ganarle a
9 nadie, únicamente aprender a levantarse. A mi madre por su incondicionalidad
10 eterna, por transferirme la vocación de la enseñanza. Por enseñarme la diver-
11 sidad de las inteligencias múltiples y sobre todo, la semilla del amor inmenso.
12 A Quique por su sabiduría, su visión biocéntrica y su flecha existencial que
13 atraviesa cualquier tormenta.

14 También agradezco a mis tutores; A Jorge por ser primero un gran ser
15 humano con una visión fascinante, por enseñarme no solo conocimientos técni-
16 cos, sino para la vida. Además por su paciencia, constancia y persistencia
17 para guiarme hacia las salidas en los laberintos. A Gabriel por darme la
18 oportunidad de dedicarme a la investigación e instruirme desde su experiencia
19 insoslayable en aspectos estratégicos profesionales.

20 A Flor por convidarme de sus dulces pétalos y por perfumar cada parte
21 de mi ser con el más sincero y sano amor. Por ser un alero cuando llueve y
22 dos alas cuando hay sol. Que este camino hubiese sido árido y desolado sin
23 ella. A Maximiliano por estar siempre latente en mi pensamiento, convertir las
24 palabras en aves y despertarme un sin fin de ideas. Por enseñarme la senda de
25 la filosofía, e iluminar el portal donde un punto es la inmensidad, y un segundo
26 la eternidad.

27 Agradezco enormemente a mis compañeros del IIMPI y del grupo MISEs
28 por guiarme, apoyarme y cuestionarme en este camino de aprendizaje. Por el
29 ambiente relajado y distendido que hacen del trabajo una instancia de disfrute.

1 Finalmente, quiero agradecer a la Comisión Académica de Posgrados
2 (CAP) de la Universidad de la República por viabilizar económicamente es-
3 ta investigación. También a la Agencia Nacional de Investigación (ANII) por
4 financiar el proyecto VioLETa "Modelado del efecto del viento sobre líneas
5 eléctricas de transmisión y su mitigación" que fue el pilar indispensable en este
6 trabajo.

(Epígrafe:) *Hay una fuerza
motriz más poderosa que el
vapor, la electricidad y la energía
atómica; la voluntad*

Albert Einstein

2 Los sistemas de transmisión eléctrica son frecuentemente afectadas por even-
3 tos climáticos severos como corrientes descendentes o tornados. Estos eventos
4 pueden provocar su desconexión, con consecuencias a la integridad de los com-
5 ponentes potencialmente graves. En el periodo 2000-2007 se registraron más de
6 veinte eventos de salida en servicio. Otro antecedente de este fenómeno se re-
7 monta al 10 de marzo de 2002 cuando una tormenta convectiva afecto un área
8 de alderredor 6500 km^2 en el sur del país (“El tornado de Canelones del año
9 2002 (Uruguay)”, [s.f.](#)). Este evento fue una destrucción masiva que causó el
10 colapso de 19 torres de transmisión eléctrica de 500 kV y 48 de 150kV de la em-
11 presa La Administración Nacional de Usinas y Trasmisiones Eléctricas (UTE).
12 Además, unos 700 edificios y 1250 techos de hogares que fueron destruidos
13 (Durañona, [2015](#)). El costo de reparación de las torres es estimo en 2 millones
14 de dolares y en simultaneo se gastaron unos 10 millones de dolares destinados
15 para suplir la red con energía geotérmica proveniente de combustibles fósiles
16 (Duranona et al. [2019](#)). Esta problemática se superpone a la flaneicia de las
17 normas internacional como ser *Design criteria of overhead transmission lines*,
18 [2003](#) para considerar fuerzas debidas al impacto de vientos extremos.

19 Este trabajo apuntala la creación de una herramienta capaz de reproducir el
20 comportamiento de conductores eléctricos, sometidos a perfiles de viento tipo
21 tormenta convectiva. Para esto, se extendió el planteo de la formulación co-
22 rrotacional de vigas 3D, considerando componentes aerodinámicos y se imple-
23 mentó en la herramienta de software libre *Open Non-linear Structural Analysis*
24 *Solver* ([ONSAS](#)). Con este cometido se desarrollaron tres modelos: el primero
25 de ellos valida la formulación para un ejemplo clásico en el área corrotacional,
26 la segunda es una modificación de un modelo presentado en un trabajo de re-
27 frentes en simulación estructural de conductores eléctricos, donde se observan
28 resultados semejantes. Por último, se construye un ejemplo compuesto por tres
29 torres y seis conductores, integrando elementos de viga barras, atacados por
30 un perfil de corriente descendente extraído de un estudio experimental en el
31 norte de Alemania.

32 Finalmente, se concluye que los resultados generados representan un dis-

1 parador para seguir profundizando en la temática, generando capacidades del
2 software para emular el fenómeno de manera mas precias y poder así incluirlo
3 como una herramienta complementaria para el diseño de sistemas de trasmi-
4 sión. Según los resultados se observa como las tormentas convectivas afectan
5 severamente a las instalaciones y que pueden causar potenciales prejuicios gra-
6 ves. De esta forma la metodología planteada en esta tesis constituye el puntapié
7 inicial para la publicación de un trabajo donde se extiende la formulación corro-
8 tacional de vigas 3D considerando fuerzas aerodinámicas sobre los elementos.
9 Palabras claves:

10 Elementos de viga corrotacional, Método de los Elementos Finitos, Dinámica
11 estructural, Cables de alta tensión, Transmisión electrica.

1 Lista de figuras

2	1.1	Ilustración de balanceos excesivos. Fuente: Noticias24	2
3	3.1	Rotaciones a cada configuración.	21
4	3.2	Descripción de las bases corrotacionales.	22
5	3.3	Desplazamientos locales y globales del nodo P.	24
6	3.4	Esquema de desplazamientos locales.	28
7	3.5	Ilustración grados de libertad locales.	28
8	4.1	Esquema de condición inicial y de borde.	40
9	4.2	Ilustración del viento y sus efectos.	41
10	4.3	Esquema en sistema de referencias absoluto.	43
11	4.4	Esquema en sistema de referencias relativo.	43
12	5.1	Disposición geométrica de la estructura.	59
13	5.2	Perfil de fuerza transversal en el nodo A.	60
14	5.3	Desplazamientos de control del nodo A.	61
15	5.4	Desplazamientos de control del nodo B.	61
16	5.5	Estructura deformada en los instantes 4 s, 11 s y 21 s.	62
17	5.6	Desplazamientos en x de los nodos A y B	63
18	5.7	Esquema del conductor ASCR 7/26.	64
19	5.8	Esquema ilustrativo del ejemplo de un conductor simplificado. . .	65
20	5.9	Perfil de velocidad progresiva z	67
21	5.10	Perfil de fuerza nodal según el eje z	67
22	5.11	Desplazamientos del nodo A.	68
23	5.12	Esquema ilustrativo del ejemplo de un conductor simplificado. . .	69
24	5.13	Angulo de balanceo Φ en función de la velocidad media $W(t)$. . .	69
25	5.14	Ilustración de desplazamientos y ángulos de balanceo.	70
26	5.15	Esquema geométrico de cotas principales en la torre.	72

1	5.16 Ilustración de magnitudes de balanceo.	73
2	5.17 Desplazamientos de las cadenas aisladoras A y D.	74
3	5.18 Desplazamientos de los nodos medios B y C.	75
4	5.19 Curva analítica y numérica carga desplazamiento.	76
5	5.20 Estructura indeformada y deformada para $t = 400$ s.	77
6	2.1 Esquema simplificado del problema	108
7	2.2 Perfil de velocidad media a lo largo del cable según Stengel y	
8	Thiele, 2017	109
9	2.3 Angulo medio del modelo en contraste con Stengel y Thiele,	
10	2017	110
11	2.4 Curva desfajase ángulo fuerza	111
12	2.5 Esquema simplificado del problema 3D	112
13	2.6 Configuración adoptada por el primer modo.	114
14	2.7 Distribución de masas colocadas.	114
15	2.8 Desplazamiento horizontal de la cadena de aisladora en función	
16	del tiempo con y sin masas.	115
17	2.9 Ángulo de la cadena de aisladora en función del tiempo con y	
18	sin masas.	115
19	2.10 Respuesta del angulo de la cadena de aisladora en función del	
20	tiempo.	116
21	2.11 Datos del ángulo sin procesar y luego de aplicarle una media	
22	móvil	116
23	2.12 Contraste de los modelos 2D/3D	117
24	2.13 Respuesta del ángulo para tormenta convectiva utilizando una	
25	media móvil y masas sobre el cable	118

¹ Lista de tablas

²	3.1	Caracterización de matrices en términos de la base.	23
³	5.1	Propiedades mecánicas del conductor DRAKE ASCR 7/26 . . .	65
⁴	5.2	Parámetros del flujo tipo capa límite atmosférica para W_{max} . .	66
⁵	1.1	Categorización de terrenos Tablas A.8 IEC 60826	97
⁶	1.2	Tabla de factores para terrenos Tabla A.8 IEC 60826.	98
⁷	1.3	Tabla de factores para terrenos según referencia Davenport,	
⁸		1960	99

1 Lista de símbolos

- 2 $\ddot{\mathbf{w}}$ Aceleración angular en coordenadas globales.
- 3 $\ddot{\mathbf{u}}$ Aceleración lineal en coordenadas globales.
- 4 α_{HHT} Parámetro alpha de HHT característico del método HHT.
- 5 α_{NW} Parámetro alpha característico del método de Newmark.
- 6 Φ Ángulo de balanceo de la cadena aisladora.
- 7 β_{NW} Parámetro beta característico del método de Newmark.
- 8 \mathbf{G} Centroide de la sección G.
- 9 x Distancia respecto al nodo 1 de la sección con centroide G.
- 10 \mathbf{x}_1 Coordenadas del nodo 1 en el sistema de referencia global.
- 11 \mathbf{x}_2 Coordenadas del nodo 1 en el sistema de referencia global.
- 12 Δ_T Incremento temporal.
- 13 ρ Densidad del aire a presión atmosférica y una temperatura de 20°C.
- 14 d_c Diámetro del conductor considerandolo cilíndrico.
- 15 \mathbf{d}_g^P Desplazamientos globales para un punto P.
- 16 \mathbf{u}_g^P Desplazamientos lineales globales para un punto P.
- 17 \mathbf{w}_g^P Desplazamientos angulares globales para un punto P.
- 18 \mathbf{d}_l^P Desplazamientos locales del nodo P.
- 19 \mathbf{d}_r^P Desplazamientos lineales locales del nodo P referenciados a la configuración
- 20 de deformación rígida.
- 21 $C_d(Re)$ Coeficiente de drag en función del coeficiente adimensionado de Rey-
- 22 nolds.
- 23 \mathbf{E}_1 Vector 1 de la base isoparamétrica.
- 24 \mathbf{E}_2 Vector 2 de la base isoparamétrica..
- 25 \mathbf{E}_3 Vector 2 de la base isoparamétrica.
- 26 K Energía cinética del elemento.
- 27 fl_1 Fuerza axial del elemento que integra el nodo i.

- 1 F_d Fuerza de drag sobre el conductor.
- 2 $\mathbf{f}_1^{\text{int}}$ Fuerza interna del elemento en coordenadas locales.
- 3 $\mathbf{f}_g^{\text{int}}$ Fuerza interna del elemento en coordenadas globales.
- 4 F_l Fuerza de lift sobre el conductor.
- 5 \mathbf{f}_{vis} Vector de fuerzas viscosas.
- 6 \mathbf{I}_ρ Tensor de inercia del elemento en su configuración deformada.
- 7 \mathbf{f}_k Fuerza inercial en coordenadas globales.
- 8 \mathbf{u}_0 Condición inicial en desplazamientos aplicada sobre el conductor.
- 9 \mathbf{K} Matriz de giroscópica consistente del elemento en coordenadas globales.
- 10 \mathbf{C}_k Matriz de giroscópica consistente del elemento en coordenadas globales.
- 11 \mathbf{M} Matriz de masa consistente del elemento en coordenadas globales.
- 12 \mathbf{K}_g Matriz tangente del elemento en coordenadas globales.
- 13 \mathbf{K}_1 Matriz tangente local del elemento en coordenadas locales.
- 14 \mathbf{C}_{vis} Matriz viscosa.
- 15 M_1^i Momento flector del nodo i en la dirección local 1.
- 16 M_2^i Momento flector del nodo i en la dirección local 2.
- 17 M_3^i Momento torsor del nodo i.
- 18 \mathbf{R}_0 Matriz de rotación de referencia.
- 19 \mathbf{R}_1^g Matriz de global del nodo 1.
- 20 \mathbf{R}_2^g Matriz de global del nodo 2.
- 21 \mathbf{r} Vector de fuerzas residuales.
- 22 \mathbf{R}_r Matriz de rotación de configuración rígida.
- 23 $\overline{\mathbf{R}}_i$ Matriz de rotación de configuración local del nodo i.
- 24 $\overline{\mathbf{R}}_1$ Matriz de rotación de configuración local del nodo 1.
- 25 $\overline{\mathbf{R}}_2$ Matriz de rotación de configuración local del nodo 2.
- 26 $\tilde{\mathbf{A}}$ Operador Skew aplicado al variable A.
- 27 $\dot{\mathbf{w}}$ Velocidad angular en coordenadas globales.
- 28 $\dot{\mathbf{u}}$ Velocidad lineal en coordenadas globales.
- 29 q Velocidad de viento en el sentido perpendicular al conductor.
- 30 w Velocidad de viento en el sentido transversal al conductor.
- 31 \mathbf{e}_1 Vector tangente de la configuración de referencia.
- 32 \mathbf{e}_2 Vector normal de la configuración de referencia.
- 33 \mathbf{e}_3 Vector bi-normal de la configuración de referencia.
- 34 l_n Largo del elemento deformado.

- 1 \mathbf{r}_1 Vector tangente de la configuración de deformación rígida.
- 2 \mathbf{r}_2 Vector normal de la configuración de deformación rígida.
- 3 \mathbf{r}_3 Vector bi-normal de la configuración de deformación rígida.
- 4 \mathbf{t}_1^i Vector tangente de la configuración de deformación no rígida del nodo i.
- 5 \mathbf{t}_2^i Vector normal de la configuración de deformación no rígida del nodo i.
- 6 \mathbf{t}_3^i Vector bi-normal de la configuración de deformación no rígida del nodo i.
- 7 $\overline{\theta_i^P}$ Desplazamientos angulares en coordenadas locales del nodo P.
- 8 \bar{u} Desplazamiento axial en coordenadas locales del nodo P.

¹ Lista de siglas

² Lista de siglas

³ **CD** Corrientes Descendentes.

⁴ **HHT** Hughes, Hilbert y Taylor.

⁵ **IEC** International Electrotechnical Commission.

⁶ **MEF** Método de Elementos Finitos.

⁷ **N-R** Newton Raphson.

⁸ **TC** Tormentas Convectivas.

⁹ **UNIT** Instituto Uruguayo de Normas Técnicas.

¹⁰ **UTE** La Administración Nacional de Usinas y Trasmisiones Eléctricas

1 Tabla de contenidos

2	Lista de figuras	XI
3	Lista de tablas	XIII
4	Lista de símbolos	XVI
5	Lista de siglas	XVII
6	1 Introducción	1
7	1.1 Motivación	1
8	1.2 Enfoque	3
9	1.3 Estructura de la tesis	4
10	2 Estado del arte	6
11	2.1 Historia de la temática	6
12	2.2 Simulaciones numéricas aplicadas a conductores de transmisión	
13	eléctrica	9
14	2.3 Tormentas convectivas	11
15	2.4 Análisis semi-analíticos de conductores	13
16	2.5 Análisis corrotacional de vigas	16
17	3 Preliminares	20
18	3.1 Cinemática corrotacional	20
19	3.2 Formulación local	28
20	3.2.1 Variaciones en desplazamientos	30
21	3.2.2 Velocidades y aceleraciones	31
22	3.3 Dinámica corrotacional	33
23	3.3.1 Fuerza interna y matriz tangente	33
24	3.3.2 Fuerza inercial y matrices de masa tangentes	35

1	4 Metodología	38
2	4.1 Aspectos de modelado físico	39
3	4.1.1 Condiciones iniciales y de borde para la estructura . . .	39
4	4.1.2 Modelo de viento	41
5	4.2 Aspectos de modelado computacional	46
6	4.2.1 Ecuación de equilibrio	46
7	4.2.2 Resolución numérica mediante HHT	49
8	4.2.3 Implementación numérica en ONSAS	53
9	5 Resultados numéricos	58
10	5.1 Viga en voladizo con ángulo recto	58
11	5.2 Modelo simplificado de una línea	63
12	5.3 Sistema de transmisión eléctrica	70
13	6 Conclusiones	78
14	6.1 Conclusiones técnicas	78
15	6.1.1 Sobre el fenómeno	78
16	6.1.2 Sobre la metodología	79
17	6.1.3 Sobre los resultados	80
18	6.2 Conclusiones de formación	83
19	6.3 Trabajos a futuro	84
20	6.4 Reflexión	85
21	Bibliografía	88
22	Glosario	94
23	Anexos	95
24	Anexo 1	96
25	1.1 Norma IEC 60826	96
26	1.1.1 Tensión en el conductor	101
27	Anexo 2	103
28	2.1 Modelado dinámico de un conductor de alta tensión utilizando	
29	elementos de barra	103
30	2.1.1 Fundamentos teóricos	103
31	2.1.2 Resultados numéricos 2D	108
32	2.1.3 Resultados numéricos 3D	112

1	2.1.4	Frecuencias naturales	112
2	2.1.5	Respuesta a tormenta convectiva	116
3	Anexo 3	119

Capítulo 1

Introducción

1.1. Motivación

Debido a las condiciones climáticas específicas del territorio uruguayo. Se produce una atmósfera inestable provocada por el choque de masas de aire calientes, originadas en los trópicos, y corrientes de aires fríos que migran desde el polo. Este eminente peligro, produce vientos extremos no sinópticos sumamente violentos y destructivos. Un registro trágico de este tipo de eventos, sucedió el 10 de marzo de 2002 cuando una tormenta convectiva afectó un área de alrededor 6500 km² en el sur del país “El tornado de Canelones del año 2002 (Uruguay)”, [s.f.](#) En el norte de Montevideo los anemómetros capturaron velocidades de ráfaga de 34 *m/s* y de acuerdo con el nivel daño causado, se estimaron en determinados puntos podría haber superado los 56 *m/s*. Fue tal el nivel de devastación, que 19 torres de transmisión eléctrica de 500 kV y 48 de 150kV colapsaron, además de unos 700 edificios y 1250 techos de hogares que fueron destruidos (Durañona, [2015](#)). No solo afectó a las construcciones, sino también muchos productores rurales y sus estancias productivas, derribando invernaderos, montes y plantaciones. El costo de reparación de las torres es estimado en 2 millones de dolares y en simultaneo se gastaron unos 10 millones de dolares destinados a suplir la red con energía geotérmica proveniente de combustibles fósiles. El presupuesto asignado a los daños es de unos 27 millones de dolares Duranona et al. [2019](#).

Las líneas de transmisión eléctrica son frecuentemente afectadas por eventos climáticos severos como Corrientes Descendentes. (CD) o tornados. Estos eventos pueden provocar su desconexión, con consecuencias potencialmente

1 graves. En el periodo 2000-2007 se registraron más de veinte eventos de sa-
2 lida en servicio por esta causa en una de las principales líneas de Uruguay
3 (Palmar-Montevideo). Este tipo de fenómenos inducen fuertes movimientos en
4 los cables, provocando un balanceo excesivo de los mismos. Estas amplitudes
5 desmesuradas implican vulneraciones en la aislación del sistema, al aproximar
6 sus cadenas de aisladores a las torres. Produciéndose descargas a tierra e in-
7 deseables interrupciones del suministro que han afectado a la capital durante
8 varias horas, una ilustración del fenómeno se encuentra la Figura 1.1. El mode-
9 lado estructural de vientos severos sobre líneas de transmisión eléctrica ha sido
10 abordado por la comunidad científica internacional desde diversas ópticas, a lo
11 largo de las últimas cuatro décadas. Se han presentado modelos semi-analíti-
12 cos, análisis experimentales en túneles de viento y en campo más recientemente
13 en modelos numéricos.

14 Esto plantea la necesidad de contar con herramientas complementarias que
15 sean capaces de representar la respuesta de estos sistemas ante perfiles de vien-
16 to no sinópticos. Este es el principal objetivo de este trabajo, profundizar en la
17 bibliografía para el modelado estructural de conductores y crear un modelo ro-
18 busto, consistente capaz de simular líneas de transmisión eléctrica ante vientos
19 los medidos experimentalmente en Stengel y Thiele, 2017.

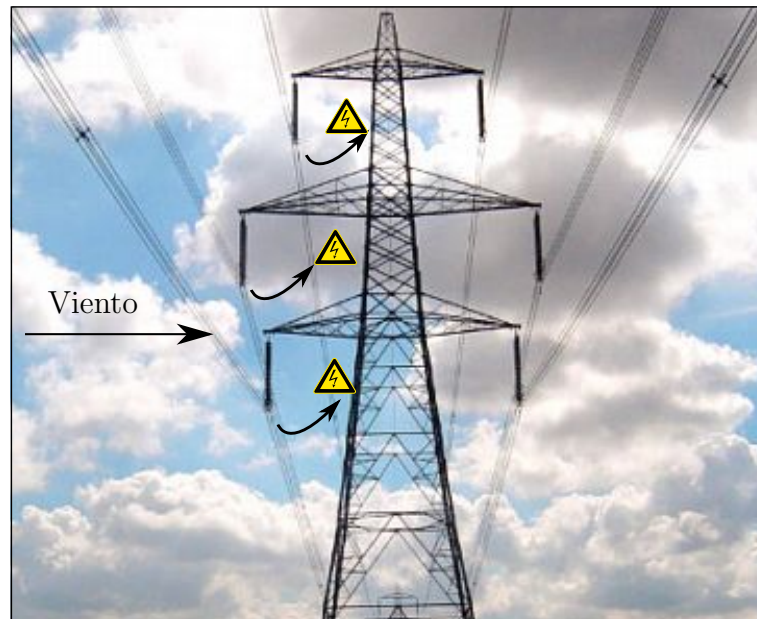


Figura 1.1: Ilustración de balanceos excesivos. Fuente: [Noticias24](#)

1.2. Enfoque

2 Numerosos autores de la literatura han acuñado sus investigaciones en ele-
3 mentos multinodales de barras como ser: Desai et al. [1995](#), Yan et al. [2009](#) y
4 los trabajos Gani y Légeron, [2010](#) Yang y Hong, [2016](#). No obstante, debido
5 a la inherente rigidez a flexión en el comportamiento estructural del cable,
6 deben considerarse vigas tridimensionales. Por otra parte, los grandes despla-
7 zamientos y rotaciones que se presentan durante las trayectorias en tormentas,
8 conducen a implementar un modelo de vigas apto para este tipo de solicitacio-
9 nes. El abordaje corrotacional es idóneo, pues desde su base matemática, se
10 construye desacoplando la deformación local con deformaciones cinemáticas de
11 cuerpo rígido para grandes amplitudes. Estas es el atractivo fundamental de la
12 propuesta corrotacional, su versatilidad ante diferentes formulaciones locales,
13 permitiendo incorporar distintos tipos de elementos fácilmente.

14 El campo de la metodología corrotacional es muy amplio, pero debido a la
15 claridad y contemporaneidad en el desarrollo de sus publicaciones, se eligió un
16 grupo de investigadores específicos. En (Le et al. [2011](#)) se publicó una formu-
17 lación para vigas 2D, en conjunción con la parte estática desarrollada por el
18 Dr. Jean Marc Battini en (Battini y Pacoste, [2002](#)). La extensión dinámica de
19 este último devino en el artículo de (Le et al. [2014](#)), que se implementó en esta
20 tesis. Lo innovador y atractivo se centra en el desarrollo analítico consistente,
21 no solo para los términos estáticos, sino también dinámicos. Además en com-
22 paración con otras formulaciones se obtienen resultados certeros y confiables
23 con un menor numero de elementos, ventaja principal para modelar grandes
24 dominios como es el caso de las lineas de alta tensión.

25 Debido a las ventajas mencionas, esta metodología es implementada en
26 diversos campos de aplicación ingenieril. La robustez, solidez y versatilidad
27 del modelo es un atractivo que la hace aplicable en vastos campos de la in-
28 geniería, entre otras: aeronaves, turbinas propulsoras, molinos. En particular,
29 la formulación de (Le et al. [2014](#)) ha sido aplicado en trabajos recientes en
30 el área de ingeniera marina, robótica y civil en (Albino et al. [2018](#)), Asadi
31 y Johansson, [2019](#) y Viana et al. [2020](#). Esto evidencia que la metodología es
32 potente para diversos campos de estudio. No obstante, según el conocimiento
33 del autor, ningún software comercial hasta la fecha utiliza formulaciones co-
34 rrotacionales para la solución de problemas dinámicos. Asimismo esta no ha
35 sido aplicada conductores sometidos a vientos extremos donde se desarrollan

1 grandes desplazamientos en distancias de centenas de metros.

2 Según el exhaustivo análisis en el estado del arte aun no se observan exten-
3 siones de la formulación corrotacional de Le et al. [2014](#) considerando términos
4 aerodinámicos dependientes del flujo de viento aplicado, incorporando facto-
5 res viscosos de fuerzas externas dependientes de los desplazamientos. Por otra
6 parte, tampoco hay registros de los detalles de programación para su imple-
7 mentación computacional.

8 En la temática específica de conductores, la tesis del autor Foti ([2013](#))
9 destaca por su publicación detallada utilizando elementos corrotacionales de
10 vigas 3D. Estudios experimentales mostraban discordancias respecto al mo-
11 delo, debido a dos factores, las actualizaciones angulares mediante aproxima-
12 ciones incrementares y el comportamiento inmanente del sistema. En trabajos
13 posteriores del mismo autor, se corrigen las limitaciones y modelan los des-
14 plazamientos internos de las hebras y su histéresis sobre el fenómeno Foti y
15 Martinelli ([2018](#)). La aplicación de estos modelos sometidos ante Tormentas
16 Convectivas. (TC) aun es una interrogante. Y también así el perjuicio de las
17 mismas sobre la continuidad e integridad del servicio.

18 **1.3. Estructura de la tesis**

19 Este documento consta de cinco capítulos: Introducción, Estado del arte,
20 Preliminares, Resultados Numéricos y Conclusiones. Inicialmente en el Capítu-
21 lo [2](#) se realiza un recorrido histórico en materia de simulaciones aplicadas a con-
22 ductores eléctricos, con un enfoque computacional y semi analítico. También se
23 narran los diferentes estudios locales e internacionales sobre vientos extremos,
24 para concluir en un tour dentro del abordaje corrotacional. Continuamente en
25 el Capítulo [3](#), con el objetivo de acercar la metodología corrotacional al lector,
26 se presenta una descripción con foco conceptual, según lo propuesto por la
27 bibliografía principal Le et al. ([2014](#)). Una vez presentada dicha formulación,
28 se despliega la metodología utilizada para esta investigación en el Capítulo
29 [4](#). Aquí se detallan las hipótesis fundamentales del modelado estructural y
30 de viento, explicándose las condiciones de borde impuestas y un análisis so-
31 bre el amortiguamiento aerodinámico. En este mismo capítulo, se desarrolla la
32 implementación del algoritmo numérico utilizado con la extensión de fuerzas
33 viscosas y las estructuras de pseudocódigo referentes a los principales scripts

1 de la implementación computacional en el software [ONSAS](#)¹.

2 Posteriormente, se resuelven tres aplicaciones numéricas en el Capítulo 5.
3 La primera de ellas persigue el objetivo de validar numéricamente la implanta-
4 ción. Este ejemplo es un modelo clásico en la literatura corrotacional donde se
5 observan resultados acordes en contraste con los presentados en Le et al. [2014](#).
6 De manera subsiguiente, se modela un ejemplo presentado por los autores Fo-
7 ti y Martinelli, [2016](#). Este consiste en un conductor eléctrico sometido a una
8 carga artificial, extraída de un viento tipo capa límite atmosférica. Por último,
9 se presenta un problema complejo de dos vanos consecutivos, compuesto por
10 tres torres modeladas con elementos de barra tipo Green y seis conductores
11 por elementos de viga corrotacional. El sistema de transmisión eléctrica, con
12 geometrías y propiedades reales, es atacado por un perfil de viento capturado
13 durante una CD en el norte de Alemania por Stengel y Thiele, [2017](#). Final-
14 mente en el Capítulo 6 se sintetizan los principales resultados enriquecedores
15 de esta investigación, además de plasmarse eventuales trabajos a futuro, con
16 lineamientos para profundizar en la temática y sus posibles aplicaciones en el
17 mercado de distribución eléctrica.

¹<https://github.com/ONSAS/ONSAS/>

1 Capítulo 2

2 Estado del arte

3 Este capítulo incluye la revisión de la literatura, de los enfoques, teorías
4 o conceptos pertinentes en que se fundamenta la investigación. Primeramente
5 en la Sección 2.1 se presenta un relato cronológico del estudio de los cables
6 desde el crepúsculo del Siglo XVIII. A continuación en la Sección 2.2 se expo-
7 ne un recorrido a partir de los años 60's vinculado a simulaciones aplicadas a
8 conductores de alta tensión. Consecutivamente en la Sección 2.3 se describen
9 los fenómenos de CD que afectan las líneas a partir de trabajos nacionales
10 e internacionales. Estas tormentas y otros fenómenos de viento afectan a las
11 líneas produciendo inestabilidades aeroelásticas numerosos trabajos han estu-
12 diado dicha temática y un breve recorrido por ellos se presenta en el apartado
13 2.4. Por último, en la Sección 2.5 se recorre la metodología corrotacional y los
14 principales autores que desarrollaron esta formulación.

15 2.1. Historia de la temática

16 El sistema masa resorte ha sido uno de los problemas principales abordados
17 por la física y la matemática moderna. En particular, la aparición en escena
18 del libro *Philosophiæ naturalis principia mathematica* de Issac Newton en el
19 1657 revolucionó el conocimiento científico en occidente, tal es así que un siglo
20 y medio después, en consonancia con los avances de la termodinámica, devino
21 en la aplicación de las principales invenciones de la revolución industrial.

22 El problema masa resorte no fue ajeno a las grandes eminencias científí-
23 cas de la época, Brook Taylor, d'Alembert, Euler, Daniel Bernoulli aplicaron
24 las ecuaciones diferenciales desarrolladas por Gottfried Leibniz y Newton al

1 sistema masa resorte en los albores del siglo XVII (Starossek, [1991](#)).

2 Haciendo uso del problema abstracto elemental del oscilador masa resorte
3 en 1788 Lagrange y otros autores anteriores, hallaron la solución para las vibra-
4 ciones de un cable inextensible compuesto de un número finito de elementos,
5 de masa despreciable, sometido a la acción de fuerzas externas. Posteriormente,
6 Poisson en 1820 presentó la ecuación diferencial que debería de cumplir el
7 sistema en el continuo, sin embargo las herramientas matemáticas analíticas
8 desarrolladas hasta la fecha no permitían de hallar la solución general a dicha
9 ecuación. (H. M. Irvine y Caughey, [1974](#))

10 No fue hasta 80 años mas tarde que en 1868 Routh presentó una solución
11 exacta para un cable, también inextensible, de forma cicloidal (curva que des-
12 cribe un punto sobre una esfera girando a velocidad angular constante) Routh
13 et al. [1955](#). En el año 1942 se logró modelar el comportamiento elástico del
14 cable, el primero en su época fue Kloppel y Lie (Klöppel y H., [1942](#)), a partir
15 de esto Pugsley en 1949 determinó experimentalmente, para una relación entre
16 la deflexión y el largo de vano entre 4 y 10 metros, desarrolló una fórmula para
17 las frecuencias naturales de vibración (Pugsley, [1949](#)). En 1953 considerando
18 un cable inextensible Saxon y Cahn resolvieron la expresión teórica, formulada
19 por Poisson, de la curva catenaria para grandes deflexiones. Esto fue vital, ya
20 que permitía calcular analíticamente los descensos máximos del vano entre dos
21 torres Saxon y Cahn, [1953](#).

22 Tal es así que seguridad de las personas e integridad de los distintos ele-
23 mentos circundantes imprimen criterios de seguridad sobre el descenso de la
24 línea. Actualmente la tensión del conductor durante el montaje, se ajusta de
25 manera tal, que la altura mínima respete un valor exigido por norma. Esta
26 imposición depende principalmente del grado de urbanización, los umbrales de
27 contaminación magnética y la topografía del terreno.

28 A pesar del avance en resultados teóricos y experimentales disponibles, las
29 frecuencias naturales de un cable extensible, no concordaban con los de un
30 sistema masa resorte cuando las deflexiones tendían a cero. En el año 1974
31 H. M. Irvine y Caughey, [1974](#) halló el rango transitorio entre ambos estados,
32 para corregir dicha discontinuidad se requiere una inclusión completa del mo-
33 delo de elasticidad del cable. Su trabajo reveló la comprensión del fenómeno
34 para cables horizontales (las cotas de sus extremos a la misma altura), para un
35 ratio deflexión-largo del vano entre $1/8$ y 0. El mismo autor Irvine extendió lo
36 postulado para conductores con extremos desnivelados, aun bajo la hipótesis

1 de que el peso se aplicaba perpendicular al conductor (H. M. Irvine y Caughey,
2 1974).

3 A posteriori, el mismo investigador profundizó sobre la dinámica con ex-
4 tremos acelerados, obteniendo resultados experimentales para un movimiento
5 tipo terremoto (H. M. Irvine y Griffin, 1976) y (M. Irvine, 1978). La teoría
6 postulada por Irvine fue confirmada por Triafani en 1984 para distintos casos
7 experimentales, considerando variaciones espaciales en la geometría y tomando
8 en cuenta las componentes del vector peso, colineales con el vector tangente al
9 movimiento Triantafyllou, 1984.

10 Autores contemporáneos estudiaron en simultaneo condiciones de borde
11 dinámicas ejercidas por el viento. Este tipo de solicitaciones pueden inducir
12 vibraciones y respuestas de resonancia. Los pioneros en la materia fueron Da-
13 venport y Steels ((Davenport, 1965)) en 1965. Resultados más refinados se
14 obtienen por Starossek (Starossek, 1991) . En estas se exponen formulaciones
15 dinámicas lineales para el movimiento de los cables sometidos a la acción del
16 viento, mas estos trabajos no se desarrollan contemplando grandes desplaza-
17 mientos ni tampoco se consideró no linealidad material.

18 Ese tipo de solicitaciones revelaron el fenómeno de “Galloping”, este re-
19 fiere a una respuesta de inestabilidad aeroelástica donde el movimiento del
20 cable entra en régimen y en consonancia con las fuerzas ejercidas por el viento.
21 Teóricamente las geometrías perfectamente simétricas no inducen este tipo de
22 fenómenos. Sin embargo, debido a la existencia de imperfecciones constrictivas
23 y durante el montaje, el fenómeno es factible. En este caso, se genera un aporte
24 de energía neto hacia el cable. Los primeros estudios de este tipo de respues-
25 ta se realizaron por Simu, quienes hallaron condiciones de velocidad crítica
26 eólica en función de coeficientes experimentales, obtenidos mediante ensayos
27 consumados en túnel de viento. (Simiu y Scanlan, 1986)

28 Las vicisitudes del conocimiento viraron radicalmente el abordaje al pro-
29 blema de conductores eléctricos. El advenimiento del (Método de Elementos
30 Finitos. (MEF)) aplicado a armaduras en la década del 40 y 50 constituyó
31 una herramienta sumamente potente e innovadora. Esto provocó que en los
32 años venideros se desarrollaran vastas metodologías numéricas incorporando
33 diferentes elementos y algoritmos de resolución computacional. En particu-
34 lar, en Italia un grupo de investigadores pertenecientes a La Universidad de
35 Milan, aplicaron métodos numéricos a la simulación de conductores insosla-
36 yables. Un recorrido cronológico y descriptivo de los emblemáticos aportes de

1 estos científicos se presenta a continuación en la Sección [2.2](#).

2 **2.2. Simulaciones numéricas aplicadas a con-** 3 **ductores de transmisión eléctrica**

4 Los primeros artículos publicados en el primer lustro del corriente siglo por
5 Di Pilatto y Martinelli estaban basados en elementos trinodales isoparamétricos.
6 En esta metodología se asumió las hipótesis de pequeñas deformaciones
7 unitarias, considerandose para el desarrollo no linealidades geométricas debido
8 a grandes desplazamientos. No obstante, cuando las rotaciones de los elementos
9 alcanzan valores significativos, estos modelos de barras presentan limitaciones
10 para la representación y captura de la orientación del sistema. Además, este
11 tipo de modelos presenta la debilidad de no satisfacer las condición de equilibrio
12 dinámico para específicos tipos de balanceo. (Martinelli y Perotti, [2001](#)
13 y Martinelli y Perotti, [2004](#)). En consonancia, estudios contemporáneos evidenciaban
14 que la rigidez flexional y torsional toman un rol protagónico, por lo que
15 despreciar estas magnitudes puede inducir a inestabilidades numéricas y predicciones
16 erróneas sobre las frecuencias naturales de mayor orden. Tal y como se remarca en Koh y Rong, [2004](#).

18 Esta problemática fue inicialmente atacada por Di Pilato y otros en 2007.
19 En este trabajo el cable se modelaba utilizando abordajes corrotacionales. Di
20 Pillato presentó una formulación considerando elementos de viga tridimensionales
21 corrotacionales, para calcular el vector de fuerzas internas e inerciales teniendo
22 en cuenta grandes desplazamientos y rotaciones en coordenadas globales. Sin embargo,
23 esta formulación basada en lo propuesto por (Oran, [1973](#)) tiene como desventaja principal
24 que no es fiable ante grandes rotaciones locales de los nodos, como también, antes
25 significativos incrementos angulares entre dos pasos de carga sucesivos. Consecuentemente
26 para capturar dinámicas complejas resulta necesario e ineludible discretizar el dominio
27 temporal y especial pequeños intervalos. Lo que conlleva a costos computacionales
28 desmedidos.

29 El mismo autor y su equipo corrigieron las limitaciones relacionadas con los
30 pequeñas rotaciones nodales al año siguiente en su trabajo: Di Pilato et al. [2008](#).
31 La solución consiste en localizar las coordenadas nodales en la configuración
32 deformada utilizando el teorema de ángulos de Euler. En este marco el impedimento
33 de grandes incrementos angulares, entre dos pasos de carga,

1 se resuelve aplicando la metodología propuesta Simo and Vu-Quoc en Simo y
2 Vu-Quoc, [1988](#).

3 Conforme las simulaciones numéricas avanzaron sobre la materia, la espe-
4 cificación del problema y el grado de complejidad del mismo se intensificó.
5 Otro aspecto impulsor en el área se basaba en que los resultados experimen-
6 tales en vanos largos, no reflejaban lo arrojado por el modelo predictivo para
7 grandes desplazamientos. Dado esto, las hipótesis de no linealidad material y
8 geométrica se fueron desvaneciendo y se publicaron resultados novedosos so-
9 bre el comportamiento no holomónico del fenómeno. Esto refiere a un modeló
10 realista, que incorpora detalladamente las interacciones de contacto y fricción
11 entre las diferentes hebras que conforman al conductor. Los pioneros en dicha
12 temática fueron Papailiou y Kutterer en sus trabajos de la década del noventa
13 Papailiou, [1997](#) y Kutterer y Starossek, [1992](#).

14 Este tipo de estudios sugiere escindir la dinámica del problema en dos
15 escenarios, “full slip” donde las hebras se encuentran todas en deslizamiento
16 relativo, por lo que cada una de ellas no ejerce contacto con sus hebras aledañas.
17 El otro estado antagónico, es aquel donde no existe deslizamiento relativo entre
18 ninguna de las partes que componen al conductor, este estado recibe el nombre
19 de “full stick”. En esta situación el conjunto se comporta como un rígido, he
20 aquí la razón de su nomenclatura. En Papailiou, [1997](#) se establece la tensión
21 máxima que se puede presentar en un cable, dadas determinadas condiciones
22 de borde, para que exista deslizamiento en función del ángulo de giro. Estos
23 resultados fueron contrastados con un análisis experimental.

24 Según exponen los autores en estos trabajos, las deformaciones se traducen
25 en momentos y fuerzas internas a cada cable que conforma al conductor. Estas
26 se pueden vincular a la curvatura o deformación axial del conjunto. A partir
27 de esto, se obtiene la matriz de rigidez global, derivando dichas fuerzas y
28 momentos internos en función de la deformación y curvatura del conductor.

29 Esta matriz depende del estado en que se encuentre la dinámica del cable.
30 Si el conductor se encuentra completamente bajo el régimen “full slip.” “full-
31 stick” la matriz es simétrica. No obstante, si partimos del caso “full-stick” cuando
32 ocurre el deslizamiento de algún cable que integra el conductor, la matriz
33 de rigidez pierde su simetría. Consecuentemente no se le puede atribuir un
34 potencial, esto se asocia al comportamiento no holomónico o histéresis del
35 fenómeno. En dicho estado un modelo de viga uniforme no es aplicable.

36 Con el propósito de desatollar una formulación que sea capaz de representar

1 el fenómeno computacionalmente se publicó el artículo Foti y Martinelli, [2016](#).
2 Aquí se implementa un modelo de contacto donde se desprecian las fuerzas
3 tangenciales y axiales entre las hebras del cable. Estas hipótesis de carácter
4 simplificadoras son estudiadas en Costello, [1990](#) y Rawlins, [2005](#). Para el es-
5 tudio de a los contactos radiales se asume: las superficies de contacto no se
6 deforman debido a la interacción entre los mismos, los puntos de contacto en-
7 tre cables se pueden aproximar por una línea continua, la fricción entre los
8 cables se caracteriza a través del modelo de Coulomb y por último que la
9 presión externa es idéntica para todos los cables de la misma capa.

10 Planteando balances de fuerzas longitudinales y transversales en conjun-
11 to con la condiciones de no deslizamiento, se hallan los valores límites para
12 la fuerza axial no lineal, para que no se produzca deslizamiento relativo. El
13 carácter innovador de estos trabajos se estriba en la detección y modelado
14 sobre la pérdida de rigidez súbita que ocurre con el conductor, al producirse
15 deslizamiento relativo al interior del elemento. Esta disminución abrupta de ri-
16 gidez puede producir mayores desplazamientos para elevados niveles de carga,
17 esto puede intensificar o agudizar la problemática de balanceos excesivos. Es-
18 tos movimientos son inminentes para determinadas condiciones atmosféricas,
19 entre ellos las TC. Estas CD han sido objeto de estudio en los últimos 50 años
20 por expertos en ingeniería del viento. En la siguiente Sección se presenta una
21 somera descripción de la literatura investigada.

22 **2.3. Tormentas convectivas**

23 Las TC son fenómenos atmosféricos que generan inestabilidades en el flujo
24 debido a sus severos gradientes de temperatura y humedad. Cuando estas se
25 ocasionan, masas de aire caliente ascienden hasta la parte superior de la nube,
26 quedando depositado como una especie de domo o cúpula al interior de la
27 misma. De pronto, ante un gradiente abrupto de presiones al interior de la
28 tormenta, el domo colapsa arrastrando el aire frío que lo rodeaba por debajo.
29 Esta corriente desciende a velocidades intensas e impacta con vehemencia sobre
30 la superficie terrestre. Al chocar se produce una especie de anillo vorticoso que
31 puede ser devastador con velocidades de hasta 270 km/h Fujita ([1985](#)). En
32 este trabajo se establecen escalas espaciales entre 40 m y 4 km. No obstante
33 recientes estudios plantean que se explayan en un diámetro entre 1 y 5 km
34 Darwish et al. ([2010](#)).

1 Para determinar las cargas de viento, sobre los elementos de transmisión
2 eléctrica, ciertas normativas se estriban en perfiles de vientos clásicos (sinópti-
3 cos) tipo capa límite atmosférica. Esto se traduce en una subestimación de las
4 presiones que se ejercen sobre la línea, un caso ejemplar es la norma Internatio-
5 nal Electrotechnical Commission. (IEC) 60826. Esto pone en riesgo al sistema
6 es atacado por tornados o CD. La probabilidad de ocurrencia es baja para
7 dominios de corta longitud, pero cuando las líneas discurren largas distancias
8 estos vientos extremos suelen suceder esporádicamente Ang y Tang (1984).

9 La altura de velocidad máxima es un variable crucial para el estudio de
10 daños vinculado a este tipo de fenómenos. Según expresan investigadores con-
11 temporáneos el diámetro de desarrollo del anillo se encuentra intrínsecamente
12 relacionadas con dicha altura Holmes (2002), Abd-Elaal et al. 2013. Comple-
13 mentando a esto, Stengel y Thiele (2017) en Alemania capturó este fenómenos
14 utilizando anemómetros colocados en líneas de transmisión. Esto permitió es-
15 tablecer un perfil de velocidades media y la función de coherencia relacionada
16 con la turbulencia a partir de datos experimentales. De este artículo se extrajo
17 el perfil de vientos implementado en este trabajo.

18 En nuestro país investigadores integrantes del Grupo de Eolo Dinámica
19 perteneciente a la Facultad de Ingeniería extrajeron datos durante TC traba-
20 jo de campo exhaustivo. El primer informe relevado en el artículo Durañona
21 y Cataldo, 2009 se realiza un cálculo del ángulo de balanceo, simplificando
22 cauasi-estáticamente que la tangente del mismo es igual al ratio de la fuerza
23 de viento por unidad de peso. En este trabajo se mostró que para valores de
24 velocidad de viento de 97.9 m/s el conductor alcanza los 85°.

25 Dados los alarmantes resultados de Durañona y Cataldo, 2009 posterior-
26 mente se realizaron investigaciones con datos de hace un siglo hasta la fecha
27 en el trabajo (Durañona, 2015). En este estudio se atisba que fenómenos de
28 CD producen mayores velocidades de ráfaga en 10 minutos que los vientos tipo
29 capa límite atmosférica. El valor máximo de velocidad registrado alcanzó los 40
30 m/s en promedio de 10 minutos. En el año 2019, este grupo de investigadores
31 presentó un trabajo relevante donde se resalta que los vientos extremos afecta
32 principalmente al norte del país Duranona et al. (2019). En este se sugiere
33 que la norma (Instituto Uruguayo de Normas Técnicas. (UNIT):50-84, 1984)
34 debe ser actualizada incluyendo cálculos de cargas por fenómenos de vientos
35 no sinópticos. Pero los eventos de vientos extremos no son los únicos que afec-
36 tan a los conductores, también pueden ocurrir inestabilidades estructurales

1 inherentes a interacción entre fluido-estructura.

2 **2.4. Análisis semi-analíticos de conductores**

3 Los cables suspendidos en sus extremos e inmersos en un flujo de aire pue-
4 den experimentar oscilaciones aeroelásticas autoexcitadas de gran amplitud,
5 principalmente en el plano vertical. Esta problemática ha sido ampliamente
6 estudiada por distintos autores de la literatura. Como por ejemplo Blevins
7 y Vibrations, 1990, Jones, 1992. Para vigas de gran esbeltez, o elementos de
8 cuerdas tensados en sus bordes, se han aplicado formulaciones tanto lineales
9 como no lineales. En estos trabajos se implementaron elementos de uno o dos
10 grados de libertad por nodo. Los objetivos de estas publicaciones consisten
11 en abordar analíticamente el fenómeno de Galloping, examinando la relación
12 intrínseca entre el movimiento vertical y horizontal y verificar estos resultados
13 en la práctica. Algunos de ellos, estudiaron el efecto de perfiles geométricos sin
14 simetría tangencial, debido a formaciones de escarcha o hielo. En la temática
15 destaca el trabajo Chabart y Lilien (1998), en este se propuso una aproxima-
16 ción innovadora teniendo en cuenta aspectos complejos del fenómeno como ser:
17 la variación de ángulo de ataque durante la trayectoria y sus consecuencias en
18 la fuerza lift ante la presencia de excentricidades geométricas.

19 El fenómeno Galloping presenta las frecuencias del movimiento excesivo
20 suelen ser bajas y son exuberantes a simple vista. Este fenómeno devastador
21 tiene consecuencias severas sobre todo en líneas que se encuentran en climas
22 gélidos, recientemente en Julio del 2020 derribó 55 torres sólidas en el sur
23 de Argentina y las imágenes son impactantes (Ver vídeo). La principal causa
24 del fenómeno es el ataque de vientos intensos y constantes. La presencia de
25 irregularidades geométricas en las líneas induce inestabilidades aerodinámicas
26 y cuanto mayor sea la cantidad y discontinuidad de las excentricidades más
27 aguda será la respuesta inducida. Las velocidades requeridas de viento suelen
28 ser mayor a 7 m/s y las frecuencias de respuesta del conductor suelen oscilar
29 entre los 0.15 y 1 Hz.

30 Existen determinados componentes que pueden mitigar la inminente apro-
31 ximación de las líneas, y por tanto la aparición de un cortocircuito. Los separa-
32 dores si bien no evitan los desmedidos desplazamientos globales, si los relativos
33 entre conductores, siendo una solución atenuante del problema. Otros elemen-
34 tos se han creado para suprimir el fenómeno en conductores propensos a la

1 formación de hielo. Estos son amortiguadores de torsión. Este dispositivo en
2 inglés (Torsional Damper Detuner) gira relativo al conductor anulando las
3 formas irregulares producto de la formación de hielo.

4 En el artículo Jones, [1992](#) se halló la solución a la ecuación de movimiento,
5 despreciándose su componente axial. Bajo esta hipótesis, se presentaron los
6 autovalores que permiten detectar analíticamente bajo que condiciones del sis-
7 tema se efectiviza la inestabilidad. De manera complementaria, se desarrolló el
8 estudio matemático de las trayectorias que describían las líneas, deduciéndose
9 un perfil tipo helicoidal con una componente vertical significativamente mayor
10 a la horizontal. Esto indica la potencial amenaza respecto a los excesivos e inde-
11 seables desplazamientos que el Galloping es capaz de generar en el eje vertical.
12 Esto amenaza la seguridad y fiabilidad del sistema ya que esta componente,
13 es limitada durante la instalación a través de cálculos estáticos. Al generarse
14 desplazamiento dinámicos desmedidos, ya no hay garantías de salvaguardar la
15 salud de las personas y los componentes cercanos.

16 Los estudios de Jones y Blevins, se fraguaban en premisas de linealidad
17 geométrica. Sin embargo, autores han destacado que los efectos no lineales
18 juegan un rol importante en el desarrollo, como ser: las referencias Luongo et
19 al. [1984](#) y Lee y Perkins, [1992](#). En el trabajo propuesto por Lee se incluyen
20 componentes no lineales de tercer y cuarto orden en el estiramiento del conduc-
21 tor durante el movimiento. Se cotejan estos resultados con los de un modelo
22 lineal de primer orden, concluyéndose que los términos de segundo y tercer
23 orden influyen notoriamente en la respuesta al integrarse numericamente la
24 ecuación diferencial del movimiento.

25 Esta problemática fue abordada unos años mas tarde, por el trabajo pu-
26 blicado Luongo y Piccardo, [1998](#). En este artículo se hallaron las soluciones
27 no lineales de resonancia desencadenadas por un flujo transversal uniforme. Se
28 contrastaron dos soluciones arrojadas por disimiles modelos, uno de pequeños
29 desplazamientos y otro incorporando no linealidades geométricas. En este tra-
30 bajo se distinguen dos regímenes del movimiento, el primero de ellos nominado
31 crítico refiere a valores de velocidad cercana a la crítica donde los movimientos
32 no presetan gran amplitud. Al aumentar la velocidad de viento, las trayec-
33 torias se amplifican y el régimen es llamado post-crítico. De este análisis, se
34 concluye que la solución para pequeños desplazamientos es simple y confiable
35 para valores de velocidad media de viento correspondiente al estado crítico.
36 Posteriormente al incrementar la velocidad de viento y se desata el fenómeno

1 post-crítico y el incluir términos de grandes desplazamientos es imprescindible
2 ble para representar cabalmente las trayectorias. Sin embargo, para perfiles
3 simétricos, la velocidad crítica que lo origina puede ser hallada con un análisis
4 lineal.

5 Según los autores del trabajo Luongo et al. [2007](#), hasta la fecha de publi-
6 cación, era necesaria una formulación orientada al modelado no lineal de la
7 dinámica del problema. En numerosos trabajos publicados, se calculaban las
8 fuerzas en su régimen cuasi estacionario y los desarrollos en elementos finitos
9 aplicados eran exigüos, en especial para el régimen post-crítico del Galloping.
10 Por otra parte, escasos estudios consideraban las variaciones de ángulo de ata-
11 que y velocidad relativa entre el conductor y del fuljo. Además eran desprecia-
12 das las rigideces a torsión de los elementos, esto se debe a que la rigidez según
13 el eje axial suele ser mayor respecto a la rigidez flexional, principalmente por
14 un argumento de esbeltez y disposición geométrica del conductor de estudio.

15 El propósito de Luongo et al. [2007](#) fue proponer un elemento de viga orien-
16 tado a la simulación del cable, capaz de incorporar la rigidez de este a torsión.
17 Estos términos representan diferencias notorias para secciones antisimétricas
18 en los modos de respuesta. Por otra parte, se presentaron resultados numéri-
19 cos utilizando el método de Galerkin para un caso simple con el objetivo de
20 hallar las condiciones de inestabilidad incipiente. Se demostró, que el ángulo
21 de balanceo es capaz de influir considerablemente en las condiciones críticas
22 del sistema, a través de la matriz tangente, cuando se tienen en cuenta los mo-
23 dos simétricos. En particular, para valores pequeños de balanceo, la inclusión
24 del ángulo puede influir significativamente en el valor de velocidades críticas
25 aeroelásticas.

26 A posteriori, en el trabajo Luongo et al. [2009](#) se profundizó en los efectos
27 del ángulo de balanceo en la dinámica del fenómeno. Para esto se utilizó la
28 formulación de vigas propuesta por los mismos autores dos años antes, como
29 destacado resultado, se probó que mientras la rigidez de torsional no afecta
30 significativamente los desplazamientos traslacionales, en cambio sí lo hace a
31 la solución del ángulo de giro. En especial para perfiles sin simetría de revolu-
32 ción. La consideración del balanceo en el lift y en el ángulo de ataque, afecta
33 notoriamente las frecuencias naturales del cable, en particular las propiedades
34 de la sección aerodinámica y por tanto sus velocidades críticas. Por ende, se
35 resalta la importancia de incorporar un modelo robusto y completo de vigas
36 para el modelado del conductor, como ser un modelo de vigas corrotacional.

2.5. Análisis corrotacional de vigas

Los modelos de vigas flexibles se utilizan en un amplio abanico de aplicaciones entre ellas: aeronaves, turbinas propulsoras, molinos eólicos marítimos y terrestres. A pesar de las formulaciones “Updated z “Total Lagrangian clásicas, dentro de estas últimas el abordaje corrotacional es idóneo para este tipo de aplicaciones. Esto se fundamenta en la necesidad de incluir términos de no linealidad geométrica generados por los grandes desplazamientos en servicio. Destacados autores han contribuido al desarrollo histórico de esta metodología en las últimas décadas, entre ellos el emblemático trabajo de Nour-Omid y Rankin, 1991 quienes sentaron las bases del método.

Este modelado se funda principalmente en la descomposición cinemática del elemento finito en dos etapas sucesivas. Primeramente considerándolo como un rígido y luego incluyendo su carácter deformable. Para ubicar la componente rígida, se considera un sistema de coordenadas solidario que permite localizar al elemento en el espacio. Mientras que para la componente deformable se considera una formulación local esfuerzo-deformación, con su respectivo sistema de coordenadas, específica para cada material. La principal ventaja de la propuesta corrotacional es la versatilidad ante diferentes formulaciones locales. Permitiendo incorporar distintos tipos de elementos, fácilmente. Además, destaca el desacople de las no linealidades. La componente rígida del elemento representa términos de no linealidades geométricas mientras que la deformables incorpora no linealidad materiales.

El cálculo de las matrices tangentes y los vectores de fuerzas internas se calculan en función de la fragmentación cinemática antes descrita. La variación de la componente rígida respecto al desplazamiento, resulta una matriz tangente anti-simétrica. La deducción consistente de la formulación conduce a esta propiedad anti-simétrica, esta característica depende principalmente del des-balanceo en el vector de fuerzas residuales. Representar las propiedades anti-simétricas de la matriz puede implicar grandes costos computacionales al resolver el sistema mediante métodos numéricos como (Newton Raphson. (N-R)). Los autores Nour-Omid y Rankin, 1991 con el objetivo de optimizar el método, demostraron que simetrizando la matriz tangente, N-R mantiene su orden de convergencia cuadrático.

Debido a voluble capacidad de la metodología corrotacional, en los años posteriores se publicaron numerosos trabajos aplicando diversos tipos de ele-

1 mentos y leyes materiales. La mayor cantidad de los trabajos se ciñeron al
2 considerar funciones de interpolaciones lineales, matrices de masas concentra-
3 da y elementos de viga de Timoshenko. Para estos elementos, es posible obtener
4 de manera sencilla la matriz de masa al derivar los términos de fuerzas inercia-
5 les. Como habrá notado el sagaz lector, este cálculo conduce ineludiblemente
6 a la matriz de masa constante de Timoshenko. Por otra parte, interpolaciones
7 lineales asumen que los desplazamientos transversales al eje de la viga son nu-
8 los, esta hipótesis reduce el campo de aplicación del modelo, en especial para
9 mallas de bajo numero de elementos, ya que la matriz de masa tangente y el
10 vector de fuerzas inerciales no representan las componentes omitidas.

11 En la referencia De Borst et al. [2012](#) se sugiere que el proceso de obten-
12 ción requerido para el cálculo de la matriz de masa concentrada es demasiado
13 intrincado, debido a su grado de complejidad geométrico. El autor propone
14 utilizar funciones de interpretación cúbicas, como por ejemplo las asociadas al
15 elemento de Bernoulli. Este tipo de soluciones resultan controversiales a la hora
16 de derivar el vector de fuerzas inerciales. Como consecuencia, el autor consi-
17 deró un modelo simplificado híbrido. Este consiste en utilizar interpolaciones
18 cúbicas para el vector de fuerzas internas y matriz tangente, considerando una
19 matriz de masa constante. Esto resulta en una formulación no consistente pero
20 numéricamente eficiente. Esta forma de proceder también se aplico en Pacoste
21 y Eriksson, [1997](#).

22 En paralelo otros autores, desarrollaron eficientes elementos de viga bidi-
23 dimensionales y tridimensionales, con el propósito de modelar estructuras en
24 grandes desplazamientos bajo cargas estáticas (Battini y Pacoste, [2002](#) Alsafadie et al. [2010](#)). Estos autores afirman que al seleccionar adecuadamente el
25 largo de elemento, los desplazamientos locales son significativamente menores
26 que los asociados a la componente rígida. Por esta razón, se compararon resul-
27 tados con diferentes número y tipos de elementos para los mismos ejemplos.
28 Estos estudios, en conjunto con lo publicado por Alsafadie et al. [2010](#), con-
29 cluyen que formulaciones cúbicas son más eficaces y precisas que las lineales
30 bajo ciertas circunstancias. Estos trabajos sentaron las bases para la extensión
31 analítica hacia las componentes dinámicas.

32 Investigadores de origen europeo trabajaron en este desafío en los últimos
33 años. El primero de ellos fue Behdinan et al. [1998](#) a finales de siglo, pero las fun-
34 ciones de forma utilizadas para describir los desplazamientos globales no eran
35 consistente con la formulación canónica del método corrotacional propuesta
36

1 por Simo y Vu-Quoc (1988). De hecho, según el conocimiento del autor, no
2 existía hasta la fecha ninguna investigación publicada sobre una formulación
3 consistente que derivara analíticamente, no solo los vectores de fuerza interna
4 sino también, las componentes inerciales.

5 Años mas tarde, Le et al. 2011 publicaron una formulación para vigas
6 2D implementando funciones de forma cúbicas del elemento de interpolación
7 independiente "IIE" de la referencia Reddy, 1997. Estos elementos fueron desa-
8 rrollados con el objetivo de obtener el vector de fuerzas inerciales y la matriz
9 tangente fácilmente. Estas funciones de forma son una leve modificación basa-
10 das en los polinomios de Hermitian, con el propósito de incluir consideraciones
11 adicionales sobre las deformaciones por flexión y cortante. Esta publicación es
12 una de las primeras en obtener el vector fuerzas inerciales matemáticamente y
13 su matriz respectiva de masa tangente. Para este cálculo, se introducen algu-
14 nas aproximaciones con respecto a las cantidades cinemáticas locales. Además
15 se comparan los resultados con respecto a las clásicas aproximaciones de la li-
16 teratura, matriz de masa concentrada y de Timoshenko. Se concluyó que esta
17 nueva formulación, con respecto a los dos enfoques clásicos, permite reducir
18 significativamente el número de elementos. Esta ventaja se debe a una mayor
19 precisión en los términos inerciales y sus cambios temporales en función de los
20 desplazamientos locales.

21 Los mismos autores en conjunto con Lee extendieron la formulación en su
22 trabajo del 2014 Le et al. 2014 agregando una dimensión, este desarrollo se
23 vio dificultado debido a la carencia de propiedades como aditividad y conmutatividad en las matrices de rotación. Estas desempeñan un rol indispensables a la hora de caracterizar la cinemática angular del planteo. En este artículo, se presenta la parte estática desarrollada por Battini en Battini y Pacoste, 2002, además de exponerse detalladamente la obtención del vector de fuerzas inerciales y su derivada. Asumiendo determinadas simplificaciones para las deformaciones angulares locales. Con respecto a la iteración temporal se selecciono el clásico método (Hughes, Hilbert y Taylor. (HHT)) con los parámetros convencionales (Hilber et al. 1977). Este algoritmo es utilizado por reconocidos software comerciales (Abaqus, Lusas) e implica una disipación sobre la energía total del sistema para frecuencias de oscilación altas, mas presenta como ventaja la estabilidad para grandes incrementos temporales.

35 En Le et al. 2014 se consideraron cuatro ejemplos numéricos para comparar
36 la nueva formulación con otros dos enfoques. La primer comparación, se deriva

1 de la nueva formulación reemplazando las intercalaciones cúbicas por lineales.
2 El segundo enfoque es el TL clásico propuesto por Simo y Vu-Quoc, [1988](#).
3 En base a estos ejemplos de contraste se concluyen las siguientes afirmaciones:
4 todas las formulaciones conducen a idénticos resultados refinando las mallas, no
5 así con mallas gruesas. En este caso tanto la formulación bi-nodal de Simo y
6 Vu-Quoc como la lineal corrotacional son significativamente mas imprecisas en
7 comparación con la formulación cúbica corrotacional. Esto justifica el esfuerzo
8 computacional y analítico en los términos dinámicos inerciales incluidos en el
9 modelo. La formulación corrotacional es ligeramente mas lento (12 %) respecto
10 a lo descrito por Simo and Vu-Quoc . Sin embargo, bajo ciertas condiciones
11 altamente dinámicas, para un mismo nivel de precisión exigido, la formulación
12 innovadora de este trabajo lo logra en menor tiempo.

13 Debido a estas ventajas, esta metodología es implementada en diversos
14 campos de aplicación ingenieril. La robustez, solidez y versatilidad del modelo
15 es un atractivo para distintos investigadores del área. En Albino et al. [2018](#)
16 Albino modelaron tuberías elevadoras flexibles, manufacturadas por materiales
17 graduados, para la carga o descarga de barcos petroleros en alta mar. En
18 2019 Asadi y Johansson, [2019](#) simularon palas de aerogeneradores utilizando
19 elementos de viga para el diseño de las componentes mecánicas, entre ellas
20 el tren de transmisión, los cojinetes y la soldadura de la raíz cuchilla-pala.
21 En el mismo año el autor Barzanooni et al. [2018](#) atacó la problemática de
22 anillos y interacciones de contacto aplicado a robots industriales también con
23 la formulación propuesta por Le et al. [2014](#).

24 Esto nos permite concluir que la formulación es idónea para la aplicación
25 central de este trabajo. Donde se desarrollan grandes desplazamientos y térmi-
26 nos inerciales. Estudios recientes se encuentran desarrollando softwares para
27 ser aplicados a diferentes problemáticas de la ingeniería estructural y mecáni-
28 ca. No obstante, ningún software comercial hasta la fecha utiliza formulaciones
29 corrotacionales para la solución de problemas dinámicos.

1 Capítulo 3

2 Preliminares

3 A continuación se presenta una descripción cualitativa y cuantitativa de la
4 formulación corrotacional según lo propuesto en (Le et al. [2014](#)). La temática
5 se abordará progresivamente según la naturaleza de las variables. En primera
6 instancia se describen la caracterización de magnitudes cinemáticas globales y
7 locales en las Secciones [3.1](#) y [3.2](#). Una vez ahondadas las variables asociadas al
8 movimiento se expone como, a partir de estas, se deducen las variables estáticas
9 y dinámicas en la Sección [3.3](#).

10 3.1. Cinemática corrotacional

11 El planteo corrotacional para elementos de viga 3D binodales, se basa en
12 escindir la cinemática del movimiento en dos componentes. La primera de ellas
13 representa grandes rotaciones y desplazamientos dados por la dinámica de un
14 elemento rígido. La segunda componente tiene en cuenta los desplazamientos
15 locales asociados a la flexibilidad del material. Este enfoque suele aplicarse al
16 analizar deformaciones estáticas. Resulta intuitivo imaginar en un inicio como
17 se deformaría la estructura de manera rígida para luego aplicarle la componente
18 no rígida. Ahora bien, en este tipo de formulaciones, hace falta introducir una
19 serie de sistemas de coordenadas que permiten representar los desplazamientos
20 de cada una de las componentes.

21 Para el abordaje de este análisis debe comprenderse una serie de rotacio-
22 nes consecutivas ilustradas en la Figura [3.1](#). Para un elemento formado por los
23 nodos 1 y 2 en sus extremos, se distinguen tres configuraciones. La primera
24 de ellas en color azul representa el elemento en su estado indeformado o de

1 referencia. El color naranja identifica a la componente de deformación no rígi-
 2 da mientras que en gris se ilustra la configuración de deformación rígida del
 3 elemento.

4 Para realizar trasposos de una componente a otra se definen una serie de
 5 transformaciones. La primera de ellas nominada \mathbf{R}_0 lleva al elemento desde
 6 su estado paramétrico a su estado de referencia. A partir de esa configuración
 7 podemos hallar la geometría deformada aplicando las transformaciones \mathbf{R}_1^g o
 8 \mathbf{R}_2^g , dependiendo el nodo de interés. Esta no es la única forma de hallar el
 9 estado deformado del elemento a partir de su configuración de referencia. Una
 10 alternativa consiste dado un nodo i al interior del elemento, aplicar consecu-
 11 tivamente las transformaciones \mathbf{R}_r y $\bar{\mathbf{R}}_i$ encontrando así el estado deformado
 12 partiendo desde su configuración de referencia.

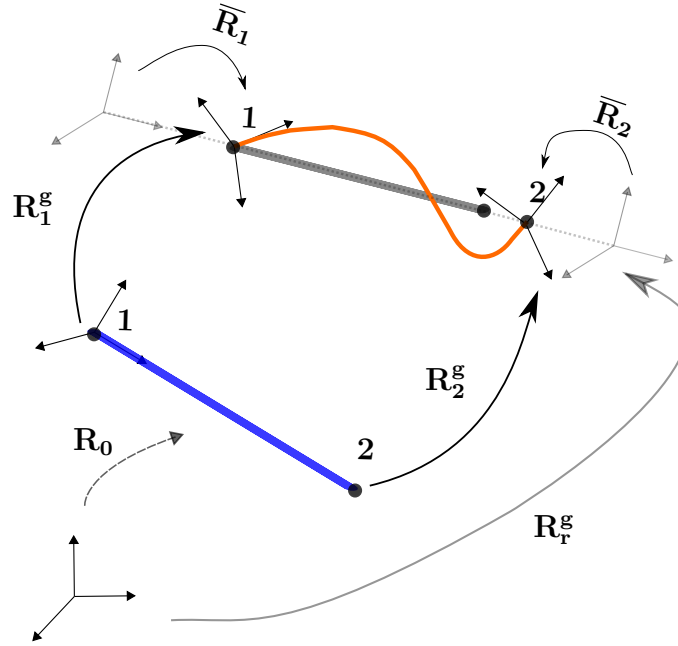


Figura 3.1: Rotaciones a cada configuración.

13 A partir de las definiciones descritas anteriormente e ilustradas en la Figura
 14 3.1, resulta clarificante destacar los argumentos sobre la nomenclatura selec-
 15 cionada. En primer lugar, la notación con supra- índice “g” refiere a la palabra
 16 globales. Es ilustrativo referirse de esta forma a dicha transformación, ya que
 17 permite encontrar de forma “macro” cuales es la configuración deformada par-
 18 tiendo del sistema de coordenadas isoparamétrico. Asimismo en la Figura 3.1,
 19 tanto las rotaciones locales $\bar{\mathbf{R}}_1$, $\bar{\mathbf{R}}_2$ como globales \mathbf{R}_i^g se utiliza el sub-índice i
 20 mientras que para la rotación de deformación rígida no hace falta esta distin-

1 ción. Este detalle resulta clave para comprender la metodología corrotacional.
2 Dado que componente de deformación rígida es rectilínea, la orientación de
3 cada nodo es idéntica por lo que es posible prescindir del sub-índice i .

4 Naturalmente para encontrar la curva deformada que describe el elemento,
5 hace falta la orientación y traslación de un sistema de coordenadas solidario a
6 cada punto. Estas transformaciones se pueden representar matemáticamente
7 con la artillería del álgebra matricial para rotaciones. Una presentación de la
8 temática puede hallarse en la publicación (Kožar y Ibrahimbegović, 1995).

9 En los párrafos que prosiguen se desarrollan los sistemas solidarios a los
10 nodos ubicados en los extremos del elemento. El estudio de deformaciones
11 locales para los puntos interiores a la viga se detalla en la Sección 3.2.

12 Para deducir las matrices asociadas a cada transformación resulta impres-
13 cionable definir un conjunto de bases que permitan seguir al elemento en cada
14 configuración. Estas tríadas de versores se muestran gráficamente a continua-
15 ción en la Figura 3.2.

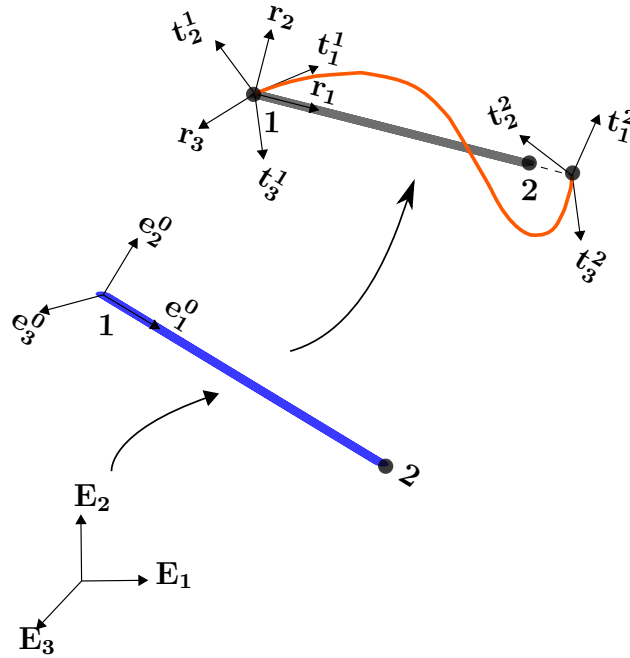


Figura 3.2: Descripción de las bases corrotacionales.

16 Primeramente se define un sistema de referencia auxiliar integrado por la
17 base ortogonal $(\mathbf{E}_1, \mathbf{E}_2, \mathbf{E}_3)$. Una vez ubicado el elemento en su estado inicial,
18 las coordenadas se hallan en relación a tres vectores $(\mathbf{e}_1, \mathbf{e}_2, \mathbf{e}_3)$. Al aplicarle la
19 traslación y rotación de cuerpo rígido la base $(\mathbf{r}_1, \mathbf{r}_2, \mathbf{r}_3)$ se anida al elemento

1 y funciona como sistema de coordenadas en la configuración de deformación
2 rígida. Por último, la base $(\mathbf{t}_1^i, \mathbf{t}_2^i, \mathbf{t}_3^i)$ permite identificar la orientación y po-
3 sición del nodo i en la configuración deformada. Se hace énfasis en el hecho
4 de que tanto la configuración inicial como la de deformación rígida requieren
5 un único sistema de coordenadas. Por el contrario, la configuración deformada
6 debido a la flexibilidad del elemento, requiere dos sistemas, denotados con la
7 letra \mathbf{t}_j^i donde el supra-índice i identifica el nodo y el sub-índice j la dirección.

8 La definición de las bases mencionadas en el párrafo anterior no es arbi-
9 traria. Una vez definidas las matrices de rotación resulta intuitivo y oportuno
10 escribirlas a partir de los vectores solidarios a cada configuración. Esa relación
11 intrínseca entre matrices y los versores se establece en la Tabla 3.1 a continua-
12 ción:

Matriz	Vínculo de bases
\mathbf{R}_0	$(\mathbf{E}_1, \mathbf{E}_2, \mathbf{E}_3) \rightarrow (\mathbf{e}_1, \mathbf{e}_2, \mathbf{e}_3)$
\mathbf{R}_i^g	$(\mathbf{e}_1, \mathbf{e}_2, \mathbf{e}_3) \rightarrow (\mathbf{t}_1^i, \mathbf{t}_2^i, \mathbf{t}_3^i)$
$\bar{\mathbf{R}}_i$	$(\mathbf{r}_1, \mathbf{r}_2, \mathbf{r}_3) \rightarrow (\mathbf{t}_1^i, \mathbf{t}_2^i, \mathbf{t}_3^i)$
\mathbf{R}_r	$(\mathbf{E}_1, \mathbf{E}_2, \mathbf{E}_3) \rightarrow (\mathbf{r}_1, \mathbf{r}_2, \mathbf{r}_3)$

Tabla 3.1: Caracterización de matrices en términos de la base.

13 Los vínculos descritos en la tabla anterior se desprenden de las definiciones
14 para cada matriz. Los vectores a la izquierda y derecha hacen referencia a la
15 y a su respectiva imagen. A modo de ejemplo para la primer fila se tiene: \mathbf{R}_0 .
16 $(\mathbf{E}_1, \mathbf{E}_2, \mathbf{E}_3)^T = (\mathbf{e}_1, \mathbf{e}_2, \mathbf{e}_3)$. Al plantear este tipo de vínculos entre vectores y
17 haciendo uso de la propiedad para matrices ortonormales de la Ecuación 3.1
18 es posible deducir las Expresiones (3.2) y (3.3).

$$\mathbf{R}^T = \mathbf{R}^{-1} \quad (3.1)$$

$$\bar{\mathbf{R}}_i = (\mathbf{R}_r^g)^T \mathbf{R}_i^g \mathbf{R}_0 \quad (3.2)$$

$$\mathbf{R}_i^g \mathbf{R}_0 = \mathbf{R}_r^g \bar{\mathbf{R}}_i \quad (3.3)$$

19 El propósito de la descripción anterior, algo intrincada y engorrosa respon-
20 de a la necesidad de crear herramientas analíticas que permitan vincular los
21 desplazamientos lineales y angulares, para las distintas configuraciones. Dado
22 un punto arbitrario P, es posible ubicarlo en coordenadas locales y globales tal
23 cual se muestra en la Figura 3.3. En coordenadas locales sus grados de libertad

son: el desplazamiento axial, etiquetado con la letra \bar{u} , y sus desplazamientos angulares con el nombre $\bar{\theta}_i^P$. Los siete grados de libertad se compactan en el vector $\mathbf{d}_i^P = (\mathbf{u}_P, \bar{\theta}_i^P)$. Ahora bien, es posible desglosar el desplazamiento axial \bar{u} en tres componentes según los vectores \mathbf{r}_i . Al vector desplazamientos de P en función de la base \mathbf{r}_i se le denomina \mathbf{d}_r^P .

Los desplazamientos de la viga en el punto P también se pueden expresar en coordenadas globales. Para esto se utilizan las 6 magnitudes clásicas $\mathbf{d}_g^P = (\mathbf{u}_g^P, \mathbf{w}_g^P)$. Esta tienen origen en la configuración de referencia o material hasta la deformada como se muestra en la Figura 3.3.

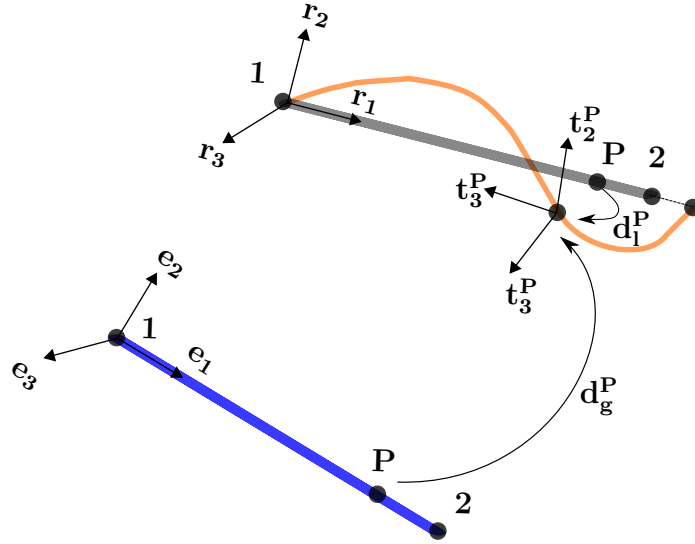


Figura 3.3: Desplazamientos locales y globales del nodo P.

Acorde con los desplazamientos presentados anteriormente, es propicio calcular sus diferenciales asociados. Estos emplearan un rol esencial para el cálculo de matrices tangentes y fuerzas internas. A continuación las Ecuaciones (3.4) y (3.5) definen las variaciones de los desplazamientos locales y globales respectivamente.

$$\delta \mathbf{d}_i = [\delta \bar{u}, \delta \bar{\theta}_1^T, \delta \bar{\theta}_2^T]^T \quad (3.4)$$

$$\delta \mathbf{d}_g = [\delta \mathbf{u}_1^g, \delta \mathbf{u}_2^g, \delta \mathbf{w}_1^g, \delta \mathbf{w}_2^g]^T \quad (3.5)$$

Consecuente con los desplazamientos infinitesimales, se desarrollan los diferenciales asociados a las transformaciones de giro \mathbf{R}_r^g , \mathbf{R}_i^g , \mathbf{R}_0 y $\bar{\mathbf{R}}_i$. Para esto, primeramente deben obtenerse las matrices según lo explicitado en la Tabla

1 3.1. Las entradas de \mathbf{R}_r y \mathbf{R}_i^g se hallan siguiendo las Ecuaciones (3.6) y (3.7)
2 a continuación:

$$\mathbf{R}_r = [\mathbf{r}_1 \ \mathbf{r}_2 \ \mathbf{r}_3] \quad (3.6)$$

$$\mathbf{R}_i^g = [\mathbf{t}_1 \ \mathbf{t}_2 \ \mathbf{t}_3] \quad (3.7)$$

3 Los versores \mathbf{r}_i se hallan a partir del vector director \mathbf{r}_1 que apunta del nodo
4 1 al 2. Es por esto que es preciso definirlo en función de las posiciones iniciales
5 de los nodos en coordenadas globales \mathbf{x}_1 y \mathbf{x}_2 , sus desplazamientos \mathbf{u}_1^g y \mathbf{u}_2^g y
6 el largo l_n una vez deformado.

$$l_n = \|\mathbf{X}_2 + \mathbf{u}_2 - \mathbf{X}_1 - \mathbf{u}_1\| \quad (3.8)$$

$$\mathbf{r}_1 = \frac{\mathbf{x}_2 + \mathbf{u}_2 - \mathbf{x}_1 - \mathbf{u}_1}{l_n} \quad (3.9)$$

7 El vector auxiliar \mathbf{p} surge se define para hallar primeramente los vectores
8 \mathbf{r}_i y partir de estos la base \mathbf{t}_i . Estos versores son dinámicos y solidarios al
9 movimiento. Están unidas a la configuración de deformación rígida y local res-
10 pectivamente. El constante cambio de estas configuraciones en cada iteración,
11 conduce a la necesidad de expresarlos en función de vectores asistentes. Para
12 esto se definen \mathbf{p} , \mathbf{p}_1 y \mathbf{p}_2 en la Ecuación (3.10):

$$\mathbf{p} = \frac{1}{2}(\mathbf{p}_1 + \mathbf{p}_2), \quad \mathbf{p}_i = \mathbf{R}_i^g \mathbf{R}_0 [\mathbf{0} \ 1 \ 0]^T \quad (3.10)$$

13 En la expresión anterior la matriz \mathbf{R}_0 se obtiene colgando los vectores \mathbf{e}_i
14 escritos como combinación lineal de la base \mathbf{E}_i . Una vez calculada esta matriz y
15 evaluado las expresiones de la Ecuación (3.10) se obtienen los restantes versores
16 directores de la componente de deformación rígida. Esto es:

$$\mathbf{r}_3 = \frac{\mathbf{r}_1 \times \mathbf{p}}{\|\mathbf{r}_1 \times \mathbf{p}\|}, \quad \mathbf{r}_2 = \mathbf{r}_3 \times \mathbf{r}_1 \quad (3.11)$$

17 Habiendo definido las matrices de rotación es útil calcular las variaciones
18 de las mismas. Estos cálculos son fundamentales para la transformación de
19 variables y sus respectivos diferenciales.

$$\delta \overline{\mathbf{R}}_i = \delta \mathbf{R}_r^T \mathbf{R}_i^g \mathbf{R}_0 + \mathbf{R}_r^T \delta \mathbf{R}_i^g \mathbf{R}_0 \quad (3.12)$$

En la Ecuación (3.12) se aplica la regla de la cadena para el cálculo de diferenciales matriciales. Dado que transformación \mathbf{R}_0 comunica la configuración indeformada y ambas configuraciones son fijas, su matriz es constante. Por lo tanto, su variación es nula. A diferencia de las matrices de giro $\overline{\mathbf{R}}_i$ y \mathbf{R}_i^g sus variaciones pueden hallarse según las Ecuaciones (3.13) y (3.14) respectivamente.

$$\delta \mathbf{R}_i^g = \widetilde{\delta \mathbf{w}_i^g} \mathbf{R}_i^g \quad (3.13)$$

$$\delta \mathbf{R}_r^g = \widetilde{\delta \mathbf{w}_r^g} \mathbf{R}_r \quad (3.14)$$

En la ecuación (3.14) el término $\widetilde{\delta \mathbf{w}_r^g}$ refiere a la operación skew del vector de ángulos de la componente de deformación rígida. Esta operación simplifica el producto vectorial de forma matricial y es sumamente útil para el cálculo de diferenciales asociados a matrices de rotación. La función $\tilde{\mathbf{A}}$ aplicada al vector $\boldsymbol{\Omega} = (\Omega_1, \Omega_2, \Omega_3)$ toma la siguiente forma:

$$\text{Skew}(\boldsymbol{\Omega}) = \tilde{\boldsymbol{\Omega}} = \begin{bmatrix} 0 & -\Omega_3 & \Omega_2 \\ \Omega_3 & 0 & -\Omega_1 \\ -\Omega_2 & \Omega_1 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.15)$$

En función de lo descrito anteriormente resta vincular los diferenciales de ángulos locales en términos de las variaciones globales. Para esto se definen las matrices \mathbf{E} y \mathbf{G} según las Ecuaciones (3.16) (3.17).

$$\mathbf{E} = \begin{bmatrix} \mathbf{R}_r & \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{R}_r & \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{R}_r & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{R}_r \end{bmatrix} \rightarrow \delta \mathbf{d}_g = \mathbf{E}^T \mathbf{d}_g \quad (3.16)$$

Nótese que las matrices \mathbf{R}_r tiene dimensión 3x3. Para respetar dichas dimensiones, $\mathbf{0}$ es una matriz nula de 3x3 e \mathbf{I} una matriz identidad del mismo número de filas y columnas. De forma subsiguiente \mathbf{E} posee 12 entrada en filas y columnas asociadas a los 12 grados de libertad por elemento.

$$\mathbf{G} = \frac{\partial \mathbf{w}_r^g}{\partial \mathbf{d}^g}$$

$$\mathbf{G}(\mathbf{1} : \mathbf{6}) = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \eta/l_n & \eta_{12}/2 & -\eta_{11}/2 & 0 \\ 0 & 0 & 1/l_n & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -1/l_n & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.17)$$

$$\mathbf{G}(\mathbf{7} : \mathbf{12}) = \begin{bmatrix} 0 & 0 & -1/l_n & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\eta/l_n & \eta_{22}/2 & -\eta_{21}/2 & 0 \\ 0 & 1/l_n & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

En la columna 1 y 12 de la matriz \mathbf{G} las entradas son nulas ya que los desplazamiento angulares globales no dependen de los estiramientos axiales de los nodos. Además, los parámetros η se calculan realizando los cocientes entre las componentes de los vectores \mathbf{p}_j y \mathbf{p}_{ij} según la Ecuación (3.18). Siendo el vector p_j el producto $\mathbf{R}_r^T \mathbf{p}$ y \mathbf{p}_{ij} la multiplicación de $\mathbf{R}_r^T \mathbf{p}_i$.

$$\eta = \frac{p_1}{p_2}, \quad \eta_{11} = \frac{p_{11}}{p_2}, \quad \eta_{12} = \frac{p_{12}}{p_2}, \quad \eta_{21} = \frac{p_{21}}{p_2}, \quad \eta_{22} = \frac{p_{22}}{p_2}, \quad (3.18)$$

La relación entre los diferenciales anteriores, se pueden combinar de manera matricial, logrando así expresar los incrementos de ángulos locales en términos globales. Tal cual se expresa en la Ecuaciones (3.19) donde la matriz \mathbf{P} queda definida. Esto es de sumo interés ya que para el cálculo de fuerzas internas las variables causa y efecto de su generación son los desplazamientos locales. Por ende resulta imprescindible calcular su variación en términos globales.

$$\begin{bmatrix} \delta \bar{\theta}_1 \\ \delta \bar{\theta}_2 \end{bmatrix} = \left(\begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{I} & \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{I} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \mathbf{G}^T \\ \mathbf{G}^T \end{bmatrix} \right) \mathbf{E}^T \delta \mathbf{d}_g = \mathbf{P} \mathbf{E}^T \delta \mathbf{d}_g \quad (3.19)$$

Análogamente se debe transcribir la fuerza axial en función de las coordenadas globales. Con este objetivo se define un versor auxiliar \mathbf{r} que vincula los incrementos del desplazamiento axial $\delta \bar{u}$ con los globales. Esto permite escribir la Ecuación (3.4) en relación a (3.5) haciendo uso de la expresión que prosigue (3.20)

$$\delta \bar{u} = \mathbf{r} \mathbf{d}_g \quad \mathbf{r} = [-\mathbf{r}_1^T \mathbf{0}_{1,3} \mathbf{r}_1^T \mathbf{0}_{1,3}] \quad (3.20)$$

3.2. Formulación local

La fundamental ventaja y atractivo de la formulación corrotacional es su versatilidad ante diferentes tipos de elementos. Esto se debe al desacoplamiento analítico en la caracterización de los desplazamientos locales y globales. En este apartado, se detallan las magnitudes cinemáticas en la configuración local para el cálculo de los vectores y matrices dinámicas de la Sección 3.3.

El movimiento local de una sección ubicada a una distancia x de la viga, desde su configuración inicial, se define a partir de la rotación y traslación de la sección correspondiente a su centroide G . Una ilustración de esto se muestra en la Figura 3.4, donde la configuración de deformación rígida se identifica en punteado y la deformada en color naranja.

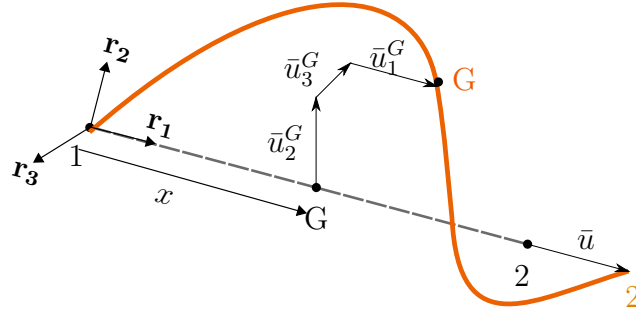


Figura 3.4: Esquema de desplazamientos locales.

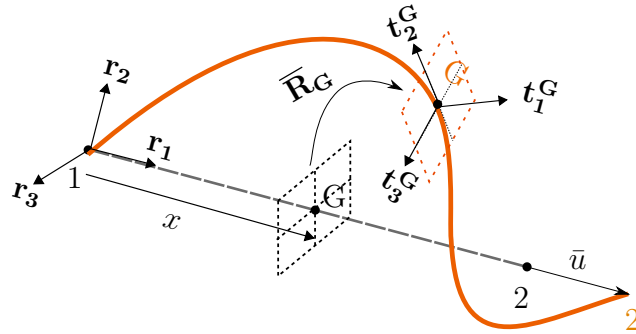


Figura 3.5: Ilustración grados de libertad locales.

El movimiento de la base \mathbf{t}_i en respecto del sistema \mathbf{r}_i^G está dado por los desplazamientos \bar{u}_3 según el versor \mathbf{r}_3^G y análogamente para los vectores \bar{u}_2 y \bar{u}_1 . Esto determina la ubicación del baricentro G . Su orientación se define a partir del plano punteado en color negro. La rotación de este respecto de tres ejes está dada por el plano en naranja. Este se define por dos vectores \mathbf{t}_3^G y \mathbf{t}_2^G

dentro del plano y un versor perpendicular \mathbf{t}_1^G . La transformación $\bar{\mathbf{R}}_G$ permite encontrar los transformados de la base \mathbf{r}_i^G etiquetados con las letras \mathbf{t}_i^G . Por último se observa el desplazamiento axial de la barra \bar{u} correspondiente al del nodo 2 en la dirección \mathbf{r}_1 .

Las interpolaciones para los puntos interiores al elemento se basan en las hipótesis de Bernoulli. Consecuentemente las interpolaciones son lineales para los desplazamientos axiales \bar{u}_1 y para los ángulos de torsión θ_1 . Por la contraria, tanto para los desplazamientos transversales \bar{u}_2 y \bar{u}_3 como para los ángulos de flexión, las interpolaciones es través de polinomios cúbicos. Estas funciones interpolantes se detallan en las Ecuaciones (3.21), (3.22) y (3.23).

$$N_1 = 1 - \frac{x}{l_0}, \quad N_2 = \frac{x}{l_0} \quad (3.21)$$

$$N_3 = x \left(1 - \frac{x}{l_0}\right)^2, \quad N_4 = \left(1 - \frac{x}{l_0}\right) \frac{x^2}{l_0} \quad (3.22)$$

$$N_5 = \left(1 - \frac{3x}{l_0}\right) \left(1 - \frac{x}{l_0}\right), \quad N_6 = \left(\frac{3x}{l_0} - 2\right) \left(\frac{x}{l_0}\right) \quad (3.23)$$

Para un punto ubicado a una distancia x del nodo 1 según el vector \mathbf{r}_1 es posible calcular los desplazamientos locales en la base \mathbf{r}_i . Dado el punto arbitrario G que se desplace en el sistemas de coordenadas locales según el vector \mathbf{d}_1^G . Los valores en términos de la componente de deformación rígida \mathbf{r}_i se calculan aplicando la Ecuación 3.24.

$$\begin{bmatrix} \bar{u}_1^G \\ \bar{u}_2^G \\ \bar{u}_3^G \\ \bar{\theta}_1^G \\ \bar{\theta}_2^G \\ \bar{\theta}_3^G \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} N_2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & N_3 & 0 & 0 & N_4 \\ 0 & 0 & -N_3 & 0 & 0 & -N_4 & 0 \\ 0 & N_1 & 0 & 0 & N_2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & N_5 & 0 & 0 & N_6 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & N_5 & 0 & 0 & N_6 \end{bmatrix} \mathbf{d}_1^G \quad (3.24)$$

Debido a que la matriz anterior presenta una gran cantidad de entradas nulas es útil agrupar las funciones de interpolaciones en matrices más pequeñas. De esta forma se construyen las matrices \mathbf{P}_1 y \mathbf{P}_2 . Estas expresan los desplazamientos transversales \bar{u}_2, \bar{u}_3 como también los ángulos $\bar{\theta}_1^G$ y $\bar{\theta}_2^G$ y $\bar{\theta}_3^G$ según los desplazamientos lineales del baricentro y los ángulos locales $\bar{\theta}_1$ y $\bar{\theta}_2$ para el nodo 1 y 2 respectivamente. Esta artimaña analítica se expresa a continuación

1 en las Ecuaciones (3.25) y (3.26):

$$\begin{bmatrix} 0 \\ \bar{u}_2^G \\ \bar{u}_3^G \end{bmatrix} = \mathbf{u}_1 = \mathbf{P}_1 \begin{bmatrix} \bar{\theta}_1 \\ \bar{\theta}_2 \end{bmatrix} \quad \mathbf{P}_1 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & N_3 & 0 & 0 & N_4 \\ 0 & -N_3 & 0 & 0 & -N_4 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.25)$$

$$\begin{bmatrix} \bar{\theta}_1^G \\ \bar{\theta}_2^G \\ \bar{\theta}_3^G \end{bmatrix} = \theta_1 = \mathbf{P}_2 \begin{bmatrix} \bar{\theta}_1 \\ \bar{\theta}_2 \end{bmatrix} \quad \mathbf{P}_2 = \begin{bmatrix} N_1 & 0 & 0 & N_2 & 0 & 0 \\ 0 & N_5 & 0 & 0 & N_6 & 0 \\ 0 & 0 & N_5 & 0 & 0 & N_6 \end{bmatrix} \quad (3.26)$$

2 Las hipótesis de Bernoulli desprecian las deformaciones por fuerzas cortan-
3 tes, esto se refleja en sus polinomios de interpolación. Esta premisa no tiene
4 perjuicios sobre la aplicación con la que se modelará el elemento. La estructura
5 de cables es extremadamente esbelta, con relaciones de diámetro respecto a
6 largo ínfimas. Por la tanto, las deformaciones por cortante son efectivamente
7 despreciables respecto a las inducidas por los momentos flectores.

8 3.2.1. Variaciones en desplazamientos

9 Ya se ha remarcado en reiteradas ocasiones la importancia de los despla-
10 zamientos diferenciales para el desarrollo de matrices tangentes y fuerzas. Antes
11 de introducir al lector en la siguiente Sección, es preciso realizar una descrip-
12 ción previa para el cálculo de variaciones. En función de la Figura 3.4 queda
13 definida la ubicación del baricentro OG partiendo desde el nodo 1. Esto se
14 expresa en según la siguiente ecuación con notación simplificada:

$$\text{OG} = \mathbf{x}_1^g + \mathbf{u}_1^g + (\mathbf{x} + \bar{u}_1)\mathbf{r}_1 + (\bar{u}_2)\mathbf{r}_2 + (\bar{u}_3)\mathbf{r}_3 \quad (3.27)$$

15 Sustituyendo los polinomios interpolantes anteriormente definidos en (3.27)
16 y haciendo uso la matriz auxiliar \mathbf{N} es posible escribir los desplazamientos del
17 baricentro y su diferencial asociado.

$$\mathbf{N} = [N_1 \quad \mathbf{I} \quad \mathbf{0} \quad N_2 \quad \mathbf{I} \quad \mathbf{0}] \quad (3.28)$$

$$\text{OG} = N_1(\mathbf{x}_1^g + \mathbf{u}_1^g) + N_2(\mathbf{x}_2^g + \mathbf{u}_2^g) + \mathbf{R}_r \mathbf{u}_1 \quad (3.29)$$

$$\delta \text{OG} = \delta \mathbf{u} = \mathbf{N} \delta \mathbf{d}_g + \mathbf{R}_r \delta \mathbf{u}_1 + \delta \mathbf{R}_r \mathbf{u}_1 \quad (3.30)$$

La expresión presentada (3.30) depende de los desplazamientos locales. Esto dificulta el cálculo de su magnitud, ya que esos grados de libertad se encuentran solidarios a sistemas de coordenadas móviles. Para solucionar este problema, se sustituyen las Ecuaciones (3.16), (3.17), (3.19) y (3.13) lográndose de este modo, escribir a $\delta \mathbf{u}$ en coordenadas globales. Además se compacta la notación definiendo la matriz \mathbf{H}_1 según la Ecuación (3.31).

$$\delta \mathbf{u} = \mathbf{R}_r(\mathbf{N} + \mathbf{P}_1\mathbf{P} - \tilde{\mathbf{u}}_1\mathbf{G}^T)\mathbf{E}^T\delta \mathbf{d}_g = \mathbf{R}_r\mathbf{H}_1\mathbf{E}^T\delta \mathbf{d}_g \quad (3.31)$$

Para deducir la igualdad anterior se asumió que los incrementos angulares de las componentes locales, definidas en la Ecuación (3.4), son despreciables frente a los de la componente de deformación rígida. Para el autor Le et al. 2014, debido a sus cambios de magnitud entre miseraciones, no hay diferencias asociadas a los incrementos de ángulos locales y rígidos. Esto es: $(\delta \overline{\theta_{ri}} = \overline{\delta \mathbf{w}_i})$.

Un procedimiento similar se aplicará en los siguientes párrafos a las magnitudes angulares. Consecuentemente el diferencial rotación del centro de masa se puede calcular en función de los desplazamientos nodales globales según se establece en la Ecuación

$$\delta \mathbf{w}^g(\mathbf{OG}) = \delta \mathbf{w} = \mathbf{R}_r(\mathbf{P}_2\mathbf{P} + \mathbf{G}^T)\mathbf{E}^T\delta \mathbf{d}_g = \mathbf{R}_r\mathbf{H}_2\mathbf{E}^T\delta \mathbf{d}_g \quad (3.32)$$

3.2.2. Velocidades y aceleraciones

Las magnitudes dinámicas despeñan un papel primordial en el análisis implementado. Tanto velocidades como aceleraciones deben ser calculadas en términos globales. De igual modo, que en la Sección 3.2.1, se obtienen sus diferenciales asociados. Derivando respecto al tiempo la Ecuación (3.31) se deducen las velocidades lineal $\dot{\mathbf{u}}$ según la Expresión (3.33). Al aplicar la regla del producto en (3.33) se halla la aceleración lineal $\ddot{\mathbf{u}}$ del centro de masa del elemento en (3.34).

$$\dot{\mathbf{u}} = \mathbf{R}_r\mathbf{H}_1\mathbf{E}^T\delta \dot{\mathbf{d}}_g \quad (3.33)$$

$$\ddot{\mathbf{u}} = \mathbf{R}_r\mathbf{H}_1\mathbf{E}^T\delta \dot{\mathbf{d}}_g + (\dot{\mathbf{R}}_r\mathbf{H}_1\mathbf{E}^T + \mathbf{R}_r\dot{\mathbf{H}}_1\mathbf{E}^T + \mathbf{R}_r\mathbf{H}_1\dot{\mathbf{E}}^T)\delta \dot{\mathbf{d}}_g \quad (3.34)$$

1 Para calcular las igualdades anteriores hace falta evaluar las derivadas tem-
2 porales de las matrices \mathbf{E} y \mathbf{R}_r . Esta operatoria matricial, se traduce en derivar
3 cada una de las entradas que integran la matriz. Dado que variable \mathbf{E} depende
4 de \mathbf{R}_r se calculan inicialmente sus derivadas, para luego sustituirlas en $\dot{\mathbf{E}}$. Esto
5 se realiza mediante la expresión en variaciones (3.14) y resulta $\mathbf{R}_r = \mathbf{R}_r \widetilde{\dot{\mathbf{w}}_r}$. Al
6 sustituir esta expresión en la derivada de $\dot{\mathbf{E}}$ se deduce la ecuación que prosigue:

$$\dot{\mathbf{E}} = \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{R}}_r & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \dot{\mathbf{R}}_r & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \dot{\mathbf{R}}_r & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \dot{\mathbf{R}}_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \widetilde{\dot{\mathbf{w}}_r} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \widetilde{\dot{\mathbf{w}}_r} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \widetilde{\dot{\mathbf{w}}_r} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \widetilde{\dot{\mathbf{w}}_r} \end{bmatrix} = \mathbf{E} \mathbf{E}_t \quad (3.35)$$

7 El valor skew de los desplazamientos globales sobre la componente de defor-
8 mación rígida $\widetilde{\dot{\mathbf{w}}_r}$ se obtiene a partir del operador definido en la Ecuación(3.15),
9 aplicado al vector $\dot{\mathbf{w}}_r = \mathbf{G}^T \mathbf{E}^T \dot{\mathbf{d}}_g$. Además para simplificar la notación a fu-
10 turo, se condensa la Expresión (3.34) definiendo la matriz \mathbf{C}_1 como se enseña
11 a continuación:

$$\mathbf{C}_1 = \widetilde{\dot{\mathbf{w}}_r} \mathbf{H}_1 + \dot{\mathbf{H}}_1 - \mathbf{H}_1 \mathbf{E}_t \quad (3.36)$$

$$\ddot{\mathbf{u}} = \mathbf{R}_r \mathbf{H}_1 \mathbf{E}^T \ddot{\mathbf{d}}_g + \mathbf{R}_r \mathbf{C}_1 \mathbf{E}^T \dot{\mathbf{d}}_g \quad (3.37)$$

12 Al igual que para las velocidades de traslación, por practicidad se simplificó
13 la nomenclatura para evitar el abuso de notación. Derivando la Ecuación (3.32)
14 respecto a la variable temporal, se deduce la velocidad angular $\dot{\mathbf{w}}$ expresada
15 en la Ecuación (3.38). Utilizando la regla del producto la aceleración angular
16 $\ddot{\mathbf{w}}$ según la Ecuación (3.40):

$$\dot{\mathbf{w}} = \mathbf{R}_r \mathbf{H}_2 \mathbf{E}^T \dot{\mathbf{d}}_g \quad (3.38)$$

$$\mathbf{C}_2 = \widetilde{\dot{\mathbf{w}}_r} \mathbf{H}_2 + \dot{\mathbf{H}}_2 - \mathbf{H}_2 \mathbf{E}_t \quad (3.39)$$

$$\ddot{\mathbf{w}} = \mathbf{R}_r \mathbf{H}_2 \mathbf{E}^T \ddot{\mathbf{d}}_g + \dot{\mathbf{R}}_r \mathbf{C}_2 \mathbf{E}^T \dot{\mathbf{d}}_g \quad (3.40)$$

17 Una descripción detallada puede encontrarse en Le et al. 2014. Dentro del
18 apéndice de este trabajo, se desglosa las operaciones para calcular las deri-
19 vadas temporales de las matrices \mathbf{H}_1 y \mathbf{H}_2 . También es posible escudriñar la
20 deducción de las matrices \mathbf{C}_1 , \mathbf{C}_2 , \mathbf{C}_3 y \mathbf{C}_4 .

1 3.3. Dinámica corrotacional

2 Una vez descritas las magnitudes cinemáticas de la Sección resulta plausi-
3 ble calcular los efectos dinámicos que generan sus variaciones. A continuación
4 se presentan brevemente las variables más relevantes y una explicación concisa
5 de su obtención. Estas variables son el vector de fuerzas internas, inerciales
6 y sus respectivas matrices tangentes según las referencias (Le et al. 2014) y
7 (Battini y Pacoste, 2002). Acompasando con el avance histórico de la materia,
8 resulta natural analizar primeramente los vectores de fuerza interna y su ma-
9 triz de rigidez asociada, para luego ahondar en la incorporación de términos
10 dinámicos.

11 3.3.1. Fuerza interna y matriz tangente

12 En este apartado se buscan obtener las expresiones de fuerza interna del
13 elemento y su matriz tangente estática. El vector de fuerza interna $\mathbf{f}_l^{\text{int}}$ para
14 el nodo i se compone, de acuerdo a la nomenclatura desplazamiento-ángulo,
15 por la fuerza axial fl_1 , dos momentos flectores M_1^i , M_2^i y un momento torsor
16 M_3^i para cada nodo en su configuración deformada. Esta elección análoga a los
17 desplazamientos locales para las fuerzas internas, se presenta en la Ecuación
18 (3.41).

$$b f f_l^{\text{int}} = [fl_1 \ M_1^1 \ M_2^1 \ M_3^1 \ M_1^2 \ M_2^2 \ M_3^2] = [fl_1 \ \mathbf{m}] \quad (3.41)$$

19 Tanto las magnitudes de fuerza interna como inercial se calcularán inicial-
20 mente para coordenadas locales $\mathbf{f}_l^{\text{int}}$, donde su cálculo es relativamente sencillo,
21 para luego transcribir estos resultados en términos globales $\mathbf{f}_g^{\text{int}}$. Con este co-
22 metido se define la matriz \mathbf{B} según se expresa en la Ecuación (3.42).

$$\delta \mathbf{d}_l = \mathbf{B} \delta \mathbf{d}_g \quad \mathbf{f}_g^{\text{int}} = \mathbf{B}^T \mathbf{f}_l^{\text{int}}. \quad (3.42)$$

23 Haciendo uso de la descomposición corrotacional el cambio de variables
24 se realiza en dos etapas sucesivas. El primer cambio de coordenadas permite
25 expresar los grados de libertad locales referenciados a la configuración de defor-
26 mación rígida. Para clarificar, se ejemplificarán estos cambios de base para los
27 desplazamientos, siendo análogo para el resto de las magnitudes. Esta primer
28 transformación en la Figura 3.3, refiere a escribir los desplazamientos locales
29 en términos de los rígidos ($\mathbf{t}_i \rightarrow \mathbf{r}_i$). Consecutivamente, el segundo cambio de

variables, transforma los desplazamientos desde la configuración de deformación rígida a la indeformada ($\delta \mathbf{d}_1 \rightarrow \delta \mathbf{d}_g$). De esta manera se logra expresar todas las magnitudes relevantes en función de coordenadas estáticas y globales.

Con la ayuda algebraica de la matrices auxiliares \mathbf{G} y \mathbf{E} , en las Ecuaciones (3.16) y (3.17) es posible vincular los ángulos diferenciales locales $\delta \bar{\theta}_i$ con los incrementos globales $\delta \mathbf{d}_g$. Esto permite conocer los momentos flectores y torsores de la viga en coordenadas globales.

Análogamente el vector auxiliar \mathbf{r} contiene a \mathbf{r}_1 según el sentido axial de la barra, por lo que reescribir este permite expresar la fuerza de directa f_{a1} en términos de la base \mathbf{E}_i . Al unir los razonamientos detallados en los párrafos anteriores, se obtienen las Ecuaciones (3.43) y (3.44) para el cálculo de la fuerza interna y su diferencial:

$$\mathbf{f}_g^{\text{int}} = \mathbf{B}^T \mathbf{f}_1^{\text{int}} = \begin{bmatrix} \mathbf{r} \\ \mathbf{P} \mathbf{E}^T \end{bmatrix} \mathbf{f}_a \quad (3.43)$$

$$\mathbf{f}_g^{\text{int}} = \mathbf{B}^T \delta \mathbf{f}_1^{\text{int}} + \delta \mathbf{r}^T f_{a1} + \delta(\mathbf{E} \mathbf{P}^T) \mathbf{m} \quad (3.44)$$

Una vez calculadas las fuerzas internas es de sumo interés obtener sus derivadas respecto de los desplazamientos. La matriz tangente \mathbf{K}_g representa esta magnitud y es un operador indispensable para la resolución mediante métodos numéricos iterativos. Este cálculo de derivadas respecto a desplazamientos globales de la expresión (3.43) concluye en la Ecuación (3.45) a continuación:

$$\mathbf{K}_g = \mathbf{B}^T \mathbf{K}_1 \mathbf{B} + \frac{\partial(\mathbf{B}^T \mathbf{f}_1)}{\partial \mathbf{d}_g} \quad (3.45)$$

Operando con la regla del producto y sustituyendo la Ecuación (3.44) para el diferencial para la fuerza interna la matriz tangente resulta :

$$\mathbf{K}_g = \mathbf{B}^T \mathbf{K}_1 \mathbf{B} + \mathbf{D} \mathbf{f}_{a1} - \mathbf{E} \mathbf{Q} \mathbf{G}^T \mathbf{E}^T + \mathbf{E} \mathbf{G} \mathbf{a} \mathbf{r} \quad (3.46)$$

La matriz \mathbf{B} permite realizar el cambio de coordenadas $\delta \mathbf{d}_a$ a $\delta \mathbf{d}_g$, de acuerdo con lo definido en (3.42). Esta transformación de cambio de base multiplica la variable \mathbf{K}_1 correspondiente al aporte de rigidez local del elemento. Esta depende de los estiramientos y rotaciones de la viga en su configuración local y también de la ley material implementada. Esto evidencia la versatilidad del planteo corrotacional ante diferentes tipos de elementos, donde solo hace falta

1 modificar la matriz \mathbf{K}_1 .

2 En la Ecuación (3.46) la matriz \mathbf{D} es anti-simétrica y se calcula en función
3 de los productos internos de los vectores \mathbf{e}_i , esta aporta la rigidez no lineal
4 correspondiente al a fuerza axial f_l1 de la barra. Por otra parte, la matriz
5 auxiliar \mathbf{Q} se halla a partir del producto de \mathbf{P} y los momentos nodales respecto
6 de las coordenadas globales, y proviene de la componente no lineal de los
7 momentos. Por último, se define el vector \mathbf{a} agrupando así el resto. Dichas
8 defunciones se encuentran en las siguientes Ecuaciones:

$$\mathbf{D} = \begin{bmatrix} \mathbf{D}_3 & \mathbf{0} & -\mathbf{D}_3 & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ -\mathbf{D}_3 & \mathbf{0} & \mathbf{D}_3 & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{0} \end{bmatrix} \quad \mathbf{D}_3 = \frac{1}{l_n}(\mathbf{I} - \mathbf{r}_1\mathbf{r}_1^T) \quad (3.47)$$

$$\mathbf{Q} = \begin{bmatrix} \widetilde{\mathbf{p}^T \mathbf{m}}^{(1)} \\ \widetilde{\mathbf{p}^T \mathbf{m}}^{(2)} \\ \widetilde{\mathbf{p}^T \mathbf{m}}^{(3)} \\ \widetilde{\mathbf{p}^T \mathbf{m}}^{(4)} \end{bmatrix} \quad \mathbf{a} = \begin{bmatrix} 0 \\ \eta(M_1^2 + M_2^2)/l_n - (M_1^3 + M_2^3)/l_n \\ (M_1^3 + M_2^3)/l_n \end{bmatrix} \quad (3.48)$$

9 Se destaca que la matriz tangente de la Ecuación (3.46) es asimétrica,
10 sin embargo según Nour-Omid y Rankin, 1991 esta puede ser simetrizada sin
11 perder la convergencia cuadrática para el método de Newton Raphson (N-
12 R), siempre y cuando momentos externos nodales no sean aplicados. En este
13 trabajo se simetrizó la matriz tangente, ya que en la aplicación los elementos
14 serán cargados con fuerzas, esto conlleva a un numero mayor de iteraciones
15 en converger para un determinado nivel de carga. No obstante, debido a la
16 precisión y consistencia del vector de fuerza interna el método debe converger
17 Rankin y Nour-Omid, 1988.

18 3.3.2. Fuerza inercial y matrices de masa tangentes

19 A continuación se explayan las ecuaciones y razonamientos fundamenta-
20 les para la deducción del vector de fuerzas inerciales y sus matrices tangentes
21 asociadas. El atractivo principal de la referencia Le et al. (2014) se fragua en
22 la consistencia de las matrices tangentes. Según el autor y otros el grado de
23 complejidad matemático no permitía desarrollarlas De Borst et al. 2012. Esta
24 coherencia se debe a la cabal derivación analítica del vector de fuerzas inercia-

1 les según el planteo cinemático de las variables descritas en 3.3. El abordaje
 2 será análogo al desarrollado para fuerzas internas y su matriz tangente. Se
 3 calculará primeramente la fuerza inercial y luego sus derivadas, con la salve-
 4 dad que la magnitud primaria será la energía cinética del elemento K . Esta
 5 propiedad escalar depende de las velocidades y aceleraciones de traslación glo-
 6 bales ($\dot{\mathbf{u}}, \ddot{\mathbf{u}}$) como también angulares ($\dot{\mathbf{w}}, \ddot{\mathbf{w}}$). En las ecuaciones (3.49) y (3.50) a
 7 continuación, se presentan la energía cinética de un elemento y su diferencial.
 8 Para la obtención de la Expresión se aplicó (3.50) la regla del producto de
 9 diferenciales y el teorema de Leibniz para integrales de extremos fijos.

$$K = \frac{1}{2} \int_{l_0} \dot{\mathbf{u}}^T A_\rho \dot{\mathbf{u}} + \dot{\mathbf{w}}^T \mathbf{I}_\rho \dot{\mathbf{w}} dl_0 \quad (3.49)$$

$$\delta K = - \int_{l_0} \delta \mathbf{u}^T \mathbf{A}_\rho \ddot{\mathbf{u}} + \delta \mathbf{w}^T [\mathbf{I}_\rho \ddot{\mathbf{w}} + \ddot{\mathbf{w}} \mathbf{I}_\rho] dl_0 \quad (3.50)$$

10 Se hace notar que por conveniencia se omitieron los subíndices "g" para las
 11 magnitudes dinámicas (\mathbf{u}, \mathbf{w}) y sus respectivas derivadas. De igual forma, las
 12 variables del integrando en las Ecuaciones (3.49) y (3.50) se omitió la nomen-
 13 clatura OG referida al centroide del área transversal a la viga. Los elementos
 14 serán de área constante siendo A_ρ el producto del área transversal y la densidad
 15 del material, análogamente la matriz \mathbf{I}_ρ es el tensor de inercia en la configura-
 16 ción deformada. Si se conoce el tensor en la configuración de referencia este se
 17 puede obtener al aplicarle las rotaciones \mathbf{R}^g y \mathbf{R}_0 consecutivamente.

18 Análogo al vector de fuerzas internas, los términos dinámicos son responsa-
 19 bles del cambio de energía cinética del elemento. De igual forma, al diferenciar
 20 el vector de fuerza inercial \mathbf{f}_k se obtienen las matrices tangentes dinámicas.
 21 Esto se expresa en las Ecuaciones (3.51) y (3.52).

$$\delta K = \mathbf{f}_k^T \delta \mathbf{d}_g \quad (3.51)$$

$$\delta \mathbf{f}_k = \mathbf{M} \delta \ddot{\mathbf{d}}_g + \mathbf{C} \delta \dot{\mathbf{d}}_g + \mathbf{K} \delta \mathbf{d}_g \quad (3.52)$$

22 En la Ecuación 3.52 se diferencian tres matrices tangentes. Cada una de
 23 ellas asociada a la derivada parcial de la energía cinética respecto de los des-
 24 plazamientos, velocidades y aceleraciones. Evidentemente, la matriz de masa
 25 consistente \mathbf{M} se corresponde con la derivada respecto de la aceleración, conse-

cutivamente la matriz \mathbf{C}_k giroscópica se asocia la velocidad. Por ultimo \mathbf{K} , se le llama a la derivada en desplazamientos y recibe el nombre de matriz centrífuga. Determinados autores Cardona y Geradin, 1988 y Hsiao et al. 1999 proponen considerar unicamente \mathbf{M} , sin embargo exhaustivos estudios en (Hsiao et al. 1999) prueban que agregar la matriz \mathbf{C}_k mejora el desempeño computacional para numerosos casos.

Las expresiones detalladas de estas matrices, en conjunto con el vector de fuerzas, se deducen aplicando cambios de variables sucesivos. Esto resulta idéntico a la metodología aplicada para fuerzas internas. A diferencia de la energía elástica, la energía cinética depende, no solo de desplazamientos sino también de velocidades y aceleraciones del elemento, detalladas en la Sección 3.2.2.

Sustituyendo la Ecuación (3.52) en (3.50) se halla una fórmula para la fuerza inercial respecto de las variables cinemáticas y sus diferenciales. Al integrar los desarrollos en coordenadas globales de las Ecuaciones (3.34), (3.37), (3.38) y (3.40) es factible calcular el vector de fuerza inercial como se muestra a continuación:

$$\mathbf{f}_k = \left[\int_{l_0} \left\{ \mathbf{H}_1^T \mathbf{R}_r^T A_\rho \ddot{\mathbf{u}} + \mathbf{H}_2^T \mathbf{R}_r [\mathbf{I}_\rho \ddot{\mathbf{w}} + \ddot{\mathbf{w}} \mathbf{I}_\rho \dot{\mathbf{w}}] \right\} d_l \right] \quad (3.53)$$

Como se mencionó anteriormente para el obtener analíticamente las expresiones de la matriz consistente y giroscópica hace falta hallar analíticamente el diferencial fuerza interna. Una vez identificadas los términos que multiplican a cada incrementos de las magnitudes cinemáticas, se deducen ambas matrices. Finalmente esto se expresa de forma matemática en las Ecuaciones (3.55) y (3.56).

$$\Delta \mathbf{f}_k = \mathbf{M} \Delta \ddot{\mathbf{d}}_g + \mathbf{C}_k \Delta \dot{\mathbf{d}}_g + \mathbf{K}_k \Delta \mathbf{d}_g \approx \mathbf{M} \Delta \ddot{\mathbf{d}}_g + \mathbf{C}_k \Delta \dot{\mathbf{d}}_g \quad (3.54)$$

$$\mathbf{M} = \mathbf{E} \left[\int_{l_0} \left\{ \mathbf{H}_1^T A_\rho \mathbf{H}_1 + \mathbf{H}_2^T \mathbf{I}_\rho \mathbf{H}_2 \right\} d_l \right] \mathbf{E}^T \quad (3.55)$$

$$\mathbf{C}_k = \mathbf{E} \left[\int_{l_0} \left\{ \mathbf{H}_1^T A_\rho (\mathbf{C}_1 + \mathbf{C}_3) + \int_{l_0} \mathbf{H}_2^T \mathbf{I}_\rho (\mathbf{C}_2 + \mathbf{C}_4) + \dots \right\} d_l \right] \mathbf{E}^T \quad (3.56)$$

$$\dots \int_{l_0} \mathbf{H}_2^T (\ddot{\mathbf{w}} \mathbf{I}_\rho - \widetilde{\dot{\mathbf{w}}} \mathbf{I}_\rho) d_l \quad (3.57)$$

¹ Capítulo 4

² Metodología

³ En este capítulo se exponen los métodos centrales desarrollados durante
⁴ este trabajo de tesis. Este desarrollo metodológico es el principal atractivo de
⁵ esta investigación, ya que constituye un aporte original e innovador respecto a
⁶ la bibliografía consultada. El problema de modelado computacional de líneas
⁷ eléctricas afectadas por fenómenos de vientos extremos se construyó sobre dos
⁸ etapas sucesivas. En primer lugar, se explican cuestiones sobre el modelado
⁹ físico. Los protagonistas del fenómeno son el viento y la estructura. Respecto
¹⁰ al primero se describe en la Sección [4.1.2](#) el campo de velocidades absoluto,
¹¹ relativo y las fuerzas que el viento genera sobre el conductor. Análogamente
¹² se despliegan las condiciones iniciales y de borde consideradas para el mo-
¹³ delado estructural en la Sección [4.1.1](#). Posteriormente, dentro de la Sección
¹⁴ [4.2](#) se describe la deducción del algoritmo de HHT aplicado a la formulación
¹⁵ corrotacional para modelado de conductores con fuerzas aerodinámicas. Este
¹⁶ desarrollo no se ha registrado en la bibliografía consultada y tampoco los pseu-
¹⁷ docódigos que permiten incorporar dicha formulación al software [ONSAS](#). Por
¹⁸ último una vez explicada la deducción se postulan las hipótesis del modelado
¹⁹ físico y computacional en las Secciones [4.1.2.2](#) y [4.2.2.1](#) respectivamente.

1 4.1. Aspectos de modelado físico

2 4.1.1. Condiciones iniciales y de borde para la estruc- 3 tura

4 El abordaje científico computacional consiste en abstraer un fenómeno de
5 la realidad, para crear un modelo en el computador, que se comporte de for-
6 ma análoga. Permitiendo emular y controlar determinadas variables de estudio
7 relevantes al observador. En este acto de representación existen simplificacio-
8 nes inherentes, que reducen los factores incidentes al sistema como objeto de
9 estudio.

10 Una vez aislado el objeto de su entorno, es necesario imponer determina-
11 das condiciones que representan la interacción del entorno sobre el sistema.
12 Estas imposiciones efectuadas por el contexto, del cual el objeto está siendo
13 desvinculado, se nominan condiciones de borde. En particular, para esta in-
14 vestigación, se consideraron las siguientes hipótesis del modelado estructural
15 respecto a sus condiciones de borde y e iniciales.

- 16 1. Las torres del sistema de transmisión se encuentran a la misma altura,
17 ignorándose cualquier variación en el perfil topográfico del terreno. Como
18 consecuencia, los puntos de anclaje que unen las cadenas a las torres (D
19 y A), pertenecen a un mismo plano paralelo a la superficie terrestre.
- 20 2. El conductor es conformado por un único cable continuo que discurre
21 el espacio sujetado por aisladores eléctricos. Su proceso de fabricación
22 es mediante una trenza con lingas de acero y aluminio, que poseen una
23 significativa rigidez a flexión. Esta razón conduce inevitablemente a mo-
24 delarlo con elementos de vigas, las cuales tienen un variación de ángulo
25 continuo. Consecuentemente, al escindir el vano BC de su continuación
26 (en color gris), se deben imponer las condiciones de ángulo nulo en x para
27 los nodos C y B. Esta condición es la única que respeta las condiciones
28 de deformación angulares impostadas por la geometría del sistema.
- 29 3. Como el conductor no presenta fuerzas en el sentido axial, los puntos B y
30 C no se deforman según el eje x , ergo sus trayectoria pertenecen al plano
31 $z-y$. Esto debe forzarse en los nodos B y C.
- 32 4. La exigua resistencia a flexión de los elementos aisladores DC y AB,
33 obliga a instalarlos con sus extremos articulados. Es por esto que se mo-
34 delaron a partir de barras de Green. Las condiciones de borde dependen

- 1 del ejemplo al que se haga referencia. Para el Ejemplo 3 los puntos D
2 y A se encuentran anclados a la torre, acompañando sus movimientos,
3 mientras que para el 2 se encuentran fijos.
- 4 5. A partir de la configuración de referencia, dibujada con línea punteada
5 en La Figura 4.1, se aplica una condición inicial de desplazamiento \mathbf{u}_0 .
6 Esta se corresponde con la solución estática del sistema cargado por el
7 peso propio en la dirección de z de la gravedad.

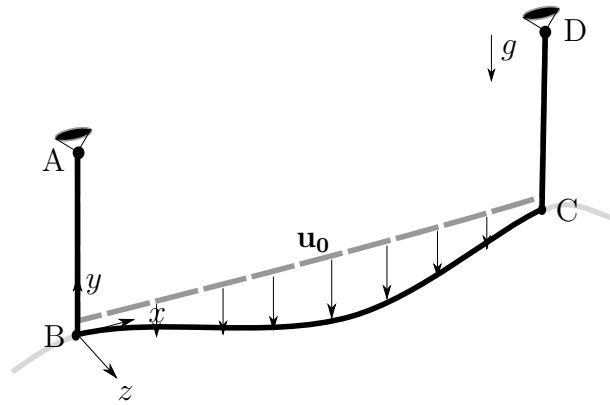


Figura 4.1: Esquema de condición inicial y de borde.

8 Una vez plasmadas las condiciones de borde cinemáticas (referidas a los
9 desplazamientos) anteriores. Se establecen a continuación las principales con-
10 diciones de borde (referidas a las fuerzas, momentos) dinámicas:

- 11 1. No se consideran las fuerzas internas transmitidas por los vanos aledaños.
- 12 2. Se supone que no existe deslizamiento relativo entre las hebras que com-
13 ponen al conductor.
- 14 3. Se desprecian las fuerzas de tensado y las condiciones de desplazamiento
15 no homogéneas durante el proceso de instalación en la línea. Vale aclarar
16 que este caso de pretensión refiere a la configuración punteada en la
17 Figura 4.1, en ese estado la tensión es 0 N. No obstante, al aplicarse
18 el peso propio la tensión en el conductor se incrementa hasta que se
19 equilibre las fuerzas externas de la gravedad con las internas.
- 20 4. Las simulaciones se realizan en dos etapas sucesivas, primeramente se
21 imponen la condiciones iniciales de desplazamientos y una vez estabiliza-
22 da la respuesta por el amortiguamiento interno y aerodinámico se ejerce
23 la fuerza del viento sobre el cable.

5. Los vínculos dinámicos entre los elementos de vigas y de barra se implementaron de forma tal, que no se transmiten los momentos de unos a otros. Por lo tanto, en los nodos de sujeción los elementos de barra CD y AB transmiten únicamente fuerzas direccionales en C y B.

4.1.2. Modelo de viento

Un cuerpo inmerso en un fluido en movimiento sufre determinadas cargas debido al campo de presiones en su superficie. Este campo suele producir fuerzas de arrastre (drag), en la dirección del flujo y fuerzas perpendiculares (lift). Las cargas de drag son el resultado de integrar las tensiones rasantes, en la capa límite a lo largo de la frontera del cuerpo. Y luego proyectarla la fuerza neta en la dirección del flujo medio. A diferencia de estas, las fuerzas lift que aparecen sobre el sólido, se deben a la asimetría del campo de presiones entre el intradós (sona de menor presión) y el extradós del sólido inmerso. Esta diferencia de presiones puntuales entre dos superficies contrarias, genera una circulación circundante en el campo de velocidades relativos. Al integrar ese campo en curva cerrada, correspondiente a la silueta del cuerpo, se induce una fuerza. Ambos efectos dinámicos sobre el cable se ilustran en la Figura 4.2(b). Para cuerpos perfectamente simétricos, en términos tangenciales, la componente de lift es nula. Esto se debe a la simetría de revolución del cuerpo, garantiza que la circulación sea nula, pues no hay diferencias, ni geométricas, ni dinámicas entre las superficies del sólido.

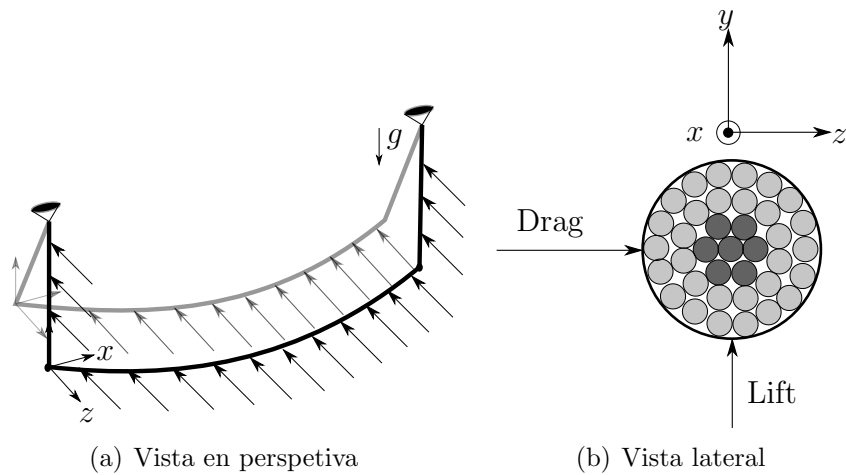


Figura 4.2: Ilustración del viento y sus efectos.

1 La componente unidireccional del flujo a una altura dada, puede ser desglo-
 2 sada en un termino medido y otro fluctuante $w_v(t) = w_m(t) + w'(t)$. A partir de
 3 esto, la velocidad media para un período T toma la expresión de la Ecuación
 4 (4.1):

$$w_m(t) = \frac{1}{T} \int_{t-T/2}^{t+T/2} w_v(\tau) d\tau \quad (4.1)$$

5 El valor del periodo T debe ajustarse minimizando la desviación estándar
 6 asociada a la intensidad de turbulencia, esta se define como el cociente entre la
 7 desviación estándar de la velocidad fluctuante y la media para un instante de
 8 tiempo dado. Sin embargo, para este trabajo no se consideran las fluctuaciones
 9 debido a la presencia de vórtices en el flujo, por lo que el valor de $T = 1/30$ s
 10 y de velocidad media, se extrajo del artículo (Stengel y Thiele, 2017).

11 Considerando el aire como un fluido no newtoneano, ρ su densidad aso-
 12 ciada a determinada temperatura, $C_d(Re)$ el coeficiente de drag para como
 13 función del número de Reynolds, entonces la fuerza media en el sentido del
 14 flujo (“drag”) para un elemento cilíndrico de diámetro d_c y largo l_e se calcula
 15 según la Expresión (4.2):

$$F_d(t) = \int_{l_0} \frac{\rho(T)C_d(Re)}{2} d_c w_m(t)^2 dl = \frac{\rho C_d}{2} d_c w_m(t)^2 l_e \quad (4.2)$$

16 Para este cálculo se asumió constantes las magnitudes al interior del ele-
 17 mento, es por esto, que el valor de la integral, es simplemente el producto del
 18 integrando por el largo del intervalo. Además se para este trabajo la carga del
 19 viento sobre el elemento se modeló como una fuerza nodal equivalente a la
 20 mitad de F_v . Si bien la fuerza del viento es distribuida, los momentos noda-
 21 les que estas inducen, se cancelan con los elementos aledaños. Por otra parte,
 22 los valores de C_d se extrajeron de las referencias (Foti y Martinelli, 2016) y
 23 se verificaron con el estudio para estos coeficientes durante TC (Mara, 2007).
 24 La densidad ρ del aire se consideró la usual para presión atmosférica y una
 25 temperatura de 20 °C.

26 4.1.2.1. Campo de velocidades relativos, absolutos y fuerzas aso- 27 ciadas.

28 En este trabajo no se resuelve un sistema acoplado fluido-estructura. No
 29 obstante, es preciso notar determinadas consideraciones sobre el amortigua-

1 miento introducido. Dada una sección transversal al cable arbitraria, donde
 2 el viento tiene determinada componente transversal según z y perpendicular
 3 (según y). En la figura 4.3 se indican con el nombre w y q . En esta figura las
 4 velocidades se referencian a un observador solidario con la tierra y por tan-
 5 to absoluto. Asimismo en esta imagen se representan las velocidades media
 6 y fluctuante w_m y w_a , que sumada a la velocidad v , resulta en el vector V_{tot}
 7 formando un ángulo β con la horizontal. Debido a la fuerza que el viento ejerce
 8 sobre el conductor, este despliega una determinada velocidad rígida en ambas
 9 direcciones identificadas con las letras $\dot{\mathbf{u}}_{ry}$ y $\dot{\mathbf{u}}_{rz}$.

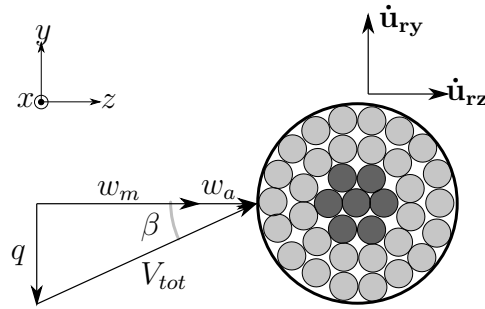


Figura 4.3: Esquema en sistema de referencias absoluto.

10 Si el observador se encuentra solidario al rígido, en un sistema de referencia
 11 anidado a el, la velocidad percibida de viento, sería la diferencia entre las
 12 velocidades absolutas y las rígidas. Esto se muestra en la figura 4.4. Este campo
 13 de velocidades relativos es el responsable de las fuerzas de drag F_d y de lift F_l .
 14 Estas pueden ser proyectada en el sistema de ejes globales, ocasionando dos
 15 fuerzas F_z y F_y .

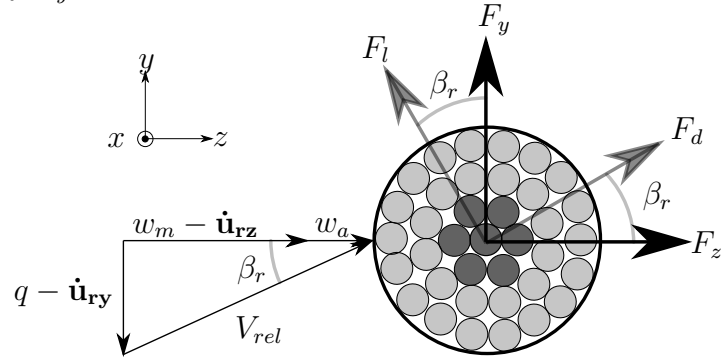


Figura 4.4: Esquema en sistema de referencias relativo.

16 Habiendo descrito las variables que intervienen en este análisis plano, donde
 17 no se consideran cambios de orientación en sentido axial del conductor, resulta
 18 natural escudriñar en las fórmulas que vinculan las magnitudes cinemáticas

1 y dinámicas. La velocidad relativa absoluta, es el cuadrado de los catetos,
2 tal y como se expresa en la Ecuación (4.3). Tomando como hipótesis que las
3 velocidades relativas del rígido y la componente vertical v , son mucho menores
4 que las asociada al flujo medio, en el sentido de z se deduce la Ecuación (4.4).

$$V_{rel}^2 = (w_m + w_a - \dot{\mathbf{u}}_{\mathbf{rx}})^2 + (v - \dot{\mathbf{u}}_{\mathbf{ry}})^2 \quad (4.3)$$

$$\frac{V_{rel}^2}{w_m} = w_m + 2(w_a - \dot{\mathbf{u}}_{\mathbf{rz}}) \quad (4.4)$$

5 La carga de drag postulada en la Ecuación (4.1) se escribe por unidad de
6 longitud y se reescribe en (4.6). Además, se muestra que para las asunciones
7 de velocidad media predominante, el ángulo de ataque es cercano a 0° . Para
8 formular esto matemáticamente se plantean las Ecuaciones (4.6) y (4.5).

$$\tan(\beta_r) = \frac{v - \dot{\mathbf{u}}_{\mathbf{ry}}}{w_m - \dot{\mathbf{u}}_{\mathbf{rz}} + w_a} = \frac{\frac{v - \dot{\mathbf{u}}_{\mathbf{ry}}}{w_m}}{1 - \frac{\dot{\mathbf{u}}_{\mathbf{rz}} + w_a}{w_m}} \approx 0 \quad (4.5)$$

$$F_d = \frac{\rho d_c C_d}{2} (w_m + 2(w_a - \dot{\mathbf{u}}_{\mathbf{rz}})) w_m \quad (4.6)$$

9 Resulta relevante descomponer la fuerza de arrastre según las componentes
10 z e y . Estas son importantes ya que permiten, en un sistema de coordenadas
11 absoluto, calcular la carga a la que se somete el conductor. A partir de estas
12 se hallan el campo de desplazamientos, velocidad y aceleraciones del sólido.
13 Considerando que el ángulo β es ínfimo y por lo tanto $\tan(\beta) \approx \sin(\beta) \approx 0$ y
14 $\cos(\beta) = 1$ al aplicar trigonometría se obtienen los siguientes valores de fuerza:

$$F_z = \frac{\rho d_c C_d}{2} (u_m^2 + w_a^2 - 2w_a \dot{\mathbf{u}}_{\mathbf{rz}}) \cos(\beta_r) = \bar{F}_x + F_a - F_{vis} \quad (4.7)$$

$$F_y = \frac{\rho d_c C_d}{2} (w_m^2 + w_a^2 - 2w_a \dot{\mathbf{u}}_{\mathbf{rz}}) \sin(\beta_r) \approx 0 \quad (4.8)$$

15 Al igual que las variables cinemáticas, las dinámicas se pueden desglosar en
16 componentes alternantes y medias. La parte media de cada magnitud, es una
17 promedio móvil a lo largo del tiempo y naturalmente, las fuerzas de este tipo,
18 se vinculan con las velocidades medias. En contraste, los términos alternantes
19 tienen media nula y emanan de las velocidades fluctuantes. Ahora bien, un
20 tercer termino surge al desarrollar la Ecuación (4.6). Este factor depende del

1 producto entre la velocidad media de viento y la del rígido. Vinculando al fluido
2 y al sólido, es por esto que recibe el nombre de amortiguamiento aerodinámico.
3 Por otra parte, desde la perspectiva del autor resulta sorprendente el sentido de
4 esta fuerza, siendo contrario a la ejercida por el viento. A esta descomposición
5 de fuerzas según z se le llaman \bar{F}_x , F_a , $-F_{vis}$ a la componente media, alternante
6 y de amortiguamiento dinámico respectivamente. Sus expresiones se detallan
7 a continuación:

$$\bar{F}_x = \frac{\rho d_c C_d}{2} (w_m^2) \quad (4.9)$$

$$F_a = \frac{\rho d_c C_d}{2} (w_a^2) \quad (4.10)$$

$$F_{vis} = \frac{\rho d_c C_d}{2} (2\dot{\mathbf{u}}_{\mathbf{r}z} w_m) \quad (4.11)$$

8 4.1.2.2. Hipótesis aplicadas al modelado de viento

9 Una vez descrito el análisis general de los anteriores párrafos, se postulan
10 las premisas en las cual se fragua este trabajo. Estas evidencian las limitaciones
11 de la metodología sobre el modelado de viento. Este si bien no el eje central
12 de la investigación, es el agente externo principal y el causante de este estudio.
13 Dicho esto es menester establecer las hipótesis del modelo y sus implicancias:

- 14 1. No se consideran cambios en la orientación axial del conductor.
- 15 2. La velocidad incide en el sentido z de forma perpendicular a la línea.
- 16 3. La velocidad relativa transversal $v - \dot{\mathbf{u}}_{\mathbf{r}y}$ al igual que la componente
17 alternante son mucho menores en magnitud a la velocidad media en el
18 sentido de z llamada w_m .
- 19 4. La fuerza lift debido a la simetría de revolución del conductor se considera
20 despreciable frente al drag.
- 21 5. Para la fuerza en el sentido de z se desprecia la componente fluctuante
22 F_a .
- 23 6. Para cálculo del amortiguamiento aerodinámico f_{vis} se promedió la ve-
24 locidad media en un valor constante igual al valor medio para todo el
25 dominio temporal de simulación.

26 El primer supuesto parte del modelo figurado en 4.4, para poder realizar
27 este análisis plano, se obvian las fluctuaciones espaciales en el sentido axial

1 del conductor. Esta asunción no es del todo correcta, pues la turbulencia del
2 fenómeno provoca fluctuaciones en las cargas a lo largo de la línea, cambiando
3 así, su orientación. Esto se asocia directamente con la hipótesis 4, donde la
4 fuerza alternante proveniente de la presencia de vórtices se desprecia.

5 Por otra parte el flujo se consideró unidimensional según el eje z en la Fig-
6 ra 4.2(a), siendo este el caso más amenazante para el conductor. Esta hipótesis
7 proviene de diferentes trabajos publicados, donde la componente perpendicu-
8 lar a la superficie terrestre o ascendente (según y) suele ser significativamente
9 menor a la paralela (en el sentido de z) (Durañona y Cataldo, 2009) (Stengel
10 y Thiele, 2017) Yang y Hong, 2016. Si bien simplifica lo hace de forma con-
11 servadora. Puesto que supone al sistema de transmisión, en el tiempo inicial,
12 dispuesto completamente perpendicular al sentido del viento, es así que este
13 descarga su mayor fuerza sobre el sistema (Hipótesis 2).

14 Este escenario es el más peligroso y desafiante para la seguridad e integridad
15 de la línea. Otro argumento posible a favor de esta hipótesis, se sustenta en
16 la mayor rigidez del cable en la dirección perpendicular al flujo, además del
17 peso que se opone a la fuerza de sustentación. De todos modos, esta fuerza en
18 sentido ascendente se despreció frente al drag, consecuencia de la simetría de
19 revolución tangencial del conductor. Esto se establece en la Hipótesis 4.

20 Otra hipótesis a clarificar refiere al amortiguamiento aerodinámico (Hipóte-
21 sis 6). Se utilizó una simplificación adicional en la velocidad de viento para su
22 cálculo. Se consideró una velocidad constante, igual al promedio de viento en
23 todo el dominio temporal. Este es el valor que insertó para el cálculo de D
24 según la Ecuación (4.11). Por último se explicitan las premisas 3 y 5 que fue-
25 ron consideradas para calcular el campo de velocidades relativo y sus fuerzas
26 asociadas.

27 4.2. Aspectos de modelado computacional

28 4.2.1. Ecuación de equilibrio

29 En esta sección se desarrolla la ecuación de equilibrio del sistema dinámi-
30 co con valores de fuerzas externas, internas e inerciales. No se ha encontrado
31 registros de este planteo analítico en la referencia consultada. Resulta impres-
32 cionante formular esta deducción para comprender los argumentos e hipótesis
33 que subyacen a las expresiones postuladas en (Le et al. 2014). Por añadidura,

se construye paso a paso la linealización aplicada a la ecuación de movimiento no lineal, insumo fundamental para el abordaje numérico.

El postulado de PTV presentado en De Borst et al. 2012 establece que el incremento diferencial de la energía interna y cinética se origina a partir de un incremento en el trabajo externo. Esto junto con los incrementos asociados a cada una de las energías definidas en el Capítulo 3 se presenta a continuación:

$$\delta W_{ext} = \delta W_{int} + \delta K \quad (4.12)$$

La fuerza externa es la responsable del cambio de trabajo aportando al sistema por lo que $\delta W_{ext} = (\delta \mathbf{d}^g)^T \mathbf{f}_{ext}$, análogamente $\delta W_{int} = (\delta \mathbf{d}^g)^T \mathbf{f}_{int}$ y también así para la fuerza inercial definidas en la Ecuación (3.51). Sustituyendo estas expresiones para el instante $t + \Delta_t$ y partiendo que debe satisfacerse para todo desplazamiento $\delta \mathbf{d}^g$, se obtiene la ecuación de equilibrio:

$$\begin{aligned} & \mathbf{f}_{ext,t+\Delta_t} + \mathbf{f}_{vis}(\dot{\mathbf{d}}(t + \Delta_t)) - \mathbf{f}_{int}(\mathbf{d}(t + \Delta_t)) \dots \\ & \dots - \mathbf{f}_{ine}(\mathbf{d}(t + \Delta_t), \dot{\mathbf{d}}(t + \Delta_t), \ddot{\mathbf{d}}(t + \Delta_t)) = \mathbf{0} \end{aligned} \quad (4.13)$$

Para cada punto del cuerpo debe cumplirse el balance vectorial entre fuerzas internas \mathbf{f}_{int} , inerciales \mathbf{f}_{ine} y externas \mathbf{f}_{ext} . Además según la Ecuación (4.11) dentro de las fuerzas externas aparece un término aerodinámico \mathbf{f}_{vis} que depende de la velocidad lineal del rígido. Este termino debe tratarse aparte ya que su naturaleza función de el estado cinemático del problema, lo que es la incógnita a resolver.

La Ecuación de balance (4.13) debe satisfacerse para todo instante temporal, en particular para $t + \Delta_t$. Dadas determinadas propiedades materiales y geométricas en la configuración de referencia, las fuerzas dependen de las magnitudes cinemáticas globales en ese instante. Estas son: el desplazamientos $\mathbf{d}(t + \Delta_t)$, las velocidades $\dot{\mathbf{d}}(t + \Delta_t)$ y aceleraciones $\ddot{\mathbf{d}}(t + \Delta_t)$. Es plausible entonces plasmarlo matemáticamente de manera exacta en la Ecuación (4.13).

Los métodos numéricos, a groso modo, si son consistentes y estables construyen una sucesión que al discretizar infinitamente converge a la solución exacta. El método de Newton-Raphson (N-R) vectorial consiste en linealizar una ecuación a través de su diferencial de primer orden. Esta aproximación tiene como consecuencia que la Ecuación (4.13) ya no será nula sino igual a un resto \mathbf{r} . A su vez, tal y como se detalla en las Ecuaciones (4.14) y (4.15),

1 los métodos numéricos para la solución de problemas dinámicos, escriben las
2 variables de aceleración y velocidad, en el instante $t + \Delta_t$, en función de los
3 desplazamientos para ese tiempo y las magnitudes cinemáticas en el paso an-
4 terior. Como los vectores desplazamiento, velocidad y aceleración para el paso
5 anterior se encuentran dados, el vector resto depende indirectamente de los
6 desplazamientos. Para diferenciar las variables aproximadas de las exactas,
7 se introduce la siguiente nomenclatura: $(\mathbf{d}(t + \Delta_t) \rightarrow \mathbf{d}_{t+\Delta_t})$, $(\dot{\mathbf{d}}(t + \Delta_t) \rightarrow$
8 $\dot{\mathbf{d}}_{t+\Delta_t})$ y $(\ddot{\mathbf{d}}(t + \Delta_t) \rightarrow \ddot{\mathbf{d}}_{t+\Delta_t})$.

$$\dot{\mathbf{d}}_{t+\Delta_t} = F_v(\mathbf{d}_{t+\Delta_t}, \mathbf{d}_t, \dot{\mathbf{d}}_t, \ddot{\mathbf{d}}_t) \quad (4.14)$$

$$\ddot{\mathbf{d}}_{t+\Delta_t} = F_a(\mathbf{d}_{t+\Delta_t}, \mathbf{d}_t, \dot{\mathbf{d}}_t, \ddot{\mathbf{d}}_t) \quad (4.15)$$

9 Según el procedimiento descrito en el párrafo anterior, se buscan las apro-
10 ximaciones cinemáticas tal que el residuo \mathbf{r} para un instante $t + \Delta_t$ sea próximo
11 al vector nulo. Esto se expresa matemáticamente en Ecuación (4.16).

$$\begin{aligned} \mathbf{r}(\mathbf{d}_{t+\Delta_t}) = & (-\mathbf{f}_{\text{ext},t+\Delta_t} + \mathbf{f}_{\text{int}}(\mathbf{d}_{t+\Delta_t}) + \mathbf{f}_{\text{vis}}(\dot{\mathbf{d}}_{t+\Delta_t}) \dots \\ & \dots + \mathbf{f}_{\text{ine}}(\mathbf{d}_{t+\Delta_t}, \dot{\mathbf{d}}_{t+\Delta_t}(\mathbf{d}_{t+\Delta_t}, \mathbf{d}_t, \dot{\mathbf{d}}_t, \ddot{\mathbf{d}}_t), \ddot{\mathbf{d}}_{t+\Delta_t}(\mathbf{d}_{t+\Delta_t}, \mathbf{d}_t, \dot{\mathbf{d}}_t, \ddot{\mathbf{d}}_t)) \approx \mathbf{0} \end{aligned} \quad (4.16)$$

12 Por otro lado, según el método de N-R presentado en Quarteroni et al.
13 2010 es posible construir una sucesión iterativa en k , de forma tal que en el
14 paso siguiente, el vector resto se acerque al nulo. Para aplicar esto se utiliza
15 el teorema de Taylor aplicado a la función resto, obteniéndose la siguiente
16 expresión:

$$\mathbf{r}(\mathbf{d}_{t+\Delta_t}^{k+1}) = \mathbf{r}(\mathbf{d}_{t+\Delta_t}^k) + \frac{\partial \mathbf{r}(\mathbf{d}_{t+\Delta_t})}{\partial \mathbf{d}_{t+\Delta_t}}|_k \Delta \mathbf{d}_{t+\Delta_t}^{k+1} = \mathbf{0} \quad (4.17)$$

17 Para calcular la derivada del residuo, se utiliza la regla de la cadena apli-
18 cada a las funciones de velocidades y aceleraciones, expresando las derivadas
19 en función de los desplazamientos. Esta operatoria en términos analíticos, se

1 presenta en la siguientes ecuaciones:

$$\begin{aligned}\frac{\partial \mathbf{r}(\mathbf{d}_{t+\Delta t})}{\partial \mathbf{d}_{t+\Delta t}} &= \frac{\partial \mathbf{r}}{\partial \dot{\mathbf{d}}_{t+\Delta t}} \frac{\partial \dot{\mathbf{d}}_{t+\Delta t}}{\partial \mathbf{d}_{t+\Delta t}} + \frac{\partial \mathbf{r}}{\partial \ddot{\mathbf{d}}_{t+\Delta t}} \frac{\partial \ddot{\mathbf{d}}_{t+\Delta t}}{\partial \mathbf{d}_{t+\Delta t}} + \frac{\partial \mathbf{r}}{\partial \mathbf{d}_{t+\Delta t}} \\ \frac{\partial \mathbf{r}(\mathbf{d}_{t+\Delta t})}{\partial \mathbf{d}_{t+\Delta t}} &= \frac{\partial \mathbf{r}}{\partial \dot{\mathbf{d}}_{t+\Delta t}} \frac{\partial F_v}{\partial \mathbf{d}_{t+\Delta t}} + \frac{\partial \mathbf{r}}{\partial \ddot{\mathbf{d}}_{t+\Delta t}} \frac{\partial F_a}{\partial \mathbf{d}_{t+\Delta t}} + \frac{\partial \mathbf{r}}{\partial \mathbf{d}_{t+\Delta t}}\end{aligned}\quad (4.18)$$

2 En las expresiones anteriores se distinguen varios factores. En primer lugar
3 las derivadas de la función residuo respecto de: desplazamientos, velocidades
4 y aceleraciones. Estas son las matrices tangentes \mathbf{K}_g , \mathbf{M} y \mathbf{C}_k descritas en
5 el Capítulo 3. Asimismo, al derivar la función de fuerza residual aparece un
6 termino \mathbf{C}_{vis} correspondiente la derivada de la fuerza viscosa respecto de la
7 velocidad del viento. Esto resulta una matriz diagonal esparsa con valores
8 nulas salvo las entradas correspondientes a la dirección del viento, con valor
9 $\rho d_c C_d w_m$. Incorporando estas matrices se obtiene a la Ecuación (4.19).

$$\left. \frac{\partial \mathbf{r}(\mathbf{d}_{t+\Delta t})}{\partial \mathbf{d}_{t+\Delta t}} \right|_k = \left(\mathbf{K}_g + \frac{\partial F_a}{\partial \mathbf{d}_{t+\Delta t}} \mathbf{M} + \frac{\partial F_v}{\partial \mathbf{d}_{t+\Delta t}} (\mathbf{C}_k + \mathbf{C}_{vis}) \right) \Big|_k \quad (4.19)$$

10 Sustituyendo la expresión anterior en la Ecuación (4.19) de N-R se halla
11 el paso en desplazamientos en $k + 1$ a partir de las magnitudes en k $\Delta \mathbf{d}_{t+\Delta t}^{k+1}$.
12 Matemáticamente:

$$\left(\mathbf{K}_g + \frac{\partial F_a}{\partial \mathbf{d}_{t+\Delta t}} \mathbf{M} + \frac{\partial F_v}{\partial \mathbf{d}_{t+\Delta t}} (\mathbf{C}_k + \mathbf{C}_{vis}) \right) \Big|_k^{-1} (-\mathbf{r}(\mathbf{d}_{t+\Delta t}^k)) = \Delta \mathbf{d}_{t+\Delta t}^{k+1} \quad (4.20)$$

13 Una vez planteada la ecuación de equilibrio no lineal y su método de reso-
14 lución numérico hace falta conocer explícitamente las funciones F_a y F_v . Para
15 esto se implementó el Método de HHT presentado a continuación en La sección
16 4.2.2.

17 4.2.2. Resolución numérica mediante HHT

18 Este método consiste en una innovadora propuesta respecto del algoritmo
19 de Newmark presentado en Newmark, 1959. Según el artículo Hilber et al.
20 1977 el método de HHT, es incondicionalmente estable para la integración de
21 ecuaciones dinámicas en el área estructural. Esto implica que el paso de tiempo

1 puede incrementarse considerablemente conservando la convergencia numérica
2 del método. Además de esta ventaja, cuando se buscan representar modos de
3 baja frecuencia, el factor de disipación que atenúa la energía del sistema, no
4 depende del incremento de tiempo elegido. Complementario a esto, evita la
5 aparición indeseada de altas frecuencias numéricas, sin eliminar los modos de
6 baja frecuencia endógenos a la estructura.

7 En la publicación (Hilber et al. 1977) se compara el método de HHT con
8 otros métodos del clásicos en el área de análisis numérico estructural, como ser:
9 el Método del Trapecio, el de Wilson y la familia de algoritmos de Newmark.
10 El autor concluye que HHT además de su mayor grado de ajuste, es mas
11 preciso para bajas frecuencias. Dado que esto se ajusta a la perfección para
12 la aplicación de conductores, superpuesto que este se implementó en Le et al.
13 2014, resulta oportuno aplicarlo a esta investigación.

14 Para este abordaje inicialmente se deben distinguir las magnitudes lineales
15 de las angulares, para esto se utiliza la nomenclatura $\mathbf{d} = (\mathbf{u}, \mathbf{w})$. Se presentan
16 entonces las funciones de aproximación para aceleraciones y velocidades linea-
17 les globales en función de los desplazamientos. Estas ecuaciones se escribirán
18 inicialmente en términos de los parámetros de Newmark α_{NW} y β_{NW} para
19 luego vincularlo con el método de HHT. Esto permite ejecutar fácilmente uno
20 u otro, dependiendo de las necesidades. Consecuentemente, las funciones de
21 actualización para el instante $t + \Delta_T$ se escriben:

$$\ddot{\mathbf{u}}_{t+\Delta t} = \frac{1}{\alpha_{NW}(\Delta t)^2} \mathbf{u}_{t+\Delta t} - \frac{1}{\alpha_{NW}(\Delta t)^2} \mathbf{u}_t - \frac{1}{\alpha_{NW}(\Delta t)} \dot{\mathbf{u}}_t - \dots \quad (4.21)$$

$$\dots - \frac{1}{2\alpha_{NW}} (1 - 2\alpha_{NW}) \ddot{\mathbf{u}}_t$$

$$\dot{\mathbf{u}}_{t+\Delta t} = \frac{\beta_{NW}}{\alpha_{NW}(\Delta t)} \mathbf{u}_{t+\Delta t} - \frac{\beta_{NW}}{\alpha_{NW}(\Delta t)} \mathbf{u}_t + \left(1 - \frac{\beta_{NW}}{\alpha_{NW}}\right) \dot{\mathbf{u}}_t + \dots \quad (4.22)$$

$$+ \dots \left(1 - \frac{\beta_{NW}}{2\alpha_{NW}}\right) \ddot{\mathbf{u}}_t \Delta t$$

22 Para implementar HHT basta unicamente con definir los parámetros α_{NW}
23 y β_{NW} en términos del valor de α_{HHT} . Esto se realiza mediante las Ecuaciones
24 (4.23) y (4.24). En estas funciones, es posible notar las equivalencias, paren-
25 tescos y similitudes entre los métodos. El de Newmark clásico con $\beta_{NW} = 1/2$
26 y $\alpha_{NW} = 1/4$ se logra ajustando el parámetro $\alpha_{HHT} = 0$.

$$\beta_{NW} = \frac{1 - 2\alpha_{HHT}}{2} \quad (4.23)$$

$$\alpha_{NW} = \frac{(1 - \alpha_{HHT})^2}{4} \quad (4.24)$$

Se calculan entonces las derivadas respecto al desplazamiento para las funciones de aproximación. Estas se expresan a partir del parámetro α_{HHT} y el incremento Δ_T ente dos tiempos consecutivos t y $t + \Delta_t$.

$$\frac{\partial \ddot{\mathbf{u}}_{t+\Delta t}}{\partial \mathbf{u}_{t+\Delta_T}} = \frac{4}{(1 - \alpha_{HHT})^2 \Delta_T^2} \quad (4.25)$$

$$\frac{\partial \dot{\mathbf{u}}_{t+\Delta t}}{\partial \mathbf{u}_{t+\Delta_T}} = \frac{1 - \alpha_{HHT}}{2\Delta_T} \quad (4.26)$$

A diferencia de la aproximación para velocidades y aceleraciones lineales, las magnitudes angulares deben actualizarse mediante otras funciones. Este tipo de variables no cumple la propiedad de conmutatividad. Es por esto, que los vector de velocidades y aceleraciones angulares para el paso $k+1$, en el instante $t + \Delta_t$, deben calcularse según las Ecuaciones (4.27) y (4.28) presentadas en la referencias (Ibrahimbegović y Mikdad, 1998) y (Ibrahimbegovic y Mamouri, 2002).

$$\dot{\mathbf{w}}_{t+\Delta t} = \Lambda_{t+\Delta t}^g \left[\frac{\alpha}{\beta \Delta_t} \theta_{t+\Delta t} + \frac{\beta - \alpha}{\beta} \dot{\mathbf{w}}_t + \frac{(\beta - 0.5\alpha)\Delta_t}{\beta} \ddot{\mathbf{w}}_t \right] \quad (4.27)$$

$$\ddot{\mathbf{w}}_{t+\Delta t} = \Lambda_{t+\Delta t}^g \left[\frac{1}{\beta \Delta_t^2} \theta_{t+\Delta t} - \frac{1}{\beta \Delta_t} \dot{\mathbf{w}}_t - \frac{(0.5 - \beta)}{\beta} \ddot{\mathbf{w}}_{t+\Delta t} \right] \quad (4.28)$$

En las Ecuaciones (4.27) y (4.28) la transformación $\Lambda_{t+\Delta t}^g$ es la composición de las rotaciones globales para dos instantes consecutivos:

$$\Lambda_{t+\Delta t}^g = \exp(\widetilde{\theta_{t+\Delta t}^g}) = \mathbf{R}_{t+\Delta t}^g (\mathbf{R}_t^g)^T \quad (4.29)$$

Un procedimiento análogo al de las funciones angulares se aplican a las lineales. Esto se obtiene a partir de la derivación analítica de las Ecuaciones expresadas en (4.27) y (4.28).

$$\frac{\partial \ddot{\mathbf{w}}_{\mathbf{t}+\Delta \mathbf{T}}}{\partial \mathbf{w}_{\mathbf{t}+\Delta \mathbf{t}}} = \frac{4}{(1-\alpha_{HHT})^2 \Delta_T^2} \mathbf{T}_s^{-\mathbf{T}}(\theta_{1,\mathbf{t}+\Delta \mathbf{t}}^{\mathbf{g}}) \quad (4.30)$$

$$\frac{\partial \dot{\mathbf{w}}_{\mathbf{t}+\Delta \mathbf{T}}}{\partial \mathbf{w}_{\mathbf{t}+\Delta \mathbf{t}}} = \frac{1-\alpha_{HHT}}{2\Delta_T} \mathbf{T}_s^{-\mathbf{T}}(\theta_{1,\mathbf{t}+\Delta \mathbf{t}}^{\mathbf{g}}) \quad (4.31)$$

Es posible compactar las derivadas lineales y angulares de las Ecuaciones (4.30), (4.31), (4.25) y (4.26) al definir convenientemente la matriz \mathbf{B}_t . En función de esta es posible escribir los incrementos de velocidades y aclaraciones globales en términos del vector de desplazamientos incremental. Estas relaciones se expresan a continuación:

$$\mathbf{B}_t = \begin{bmatrix} I & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \mathbf{T}_s^{-\mathbf{T}}(\theta_{1,\mathbf{t}+\Delta \mathbf{t}}^{\mathbf{g}}) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & I & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \mathbf{T}_s^{-\mathbf{T}}(\theta_{2,\mathbf{t}+\Delta \mathbf{t}}^{\mathbf{g}}) \end{bmatrix} \quad (4.32)$$

$$\Delta \dot{\mathbf{d}}_{\mathbf{g}} = \left(\frac{1-\alpha_{HHT}}{2\Delta_T} \mathbf{B}_t \right) \Delta \mathbf{d}_{\mathbf{g},\mathbf{t}+\Delta \mathbf{t}} \quad (4.33)$$

$$\Delta \ddot{\mathbf{d}}_{\mathbf{g}} = \left(\frac{4}{(1-\alpha_{HHT})^2 \Delta_T^2} \mathbf{B}_t \right) \Delta \mathbf{d}_{\mathbf{g},\mathbf{t}+\Delta \mathbf{t}} \quad (4.34)$$

Al escindir las Ecuaciones (4.33) y (4.34) se identifican las funciones F_a y F_v de la sección 4.2.1. Estas relaciones matemáticas deben de integrarse a la Ecuación linealizada de equilibrio (4.20) para obtener el incremento en k que permita conocer el vector desplazamientos en el paso $k+1$ para el instante $t + \Delta_T$. Finalmente, eso se plantea en la Ecuación (4.35).

$$\begin{aligned} & \mathbf{r}(\mathbf{d}_{\mathbf{t}+\Delta \mathbf{t}}^{\mathbf{k}}) = \\ & - \left(\mathbf{K}_{\mathbf{g}} + \left(\frac{4}{(1-\alpha_{HHT})^2 \Delta_T^2} \right) \mathbf{M} \mathbf{B}_t + \left(\frac{1-\alpha_{HHT}}{2\Delta_T} \right) (\mathbf{C}_{\mathbf{k}} + \mathbf{C}_{\mathbf{vis}}) \mathbf{B}_t \right) \Delta \mathbf{d}_{\mathbf{t}+\Delta \mathbf{t}}^{\mathbf{k}+1} \end{aligned} \quad (4.35)$$

Se aclara que para despejar la Ecuación (4.35) anterior, la matriz entre paréntesis curvos debe invertirse y por tanto ser no singular. De lo contrario, el método podría presentar un número de condición nulo arrojando infinitas soluciones o ninguna. Esto se encuentra garantizado por la naturaleza de las

1 matrices que la integran (de masa, centrífuga y tangente). Las matrices tan-
2 gentes fueron simetrizadas .artificialmentecomose aclaró anteriormente, man-
3 teniendo el orden de convergencia de N-R. Las matrices centrífugas y de masa
4 devienen de un potencial asociado (la energía cinética) como los parámetros
5 α_{HHT} son menores a uno, en general en el intervalo $[-0.1; 0.1]$, la suma de esta
6 matrices suele ser definidas positivas. Por lo que \mathbf{K}_{tot} será invertible.

7 4.2.2.1. Hipótesis de modelado numérico

8 Se esclarecen las premisas y simplificaciones durante la implementación
9 numérica de los códigos creados:

- 10 1. Los incrementos angulares no se calcularon componiendo dos rotaciones
11 consecutivas sino de forma aditiva, es decir: $\theta_{t+\Delta t}^{k+1} = \theta_{t+\Delta t}^k + \Delta\theta_{t+\Delta t}^{k+1}$.
- 12 2. La matriz de amortiguamiento viscoso \mathbf{C}_{vis} se considero una diagonal con
13 elementos no nulos en las componentes asociadas a los desplazamientos
14 transaccionales. Se copió el valor del amortiguamiento aerodinámico con
15 el valor correspondiente a la coordenada lineal $\rho d_c C_d w_m$ para el resto
16 de los desplazamientos. Esto garantiza la estabilidad y atenuación de la
17 respuesta en la primer etapa asociada al peso.
- 18 3. La simulación se separó en dos etapas consecutivas, en primer lugar se
19 carga con la fuerza de la gravedad (a partir de la condición inicial) y una
20 vez que la respuesta es constante se aplica la carga del viento.

21 4.2.3. Implementación numérica en ONSAS

22 En la sección que prosigue se detallan los códigos implementados en el
23 software ([ONSAS](#)). Este código de carácter abierto y se desarrolló de forma
24 general integrando distintos elementos, materiales y geometrías dentro del mis-
25 mo modelo. Además permite resolver mediante diversos algoritmos numéricos
26 y visualizar gráficamente sus salida en 3D a través del programa de código
27 abierto *Paraview* difundido en (Ahrens et al. [2005](#)).

28 Las líneas de código relacionadas con la formulación local, las funciones
29 matemáticas de rotación, las fuerzas internas y sus matrices tangentes fueron
30 aportadas por el Dr. Jean Mark Battini. Su intervención constituye uno de
31 los pilares fundamentales en la construcción de este trabajo, no solo por ser
32 pionero dela formulación corrotacional aplicada a estructuras, publicadas en

los trabajos (Battini y Pacoste, 2002) (Le et al. 2014), sino también por su predisposición a difundir los códigos de su investigación, cuyo valor es invaluable. A continuación en el Algoritmo 1 se detalla un pseudo-código panorámico sobre el esqueleto ejecutado en ONSAS.

Algorithm 1 Pseudocódigo de iteración general.

Require: : $tol_r, tol_u, \maxIter, \Delta_T, \alpha_{HHT}$
 Iniciar cinemáticas: $\mathbf{d}_t \leftarrow \mathbf{d}_0 \quad \dot{\mathbf{d}}_t \leftarrow \dot{\mathbf{d}}_0 \quad \ddot{\mathbf{d}}_t \leftarrow \ddot{\mathbf{d}}_0$
 Iniciar tiempo: $t \leftarrow t_0$
while $t < t_f$ **do**
 finDisp = 0
 Definir: $\mathbf{d}^k \leftarrow \mathbf{d}_t, \dot{\mathbf{d}}^k \leftarrow \dot{\mathbf{d}}_t, \ddot{\mathbf{d}}^k \leftarrow \ddot{\mathbf{d}}_t$.
 Evaluar $\mathbf{f}_{\text{ext}, t+\Delta t}$
 while FinDisp = 0 **do**
 Calcular fuerzas: $\mathbf{f}_{\text{ine}}^k(\mathbf{d}^k, \dot{\mathbf{d}}^k, \ddot{\mathbf{d}}^k), \mathbf{f}_{\text{int}}^k(\mathbf{d}^k)$ y $\text{res}^k(\mathbf{d}^k, \dot{\mathbf{d}}^k, \ddot{\mathbf{d}}^k)$.
 Calcular y ensamblar matrices Tangentes: $\mathbf{K}_g^k \mathbf{M}^k \mathbf{C}_k^k, \mathbf{C}_{\text{vis}}^k$.
 Despejar $\Delta \mathbf{d}^{k+1}$
 Actualizar desplazamientos globales: $\mathbf{d}^{k+1} = \mathbf{d}^k + \Delta \mathbf{d}^{k+1}$
 Recalcular velocidades y aceleraciones lineales: $(\dot{\mathbf{u}}^{k+1}), (\ddot{\mathbf{u}}^{k+1})$.
 Recalcular velocidades y aceleraciones angulares: $(\dot{\mathbf{w}}^{k+1}), (\ddot{\mathbf{w}}^{k+1})$.
 Ensamblar velocidades: $\dot{\mathbf{d}}^{k+1} \leftarrow (\dot{\mathbf{u}}^{k+1}, \dot{\mathbf{w}}^{k+1})$
 Ensamblar aceleraciones: $\ddot{\mathbf{d}}^{k+1} \leftarrow (\ddot{\mathbf{u}}^{k+1}, \ddot{\mathbf{w}}^{k+1})$
 Actualizar fuerzas: $\mathbf{f}_{\text{ine}}^{k+1}(\mathbf{d}^{k+1}, \dot{\mathbf{d}}^{k+1}, \ddot{\mathbf{d}}^{k+1}), \mathbf{f}_{\text{int}}^{k+1}(\mathbf{u}^{k+1})$ y $\text{res}(\mathbf{d}^{k+1})$.
 Calcular:
 if $\|\Delta \mathbf{d}^{k+1}\| < tol_d \|\mathbf{d}^{k+1}\| \vee \|\text{res}(\mathbf{d}^{k+1})\| < tol_r \|\mathbf{f}_{\text{ext}}\| \vee k \geq \max_{iter}$
 then
 finDisp = 1
 end if
 end while
 Actualizar $\mathbf{d}_t \leftarrow \mathbf{d}_{t+\Delta_T}^k, \dot{\mathbf{d}}_t \leftarrow \dot{\mathbf{d}}_{t+\Delta_T}^k, \ddot{\mathbf{d}}_t \leftarrow \ddot{\mathbf{d}}_{t+\Delta_T}^k$.
 $t = t + \Delta_T$
end while

En la estructura de códigos anterior se observan dos bucles en simultaneo. Inicialmente se ejecuta un primer **while** de avance cronológico, que permite incrementar la variable temporal en pasos de ΔT . Además debe evaluar los valores que son constantes en el tiempo, como ser: la magnitud de \mathbf{f}_{ext} . Para resolver el estado del sistema en el tiempo $t + \Delta T$, hace falta resolver la ecuación no lineal del resto descrita en la Expresión (4.16). Con este cometido, se construye una sucesión en desplazamientos que tienda a la solución para ese paso, esto se realiza mediante (N-R) en el segundo **while** en desplazamientos. Para este bucle en el pseudocódigo 1 se omitió la notación en $t + \Delta T$ para

1 simplificar, mas todas las variables se corresponden a dicho tiempo.

2 Esta parte del código se podría subdividir en dos estructuras, primeramente
3 el cálculo del incremento que determina el paso $k + 1$, a partir de los despla-
4 zamientos en el paso actual k . Luego se actualizan las variables cinemáticas de
5 desplazamientos, velocidades y aceleraciones. Este conjunto de pasos se realiza
6 mientras que la variable booleana `finDisp` sea nula. La alteración de estado, se
7 encuentra atada a la operación lógica de la sentencia **if**. Esta se rige por la
8 operación lógica disyunta, aplicada a tolerancias en desplazamientos tol_u , en
9 vector de fueras residuales tol_{res} y número máximo de iteraciones $maxIter$. Las
10 primeras dos son relativas al valor de fuerzas externas y desplazamientos en ese
11 tiempo, lográndose de este modo independizarse de las magnitudes absolutas
12 desconocidas. Una vez que el segundo bucle en desplazamientos converge, la
13 variable `finDisp` alcanza la unidad. A partir de esto, se actualizan tanto el valor
14 del tiempo, como las magnitudes cinemáticas para el instante siguiente.

15 Habiendo explicado la estructura general del código, resulta importante
16 profundizar y desplegar el cálculo de la función de fuerzas inerciales y matrices
17 dinámicas tangentes. Este código se agregó a [ONSAS](#) procurando su versatili-
18 dad. De esta forma será posible aplicarlo a futuras aplicaciones que trascienden
19 al alcance y foco de este trabajo. Se presenta a continuación un esquema tipo
20 pseudocódigo de la función [elementbeamforces.m](#) implementada.

21 El diagrama presentado en el Pseudocódigo 2, puede dividirse en tres divi-
22 siones principales. Esto ordena el código consecutivamente según el desarrollo
23 constructivo de las variables intervinientes. Primeramente se hallan las matri-
24 ces de rotación, que vinculan las configuraciones: de referencia, rígida y defor-
25 mada. Una vez representadas estas transformaciones, se procede a calcular las
26 fuerzas internas y las matrices tangentes en la configuración local a través de
27 la función [beamLocalStaticForces](#). Desafortunadamente, tanto entradas como
28 salidas de esta función, se encuentran referidas al sistema de coordenadas loca-
29 les. Es por esto, que resulta inevitable calcular los ángulos y desplazamientos
30 locales. Asimismo transformar las salidas a coordenadas globales, para luego
31 integrarlas al código general expuesto en 1.

32 De forma subsiguiente se arman las matrices dinámicas y los vectores de
33 fuerza inercial asociados al elemento. Con este fin, se calculan primero las
34 expresiones analíticas de las magnitudes cinemáticas en cada sección. Estas
35 están referidas a su baricentro, ubicado a una distancia x en la configuración
36 de referencia. Como su obtención directa es algo compleja, se definen una serie

Algorithm 2 Pseudocódigo elementBeamForces.

Require: A_ρ $\mathbf{I}_\rho^{\text{ref}}$ E ν G \mathbf{X}_1 \mathbf{X}_2 \mathbf{d}_g^e

for 1 **to** N_{elem} **do**

Separar vector desplazamientos $\mathbf{d}_g = (\mathbf{u}^g, \mathbf{w}^g)$

—————Cálculo de matrices de rotación —————

Computar matrices de rotación global \mathbf{R}_g^1 y \mathbf{R}_g^2

Evaluar matriz de rotación de referencia \mathbf{R}_o

Hallar \mathbf{q}_1 \mathbf{q}_2 \mathbf{q} y calcular \mathbf{e}_1 \mathbf{e}_2 y \mathbf{e}_3 .

Evaluar matriz de rotación rígida \mathbf{R}_r

Calcular matrices de rotación locales $\mathbf{R}_i = \mathbf{R}_r^T \mathbf{R}_g^i \mathbf{R}_o$

————— Cálculo de fuerza interna y matriz tangente —————

Calcular largos iniciales, actuales y estiramiento l_0 y l $u = l - l_0$

Invertir \mathbf{R}_i y hallar ángulos locales $\bar{\theta}_i$.

Ejecutar *beamLocalStaticForces* para fuerza interna $\mathbf{f}_{\text{int}}^{\text{loc}}$ y matriz tangente local $\mathbf{K}_T^{\text{loc}}$.

Construir matrices auxiliares: \mathbf{H} \mathbf{G} \mathbf{P} \mathbf{B} \mathbf{r}

Transformar a coordenadas globales: $\mathbf{K}_T^g \leftarrow \mathbf{K}_T^{\text{loc}}$ y $\mathbf{f}_{\text{int}}^g \leftarrow \mathbf{f}_{\text{int}}^{\text{loc}}$.

————— Cálculo de fuerza inerciales y matrices dinámicas —————

Todas las variables dependen de la coordenada (\mathbf{x})

Definir funciones de interpolación N_i

Calcular matrices: $\mathbf{P}_1(\mathbf{x})$, \mathbf{P}_2 , \mathbf{N} y \mathbf{H}_1 .

Hallar velocidades $\dot{\mathbf{w}}$, $\dot{\mathbf{u}}$ y $\dot{\mathbf{w}}_r$

Calcular matrices auxiliares: \mathbf{H}_1 , $\dot{\mathbf{H}}_1$, \mathbf{H}_2 , $\dot{\mathbf{H}}_2$, \mathbf{C}_1 , \mathbf{C}_2 , \mathbf{C}_3 y \mathbf{C}_4 .

Hallar las aceleraciones: $\ddot{\mathbf{w}}$ $\ddot{\mathbf{u}}$.

Girar el tensor de inercia a la configuración deformada: $\mathbf{I}_\rho \leftarrow \mathbf{I}_\rho^{\text{ref}}$

Hallar expresiones e integrar en el elemento: \mathbf{f}_{ine} \mathbf{M} y \mathbf{C}_k

Ensamblar : \mathbf{f}_{ine} \mathbf{M} , \mathbf{C}_k \mathbf{K}_T^g $\mathbf{f}_{\text{int}}^g$

end for

1 de variables auxiliares y sus respectivas derivadas que permiten calcularlas.
2 Una vez finalizado estos pasos, se integran las matrices tangentes y el vector
3 de fuerzas inerciales, empleando el método de integración numérica de cuadra-
4 tura de Gauss. Este se implementó con 3 puntos de integración. Por último,
5 los valores obtenidos tanto para las matrices tangentes dinámicas y estáticas,
6 como para los vectores de fuerza inercial e internas se ensamblan a las matrices
7 de todo el sistema en coordenadas globales.

1 Capítulo 5

2 Resultados numéricos

3 En este capítulo se presentan los resultados numéricos obtenidos durante
4 el desarrollo de este trabajo. En primera instancia, se valida la implementa-
5 ción corrotacional detallada en el Capítulo 3, para luego aplicarse a modelos
6 específicos de conductores. Todas las simulaciones fueron realizadas utilizando
7 un computador portátil con un procesador i7 6700HQ y una memoria ram de 8
8 Gb. La formulación se implementó en el software de código abierto [ONSAS](#) el
9 cual se ejecutó en GNU-Octave Eaton et al. (2007) y visualizándose los resulta-
10 dos haciendo uso de la herramienta Paraview Ahrens et al. (2014). Vale notar
11 que el hilo conductual de este capítulo fue ideado con un aumento progresivo
12 de complejidad. Capturando en modelos simples y académicos los movimientos
13 fundamentales de los elementos, para garantizar así una representación cabal
14 del fenómeno de oscilación del conductor en servicio.

15 5.1. Viga en voladizo con ángulo recto

16 Este ejemplo fue publicado por primera vez en Simo y Vu-Quoc, 1988 y es
17 usualmente considerado en la literatura para validar formulaciones de elemen-
18 tos de viga tridimensionales aplicadas a estructuras no lineales (Albino et al.
19 2018 Le et al. 2014). El mismo consta de dos barra idénticas en ángulo recto
20 formando una forma de L. Cada miembro que la integra, mide un largo $L = 10$
21 m tal y como se ilustra en las Figuras 5.1.

22 Las propiedades del rigideces de torsión, flexión y directa del ejemplo se se-
23 leccionaron de manera sintética por el autor original. Estos valores artificiales,
24 garantizan movimientos de gran amplitud y para esto deben cumplir determi-

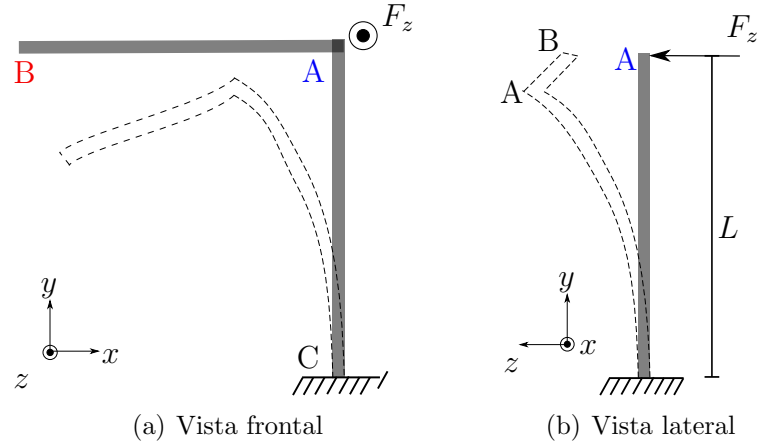


Figura 5.1: Disposición geométrica de la estructura.

1 nadas igualdades Por esta razón la elección de dichas magnitudes se obtiene
2 resolviendo el sistema compatible indeterminado de Las Ecuaciones (5.1) y
3 (5.2) descritas en la bibliografía. Para este trabajo los segundos momentos de
4 inercia según el eje z e y además de los valores del módulo de elasticidad lineal
5 y transversal valen: $E = G = 10^6$ $A = 1$ $I = J = 10^{-3}$ y $\nu = 0.3$. Se hace notar
6 que el carácter arbitrario de los parámetros implica que sus unidades carezcan
7 de sentido.

$$GA = EA = 10^6 \quad (5.1)$$

$$GJ = EI = 10^3 \quad (5.2)$$

8 La estructura se encuentra empotrada en su base imponiendo desplaza-
9 mientos y ángulos nulos en el nodo C. Este apoyo ejerce reacciones que per-
10 miten aplicar una fuerza en el sentido del eje z tal y como se muestra en la
11 Figura 5.2. Este forzante flecta y trosiona al sistema en un plano saliente al xy ,
12 produciendo oscilaciones de gran amplitud. En la expresión anterior el adjetivo
13 gran, hace alusión a que los movimientos desarrollados durante el movimiento,
14 son del mismo orden de magnitud que las dimensiones de la estructura. Estos
15 desplazamientos significativos, están ligados al perfil brusco de aplicación de la
16 carga. Esta fuerza actúa linealmente en los dos segundos iniciales, crece hasta
17 un valor máximo de 50 N en el primer segundo de simulación y luego decrece
18 hasta cero. Imponiendo en el perfil un impacto severo y gradual en un corto
19 intervalo de tiempo. Para reproducir este comportamiento altamente dinámico

1 se eligieron 10 elementos por miembro y un incremento de tiempo $\Delta T = 0.25$
2 s.

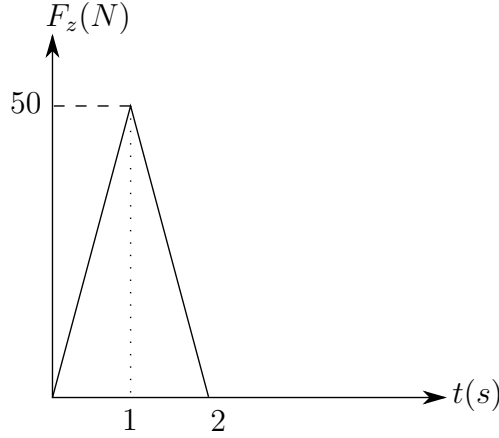


Figura 5.2: Perfil de fuerza transversal en el nodo A.

3 El objetivo principal del ejemplo es el validar la librería de códigos corro-
4 tacional incorporados en el software [ONSAS](#), por ende, tanto el método de
5 resolución, como los parámetros, se ajustaron idénticos a los explicitados en
6 el artículo Le et al. [2014](#), comparando así resultados semejantes. Consecuente-
7 mente se implementó un algoritmo que lleva el nombre de sus creadores (HHT)
8 y se selecciono un valor característico $\alpha = -0.05$ y un valor de parada en des-
9 plazamientos de 10^{-7} m. Se fraccionaron 20 s de simulación en intervalos de
10 $\Delta T = 0.25$ s.

11 Para comparar con el paper de referencia se plasmaron gráficamente de-
12 terminados grados de libertad correspondientes al nodo A. Estos son: el des-
13 plazamiento lineal vertical (según el eje y) y el transversales (según z). Los
14 resultados extraídos del modelo se muestran en las Figuras [5.3](#) en función
15 de la variable temporal. En estas se constata efectivamente la significativa
16 magnitud de los desplazamientos en comparación con las dimensiones de la
17 estructura. En particular, la Figura [5.3\(b\)](#) denota oscilaciones que alcanzan
18 varios metros en menos de 30 segundos, esto muestra el carácter exigente en
19 términos dinámicos del ejemplo. Con respecto a este movimiento no armónico
20 de vaivén en el eje z , se puede notar la presencia no conservativa de la formu-
21 lación corrotacional, ya que las amplitudes prestan una tendencia atenuante
22 con el tiempo.

23 Por otra parte al analizar en la Figura [5.3\(a\)](#) se observa que los desplaza-
24 mientos en y , son menores a cero para todo instante, esto se vincula al sentido

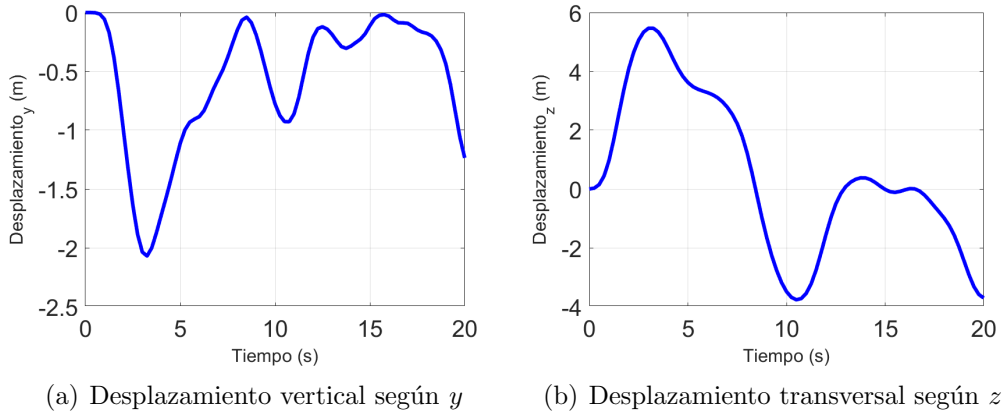


Figura 5.3: Desplazamientos de control del nodo A.

1 de la fuerza aplicada. Al observar la estructura desde un plano yz con el versor
2 x saliente, el movimiento del nodo A es análogo al de una viga empotrada con
3 una fuerza cortante en su extremo. De esta manera, el desplazamiento de A es
4 siempre en el sentido de $-y$, lo que se refleja en La Figura 5.3(a) y se condice
5 con la respuesta esperada. Contrastando los resultados de la implementación
6 con los presentados en la bibliografía de referencia Le et al. (2014), observamos
7 similares valores de máximos y mínimos alcanzados durante el movimiento res-
8 pecto a las Figuras 5.3 y 5.4. También así los valles y las crestas de la curvas se
9 suceden en tiempos muy próximos. Congruentemente, es posible afirmar que
10 el software implementado reproduce correctamente el ejemplo y es capaz de
11 capturar movimientos de flexo-torsión cabalmente.

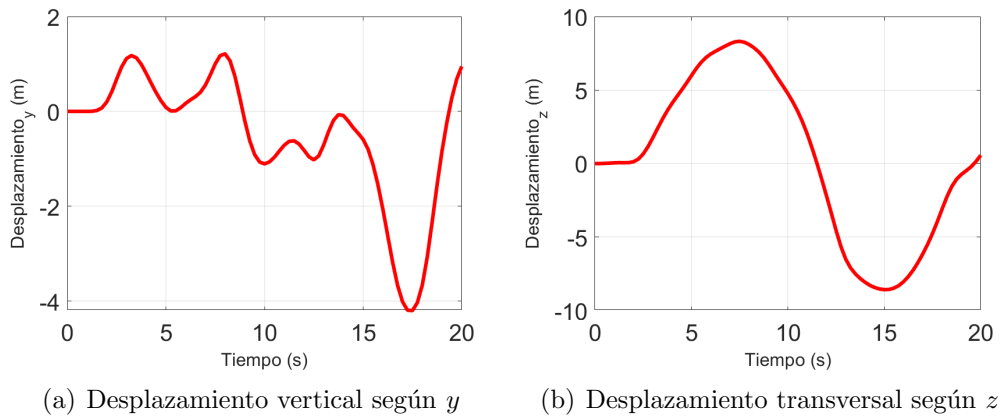


Figura 5.4: Desplazamientos de control del nodo B.

12 Resulta oportuno analizar los movimientos en el nodo B. En la Figura

5.4(b) se muestra una oscilación de 16 metros de amplitud aproximadamente, y una forma que se asemeja a una senoide. Esto podría vincularse al modo flector en el plano xz de la barra A-B excitado por la fuerza externa en la dirección z . Una vez retirada la carga se manifiestan los modos torsionales de AC superpuestos con los flexionales de A-B C-B incidiendo en el movimiento. El autor del trabajo Le et al. (2014) publicó el desplazamiento en z de B y los resultados de este trabajo ajustan con exactitud a dicha curva. Complementando este análisis podemos comparar los desplazamientos de los nodos A y B concluyendo que los movimientos inerciales de la barra A-B afectan notablemente a los desplazamientos del nodo B respecto de A, tanto en frecuencia como en magnitud.

Para ilustrar al lector en la cinemática del movimiento, se visualizaron mediante el software *Paraview* las deformadas para diferentes instantes de tiempo: $t_1 = 4$ s, $t_2 = 11$ s y $t_3 = 19$ s. En la Figura 5.5 se observan las oscilaciones flexionales para distintos planos yx e yz . Estos movimientos son originados por diferentes razones, en la barra CA se asocia al forzante F_z mientras que en el miembro AB son generados por los vínculos cinemáticos e inerciales debido a su unión rígida con el resto de la estructura.

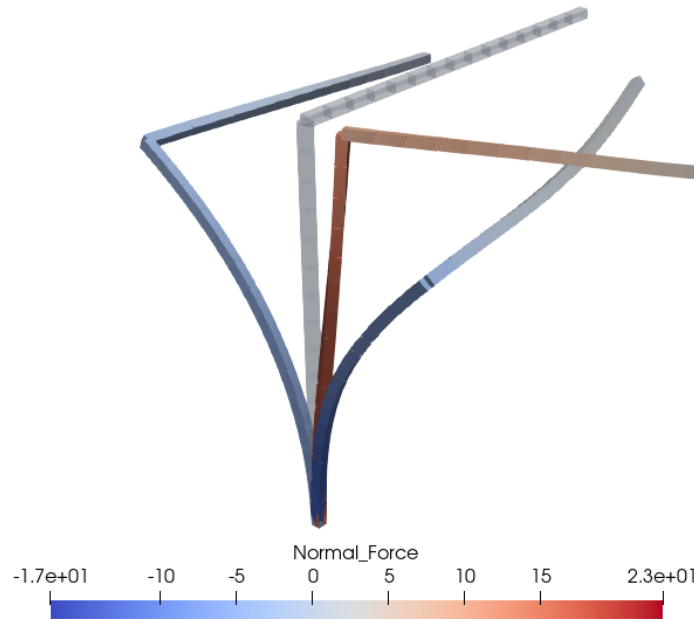


Figura 5.5: Estructura deformada en los instantes 4 s, 11 s y 21 s.

1 Habiéndose ahondado en las variables cinemáticas, resta por analizar las
2 magnitudes dinámicas. Para esto se colorearon los esfuerzos normales inma-
3 nentes a cada elemento en La Figura 5.5. En esta se identifica que el esfuerzo
4 alcanza valores de compresión y tracción en similar magnitud presentando
5 considerables fluctuaciones temporales. En simultaneo, la viga horizontal A-B
6 desarrolla fuerzas normales en todo su largo. Se suceden tanto positivas como
7 negativas, es oportuno notar que un modelo lineal para pequeños despla-
8 zamientos concluiría que los esfuerzos en esa viga serían nulos. Además este
9 modelo lineal arrojaría desplazamientos triviales en x para ambos nodos, in-
10 duciéndose significativos errores para este tipo de cargas de alto impacto en
11 estructuras de exigua rigidez. El modelo implementado desarrolla magnitudes
12 no despreciables de desplazamientos en x tal y como se constata en las Figu-
13 ras 5.6. He aquí las principales diferencias y la importancia de implementar
14 un modelo considerando no linealidad geométricas, estas consideraciones son
15 esenciales para la aplicación principal de este trabajo.

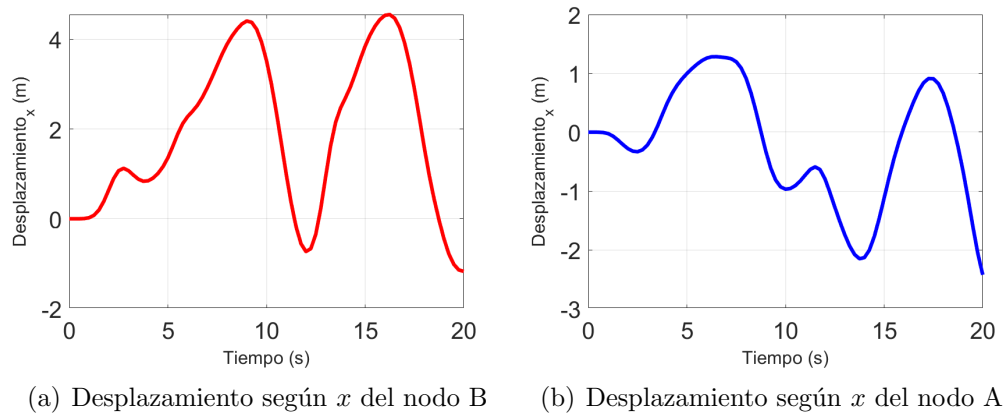


Figura 5.6: Desplazamientos en x de los nodos A y B

16 5.2. Modelo simplificado de una linea

17 En este apartado se presenta un primer modelo simplificado del enfoque
18 central de esta tesis. El mismo fue contrastado con el trabajo de Foti y Marti-
19 nelli, 2018 mas ha sido abordado por destacados investigadores en el pasado,
20 como ser el caso de: Luongo y Piccardo, 1998 y Martinelli y Perotti, 2001. El
21 ejemplo consiste en un conductor de transmisión eléctrica reforzado con núcleo

1 de acero. La raíz de acero forjado tiene como propósito aportar rigidez mecáni-
2 ca al componente, disminuyendo la deflexión y flexibilidad del conjunto. Esto
3 suele ser ventajoso para largos vanos donde la rigidez del conductor es una
4 variable decisiva. Además su construcción no afecta significativamente la re-
5 sistividad eléctrica debido al efecto de reluctancia radial variable. que obliga a
6 la corriente a fluir principalmente en la superficie.

7 El modelo del conductor esta estandarizado bajo la norma IEC europea
8 *Design criteria of overhead transmission lines*, 2003 y se identifica con la no-
9 menclatura DRAKE ASCR 7/26. Esto hace referencia a la cantidad de cables
10 en el núcleo y en la periferia respectivamente. El diámetro se calcula entonces
11 como la composición del área de los 26 conductores hechos de aluminio (color
12 gris en la Figura 5.7) y los 7 de acero (color azul). Además asumiremos des-
13 preciables, sobre las propiedades del flujo y la geometría, las irregularidades
14 de su perfil en la silueta.

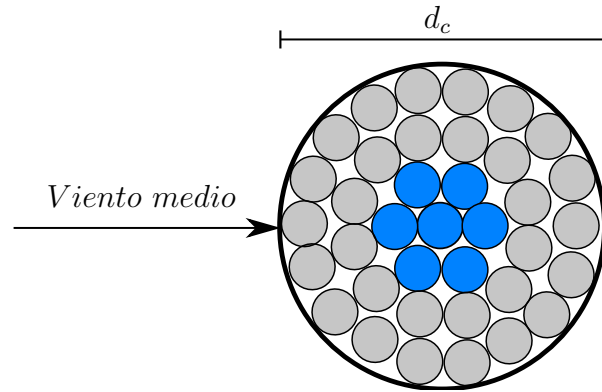


Figura 5.7: Esquema del conductor ASCR 7/26.

15 El vano tiene un largo $L_c=267$ m mientras que el cable en su configuración
16 deformada mide 269 m. Esta diferencia de longitudes del conductor en su
17 eje axial, responde a un tensado que se realiza durante su instalación. En
18 la etapa de montaje del conductor, se ajusta la pre-tensión de manera tal
19 que la altura ratifique los requerimientos de seguridad según la urbanización,
20 contaminación magnética y tipografía del terreno. Para esta simulación no se
21 tendrá en cuenta la tensión previa al momento de la colocación pero si la
22 tensión debida a la carga del peso. Vale notar que el valor de los esfuerzos
23 iniciales generados durante la instalación es menor a un 2% respecto a los
24 esfuerzos axiales desarrollados durante su movimiento. De igual manera se
25 resalta que para este ejemplo no se consideró amortiguamiento aerodinámico

1 de fuerzas viscosas.

2 El material que constituye al cable tiene un módulo de elasticidad E , módu-
 3 lo de poisson ν , una densidad similar ρ y una rigidez flexional y torsional EI
 4 y GJ respectivamente. Estas propiedades descritas se obtuvieron de la norma
 5 *ISO:9001* y se presentan en La Tabla 5.1.

$d_c(\text{cm})$	$m(\text{kg/m})$	$EA \text{ kN}$	$EI \text{ N m}^2$	$GJ \text{ Nm}^2$
2.81	1.8	29700	2100	159

Tabla 5.1: Propiedades mecánicas del conductor DRAKE ASCR 7/26

6 Con el propósito de aproximarse a la configuración del conductor dispuesto
 7 en un sistema de transmisión eléctrica real, se introdujeron al ejemplo dos
 8 cadenas aisladoras en posición vertical, de un largo $L_a = 3 \text{ m}$ cada una de
 9 ellas. Estos elementos no reciben fuerza y no se estudiará el desplazamiento ni
 10 esfuerzos en los mismos. Esto se aseguró en las condiciones de borde impuestas,
 11 para el modelo se consideró una condición de desplazamiento y ángulo nulo en
 12 las tres direcciones en x , z e y en los puntos B y C. Dado esto, las cadenas
 13 solo toman un rol ilustrativo gráfico y las restricciones de borde representan
 14 correctamente las presentadas por Foti y Martinelli (2018), donde los extremos
 15 se encuentran sujetos. Habiendo detallado someramente los componentes que
 16 integran al ejemplo se presenta un esquema de la geometría en la Figura 5.8.

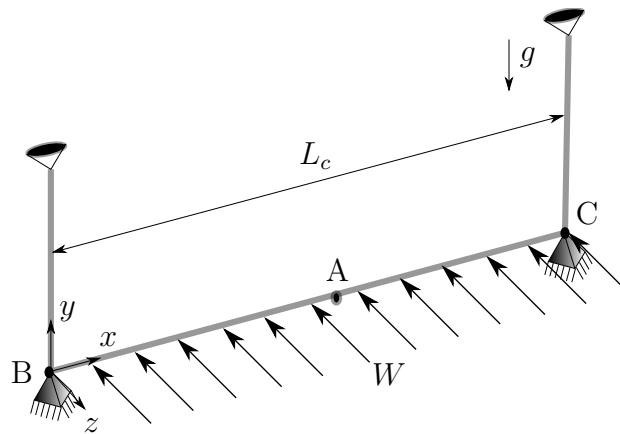


Figura 5.8: Esquema ilustrativo del ejemplo de un conductor simplificado.

17 Existen una diferencias sustancial respecto al ejemplos originales postu-

1 lados por Luongo y Piccardo (1998) y Martinelli y Perotti (2001), en donde
2 se resolvió mediante elementos de barra trinodal y de viga corrtacional res-
3 pectivamente. Para amibos trabajos se consideraron efectos de turbulencia
4 generadas artificialmente mediante procesos estocásticos, mientras que para
5 este estudio se despreciaran las componentes fluctuantes, teniendo en cuenta
6 el mismo flujo medio W en la coordenada axial del conductor. Este perfil es
7 parabólico y alcanza la velocidad media máxima W_{max} en 20 segundos. Este
8 valor de velocidad se calculó según *Design criteria of overhead transmission*
9 *lines*, 2003 considerando un flujo tipo capa límite atmosférica con las propie-
10 dades indicadas en La Tabla 5.2 asociadas a un tipo de terreno sub-urbano o
11 industrial.

k_r	z_0	z_{min}
0.22	0.3 m	8 m

Tabla 5.2: Parámetros del flujo tipo capa límite atmosférica para W_{max}

12 La simulación consta de dos etapas, primeramente se aplica la fuerza gra-
13 vitatoria según el eje $-z$ tal cual se muestra en la Figura 5.8. No se muestran
14 los resultados de esta etapa debido a que carecen de relevancia y en el trabajo
15 de referencia se toma la catenaria como condición inicial. La fuerza peso es re-
16 levante desde un punto de vista dinámico pues mitiga posibles inestabilidades
17 cuando las normales de los elementos son próximas a cero. Una vez estabili-
18 zada la respuesta del sistema por el amortiguamiento interno, se aplica una
19 fuerza lineal de media positiva según el eje $-z$ desde cero hasta W_{max} . Esta
20 forma del perfil podría emular el aumento modulado de un presiones en un
21 túnel de viento entre las bocas de entrada y descarga. La forma se muestra en
22 La Figura 5.9.

23 Para este estudio no se considerará la fuerza perpendicular al sentido de
24 flujo: lift. Esta es despreciada por diferentes autores (Lee y Perkins, 1992) (Foti
25 y Martinelli, 2016) (Papailiou, 1997) principalmente porque la razón de fuer-
26 zas en las componentes perpendiculares a los flujos esta relacionada posibles
27 asimetrías tangenciales en el perfil. Para conductores sin formaciones de hielo
28 en su superficie, la circulación del campo de velocidades relativo circundante es
29 próxima a cero, lo que se traduce en una fuerza de lift nula. Esta es la principal
30 diferencia de este caso en comparación por lo propuesto en la literatura fuen-
31 te (Luongo et al. 1984) y (Foti y Martinelli, 2018) donde si son considerados

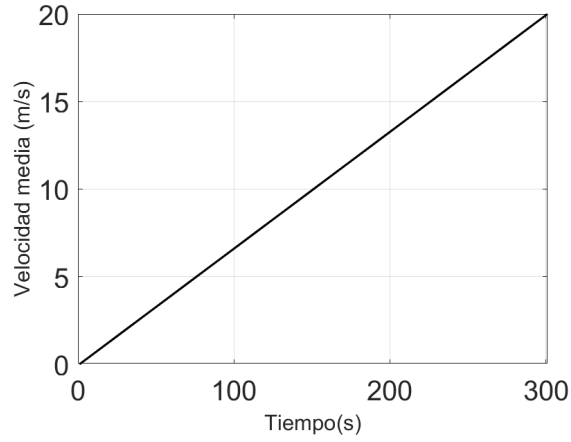


Figura 5.9: Perfil de velocidad progresiva z .

1 perfiles con formaciones de hielo.

2 El perfil de velocidades en la Figura 5.9 genera fuerzas sobre la estructura.
 3 La orientación del cable es tal que el flujo en todo punto es transversal a el.
 4 Los valores de $C_d = 1.5$ se extrajeron la referencia (Foti y Martinelli, 2018).
 5 Se aclara que el angulo de ataque varía durante la trayectoria del cable, no
 6 obstante el coeficiente C_d permanece constate debido a la simetría de revolución
 7 del perfil. Se gráfica entonces las fuerzas sobre cada nodo del conductor en La
 8 Figura 5.10.

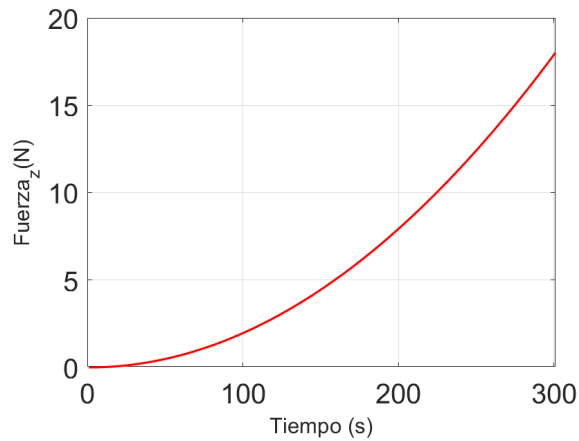


Figura 5.10: Perfil de fuerza nodal según el eje z .

9 A continuación se exponen los desplazamientos verticales y horizontales del
 10 nodo A. En estos se observa un comportamiento inercial y una relación entre el
 11 perfil de fuerza y desplazamientos. Esta homología entre los perfiles de ambas
 12 magnitudes es explicable mediante un análisis de Fourier del sistema. Haciendo

1 referencia a la función de transferencia que relaciona a ambas variables, la
2 misma produce unicamente en desfazaje en estado estacionario. Como la curva
3 de carga es de manera gradual y no presenta exabruptos en el tiempo, podemos
4 suponer que la respuesta es cuasi-estática. Se presentan entonces en las Figuras
5 5.11 los desplazamientos en vertical y transversal respectivamente del nodo A
6 situado en el punto medio del vano.

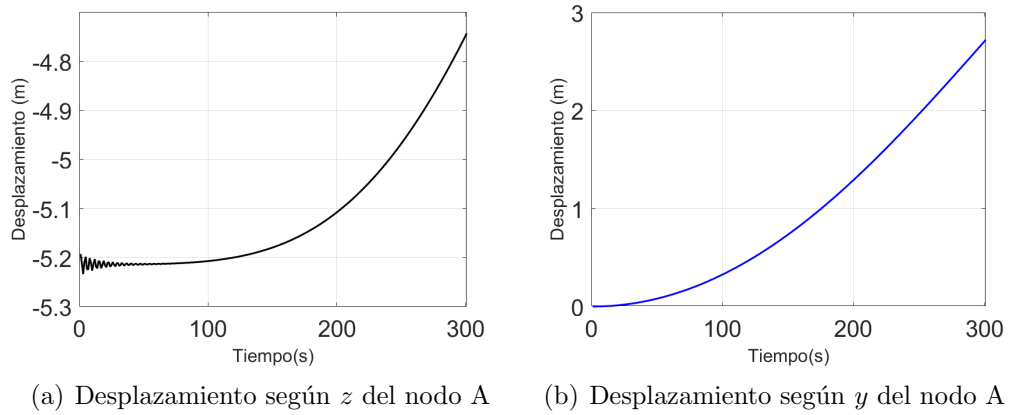


Figura 5.11: Desplazamientos del nodo A.

7 Con el objetivo de contrastar los resultados tomando como referencia la
8 literatura fuente (Foti y Martinelli (2018)), se capturo el ángulo de balanceo
9 del punto A para todo tiempo. Esta variable se halla mediante la función
10 tangente que vincula el ángulo respecto da la deformada en el eje x con los
11 desplazamiento en z e y . Para ilustrar al lector se realizó el esquema mostrado
12 en la Figura 5.12 del ángulo Φ en cuestión.

13 Se graficaron las trayectorias del angulo para diferentes valores de velocidad
14 media de viento, generando así una curva carga desplazamiento aerodinámica.
15 Es posible notar que la forma de la Figura 5.12 describe un perfil semejante
16 al de que desarrollan tanto la fuerza, como los desplazamientos en las Figuras
17 5.11 y 5.10. Esta similitud se fundamenta en que la velocidad es lineal con el
18 tiempo y por tanto, su escala es proporcional a la temporal. Por otra parte,
19 en comparación con los resultados presentados por Foti y Martinelli, 2018 se
20 observan valores similares de ángulo para las diferentes velocidades. Asimismo
21 la forma del perfil es idéntica para todo el dominio temporal. Sin embargo, el
22 valor máximo de ángulo alcanzado en este modelo es mayor comparativamen-
23 te, lo que se puede atribuir al menos a dos factores. En primera instancia la
24 turbulencia introducida en la bibliografía atenúa los desplazamientos debido a

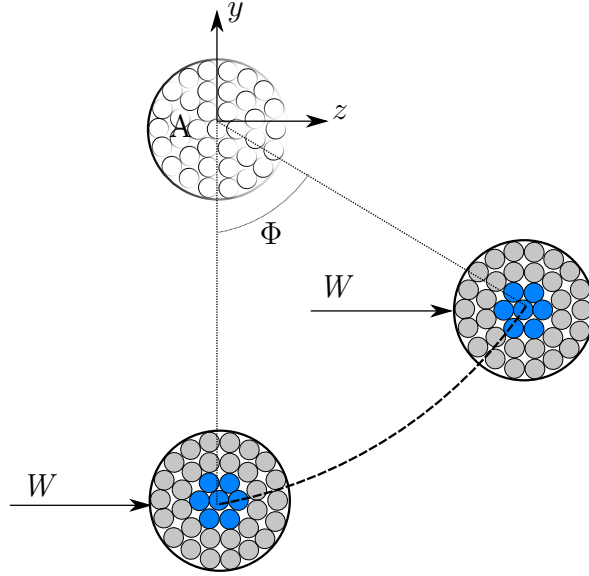


Figura 5.12: Esquema ilustrativo del ejemplo de un conductor simplificado.

que las fluctuaciones axiales en el perfil de viento, se ejercen fuerzas desincornizadas a lo largo del vano mientras que en este modelo las fuerzas se acompasan produciendo mayores amplitudes. El segundo factor se vincula a la presencia del lift y la variación del ángulo de ataque con el ángulo. Como en la referencia Foti y Martinelli, 2018 se toman en cuenta un perfil con formaciones de hielo, y por tanto sin simetría de revolución, las fuerzas generadas afectan de diferente forma al conductor de estudio produciendo resultados discordantes.

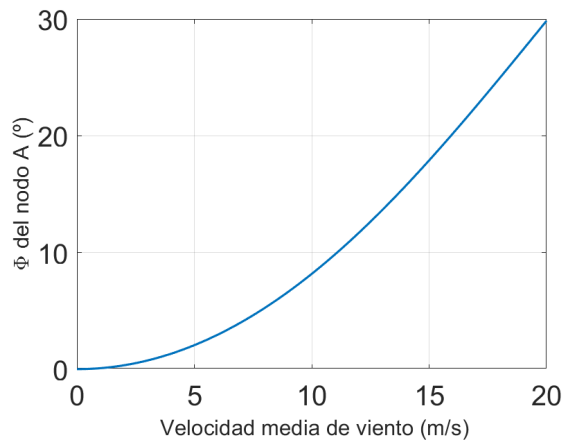


Figura 5.13: Ángulo de balanceo Φ en función de la velocidad media $W(t)$.

El ejemplo permite inferir que la respuesta numéricas del modelo representen de manera acorde y aceptable las dinámicas del fenómeno para conductores

1 de transmisión eléctrica bajo ciertas hipótesis. Dada la semejada en los resulta-
2 dos arrojados por la formulación, respecto a la bibliografía estudiada, es posible
3 aventurarse a la aplicación de casos más complejos.

4 5.3. Sistema de transmisión eléctrica

5 Este apartado ataca el objetivo central de este trabajo: modelar sistemas de
6 transmisión eléctricas afectados por vientos extremos no sinópticos, en parti-
7 cular, TC. Las estructuras de suministro en alta tensión constan de un tendido
8 eléctrico anclado mediante torres, las que sostienen el conductor garantizan-
9 do un traslado de la corriente de manera segura y confiable. El dominio del
10 ejemplo consta de tres torres equiespaciadas colocadas consecutivamente y dos
11 vanos de idéntico largo $D_v = 206.5 \text{ m}$ tal cual se indica el Esquema 5.14. Para
12 el conductor de control se etiquetan los puntos de fijación A y D a la torre 1
13 y 2 respectivamente. También, se identifican los nodos en el punto medio del
14 primer y segundo vano con los literales C y B respectivamente. Con el objetivo
15 de representar una geometría real de una línea de alta tensión y no aborrcer
16 al lector con descripciones de propiedades, los conductores de la simulación se
17 corresponden con el Ejemplo 5.2 y cuyas propiedades mecánicas se explicitan
18 en la Tabla 5.1.

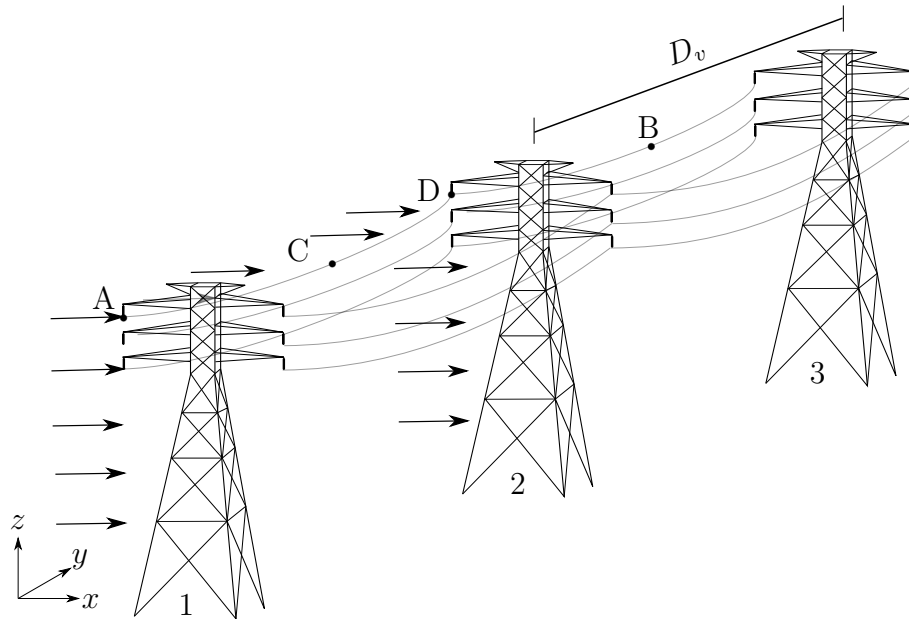


Figura 5.14: Ilustración de desplazamientos y ángulos de balanceo.

1 En Uruguay los tendidos eléctricos de alta tensión son aquellos que trans-
2 portan un voltaje mayor a 72.5 kV . Este valor de tensión es eminentemente
3 peligroso y para asegurar que la torre se encuentre aterrada se utilizan elemen-
4 tos aisladores. Estas cadenas aisladoras tradicionalmente de vidrio y cerámicas
5 han ido mutando a poliméricas con un núcleo sólido, aumentando así su tena-
6 cidad y flexibilidad. Según la normativa Norma IEC 60815, para alta tensión,
7 deben medir un largo de 10 in. Para el modelo las cadenas se modelaron co-
8 mo barras de Green, debido a su exigua rigidez a flexión y su articulación de
9 anclaje en ambos extremos. Además se consideró un modulo de elasticidad
10 aproximado $E = 70 \text{ GPa}$ según los estudios experimentales realizados por la
11 referencia Crespo, 2019.

12 Al igual que los aisladores, las barras de la estructura metálica se modelaron
13 con elementos de tipo green, con una ley material Saint-Venant-Kirchhoff con
14 $E = 300 \text{ GPa}$ y $\nu = 0.3$. Estos valores se corresponden con un acero ASTM
15 A 572 laminado en caliente, usual en este tipo de estructuras, junto al A36 y
16 ASTM ⁹65. Estas torres tienen una altura máxima de 44 m y un ancho entre
17 los opuestos de la cercha 14.8 m. Además son capaces de sostener 6 líneas,
18 estas se corresponden a cada altura, con cada una de las fases eléctricas. Las
19 líneas se encuentran colocadas a tres cotas distintas $L_1 = 31.75 \text{ m}$, $L_2 = 26.03$
20 m , $L_3 = 39.76 \text{ m}$, tal y como se muestra en 5.15.

21 La simulación consta de dos etapas, primeramente partiendo de la confi-
22 guración solución al problema estático del peso propio, se aplica la gravedad
23 según el eje $-z$ tal cual se muestra en la Figura 5.15. Nuevamente, al igual que
24 en el Ejemplo 5.2 , esto suprime posibles inestabilidades cuando las tensiones
25 son próximas a cero. Esta etapa tomó 100 segundos y es estabilizada por el
26 amortiguamiento aerodinámico en desplazamientos. Este se calculó como una
27 aproximación a partir de la literatura Matheson y Holmes, 1981 promediando
28 la velocidad media de viento, resultando $c = \rho_a C_d d c l_{elem} \bar{v} = 0.15 \text{ Ns/m}$.

29 Posteriormente se aplica una fuerza correspondiente a un perfil de tormenta
30 convectiva capturado en la referencia Stengel y Thiele, 2017, positiva según el
31 eje x . No se tienen en cuenta fluctuaciones espaciales en la coordenada axial
32 del cable, asociada a una función de coherencia de correlación espacial debida
33 a la turbulencia. Es menester destacar que la tormenta convectiva se aplicó
34 unicamente al vano que sitúa entre la torre 1 y 2, con el objetivo de extraer
35 resultados respecto al comportamiento flexional en el plano yz , lo que se evi-
36 denciará a continuación en disímil desarrollo de las trayectorias entre los nodos

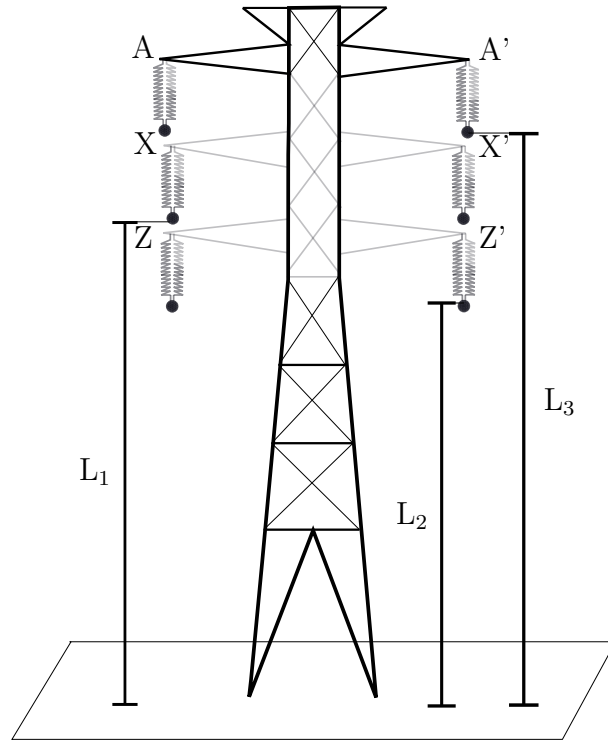
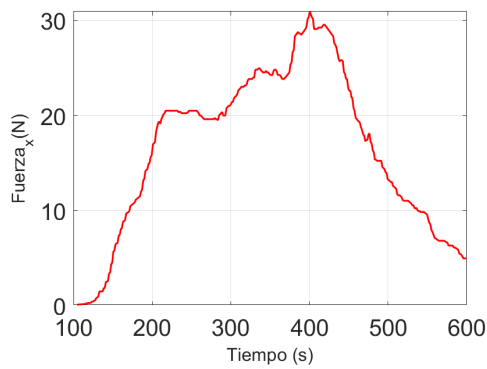
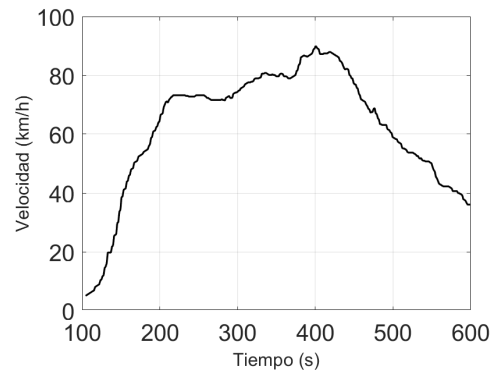


Figura 5.15: Esquema geométrico de cotas principales en la torre.

1 A, C, D y B. La aplicación de la tormenta en una fracción del dominio se basa
2 en que estos fenómenos tiene dimensiones espaciales del orden de 40 metros a
3 40 kilómetros Fujita (1985), consecuentemente es factible que la tormenta afec-
4 te a una fracción del tendido. Se muestra continuación en las Figuras 5.16(b)
5 y 5.16(a) los valores de fuerza y velocidad aplicados en la coordenada x entre
6 los nodos A y D para cada instante.



(a) Carga aplicada sobre los nodos.



(b) Perfil de velocidades de viento.

7 Las tormentas severas generan CD donde las velocidades aumentan verti-

1 ginosamente en pequeños intervalos de tiempo, alcanzando umbrales de hasta
2 270 km/h Fujita, 1985. Para este modelo, el perfil representado es menor te-
3 nor, mas no el aumento súbito del fenómeno. La velocidad se eleva del valor
4 nulo a 80 km/h en menos de 3 minutos, tal y como se observa en la Figura
5 5.16(b). Debido al impacto de del viento sobre el conductor se generan fuerzas,
6 estas se calcularon con los valores de coeficiente drag y fórmula detalladas en
7 el Ejemplo 5.2 anterior extraídos de la referencia Foti y Martinelli (2016).

8 Ya se ha resaltado en retiradas ocasiones los posibles daños severos que
9 puede ocasionar un excesivo balanceo del conductor. Volores desmedidos de
10 esta variable deben controlarse en todos los aisladores rotulados en el Esque-
11 ma 5.15. Consecuentemente, se compararon cuantitativamente las oscilaciones
12 entre fases (A-A', X-X', Z-Z'), no apreciándose sensibles diferencias, tanto en
13 desplazamientos lineales como angulares. Por otra parte, no existen aprecia-
14 bles variaciones a ambos lados del plano transversal de simetría (entre A-A').
15 Esto se explica debido a la distribución espejada de la geometría y el hecho
16 de omitir las variaciones en el flujo de aire aguas abajo del cable que recibe
17 antes el impacto del flujo. Aclarados los aspectos mencionados, y considerando
18 que los desplazamientos de la torre aumentan con la cota, se eligió el nodo A
19 como variable de control. Para este nodo se registraron su desplazamiento en
20 los ejes x y z como también el ángulo de oscilación Φ tal y cual se observa en
21 la Figura 5.16.

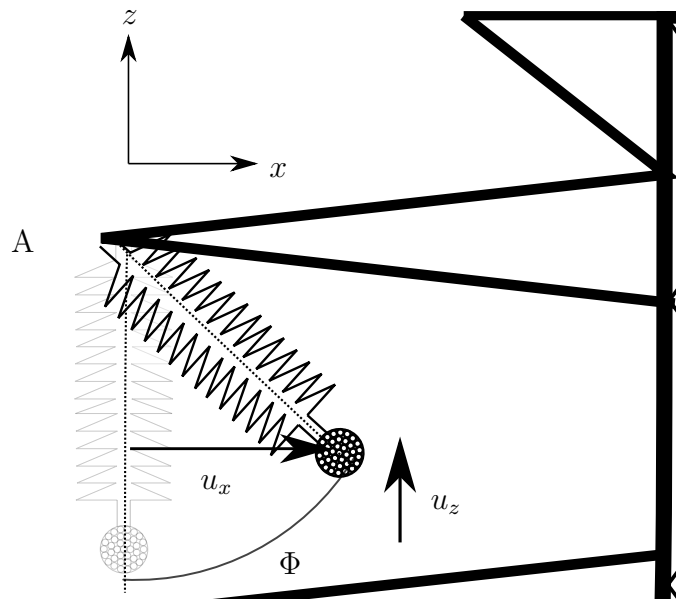


Figura 5.16: Ilustración de magnitudes de balanceo.

El modelado numérico del ejemplo se realizó considerando 200 elementos de viga corrotacional por conductor, utilizando un paso temporal de $\Delta T = 0.5$ s y un algoritmo de resolución numérica HHT con un parámetro característico $\alpha = -0.05$, luego de un arduo y tedioso procedimiento iterativo de ajuste de parámetros se realizaron las simulaciones en un período 30 hs aproximado con tolerancias en desplazamientos y en fuerzas residuales de 10^{-5} m y 10^{-5} N respectivamente.

A continuación se figuran los desplazamientos verticales y horizontales de los extremo libre de las cadenas aisladoras, nominadas con las letras A, D. En estos se observa un comportamiento inercial y una relación entre el perfil de fuerza y desplazamientos. Este comportamiento homólogo entre ambas magnitudes externas, responden a un argumento basado en el análisis en frecuencia del sistema, donde la función de transferencia desfasa a ambas magnitudes en estado estacionario. En 5.17(a) y 5.17(b) se observan los desplazamientos en vertical y transversal respectivamente. En ambas figuras es posible notar que debido a la intensidad del viento sobre los conductores entre la torre 1 y 2, el nodo A desarrolla un movimiento de mayor amplitud. No obstante, cabe destacar el carácter sintético de las condiciones de borde para el nodo ya que el modelo no representa los cargas inerciales de los vanos contiguos a este.

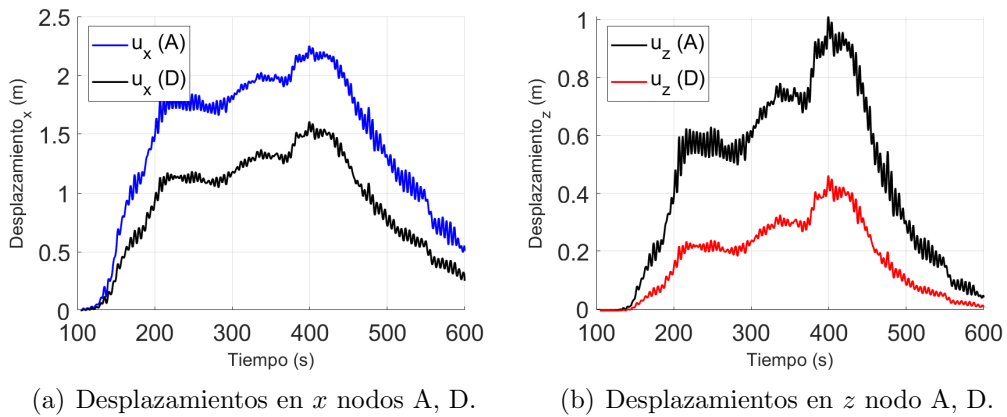


Figura 5.17: Desplazamientos de las cadenas aisladoras A y D.

Además de los elementos aisladores, los puntos medios en el vano del conductor también despliegan grandes desplazamientos, este fenómeno resulta indeseable debido a múltiples factores, entre ellos: las restricciones de seguridad sobre movimientos máximos, las inductancias magnéticas que puedan generar voltajes peligrosos a objetos paramagnéticos circundantes, y la proxi-

1 mitad entre fases que puede devenir en cortocircuito y daño sobre los compo-
2 nentes. Por estas razones, en las Figuras 5.18 se ilustran los desplazamientos
3 para los nodos B y C.

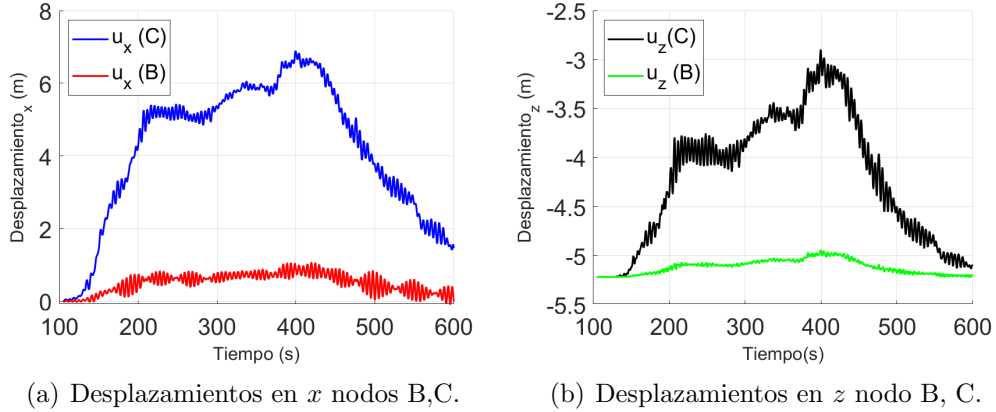


Figura 5.18: Desplazamientos de los nodos medios B y C.

4 En la Figura 5.18(a) se aprecia que el orden de los movimientos, para am-
5 bos nodos, es menor 8 m durante el dominio temporal. Como la separación
6 entre estos es de unos 14 metros podremos garantizar que no habrá impactos
7 entre conductores, aun sin considerar desplazamientos sincrónicos entre ambas
8 líneas. No obstante, otras arquitecturas de torres poseen un conductor central,
9 para este caso las posibilidades de choque son mayores y la amenaza debe con-
10 siderarse a la hora del diseño. En la Figura 5.18(b) se muestra que el descenso
11 máximo de la línea se presenta en la primer etapa de simulación, alcanzando
12 un valor de 5.2 m. Esto resulta evidente y trivial dado el sentido de la fuerza
13 ejercida por el viento, pero es una magnitud relevante de seguridad al momento
14 de la instalación, para regular la fuerza de pre-tensado. Al igual que en el par
15 de Figuras 5.17, en 5.18 se aprecian comportamientos morfológicos semejantes
16 en las historias de desplazamiento entre nodos. Cabe notar que, a pesar de
17 que los perfiles son análogos entre los distintos puntos, los desplazamientos en
18 puntos medios representados en las Figuras 5.18 presentan una mayor fluctua-
19 ción temporal respecto los de las cadenas aisladoras mostradas en las Gráficas
20 5.17.

21 En virtud de escudriñar la relación entre los perfiles de fuerza y las variables
22 cinemáticas se elaboró la Figura 5.19 carga desplazamiento para el nodo A. En
23 abscisas, se colocó el valor del ángulo de balanceo, y en ordenadas la fuerza
24 nodal originada por la tormenta. Además de plasmar los resultados numéricos

se graficó un calculo estático ampliamente utilizado en la bibliografía, sobre todo en el área de ingeniería del viento (Stengel y Thiele, 2017), (Durañona y Cataldo, 2009) (Yang y Hong, 2016).

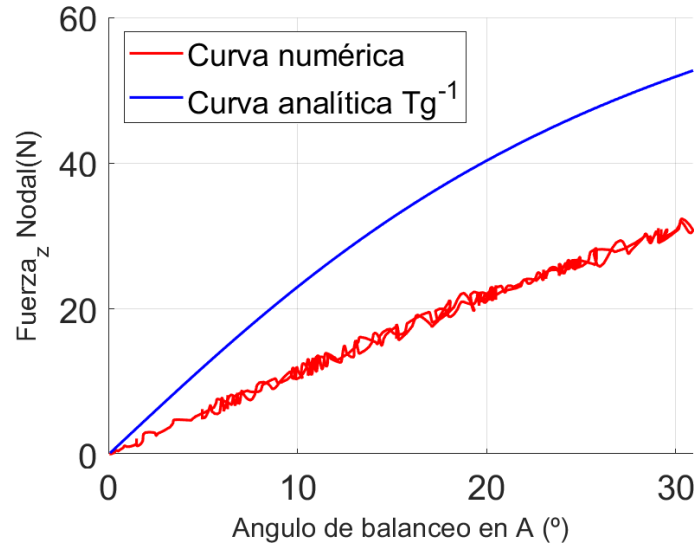


Figura 5.19: Curva analítica y numérica carga desplazamiento.

El cálculo analítico resulta de análisis estático plano, donde se iguala la tangente del ángulo con el cociente entre la fuerza total ejercida sobre el conductor y su peso. Este razonamiento no tiene en cuenta las componentes inerciales, tanto de la cadena aisladora como también del conductor, cuyas aceleraciones pueden afectar las fuerzas internas transmitidas al elemento aislador. Asimismo, ese calculo desprecia la componente 3D del movimiento en la coordenada axial, proveniente de las distintas orientación de la linea respecto al ángulo de incidencia del flujo. En la Figura 5.19 se evidencian las diferencias entre los modelos y como el cálculo analítico arroja valores sobredimensionados, respecto al umbral de velocidad que produciría el impacto, según los resultados del modelo implementado. Con el objetivo de ilustrar visualmente sobre las deformaciones de la estructura y las fluctuaciones axiales mencionadas, se muestran la configuración indefomradas en gris y las deformadas con una barra de colores en desplazamientos para el instante $t = 400s$ en la Figura 5.20.

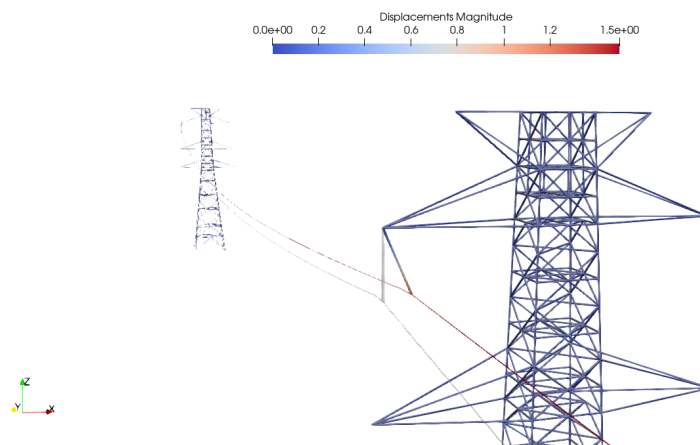


Figura 5.20: Estructura indeformada y deformada para $t = 400$ s.

Capítulo 6

Conclusiones

El presente capítulo puede separarse en tres secciones que se relacionan con diferentes aristas o perspectivas del trabajo llevado a cabo. En primera instancia, se detallan las consideraciones finales y de síntesis, desde un punto de vista técnico sobre los resultados obtenidos. Posteriormente, se narran los aspectos del desarrollo académico de esta tesis, como trabajo culmine de una etapa formativa fundamental para quien escribe. Luego de esto, se analizan limitaciones que deberían mejorarse posibles trabajos a futuro, para finalizar con una reflexión crítica sobre el sujeto y el método científico.

6.1. Conclusiones técnicas

6.1.1. Sobre el fenómeno

Inicialmente se consultó el estado del arte en el área de ingeniería del viento y estructural. Se analizaron bibliografías en materia de simulaciones numéricas aplicadas a conductores eléctricos, con abordajes semi-analíticos y computacionales. También, se estudiaron trabajos nacionales e internacionales, desde un punto de vista cualitativo y experimental de CD y sus posibles perjuicios sobre líneas de transmisión eléctrica. Asimismo, debido a numerosas ventajas se interiorizó y eligió la formulación corrotacional de vigas 3D para grandes desplazamientos y rotaciones. Una vez ahondado en la temática, se implementó y validó un modelo corrotacional consistente robusto y eficaz, capaz de captar y reproducir desplazamientos de gran amplitud con número reducido de elementos.

Según la bibliografía estudiada, hay vasta evidencia de que el fenómeno

1 de TC ha afectado severamente la calidad e integridad de la vida humana
2 a lo largo y ancho del globo terráqueo. En particular, debido a las condicio-
3 nes climáticas singulares de la región, y el progresivo calentamiento global,
4 se han intensificado los daños devastadores en los sistemas de transmisión y
5 distribución eléctrica nacionales. Induciendo inevitablemente, en costos millo-
6 narios de reparación sobre las instalaciones, y perdidas durante la interrupción
7 del suministro. Esta investigación construye una herramienta de simulación
8 computacional, capaz de emular los desmedidos desplazamientos y esfuerzos
9 que estos eventos producen sobre los sistemas de transmisión eléctrica.

10 Uniendo resultados de diferentes trabajos internacionales con los resultados
11 del ejemplo 5.3, es posible teorizar que la mayoría de las incidencias ocurri-
12 das en las líneas Palmar-Montevideo de 500kV, pueden deberse al pasaje de
13 tormentas severas sobre la zona. Estas tormentas producen CD, que ejercen
14 cargas desmesuradas sobre el conductor, en el orden de minutos, imponiendo
15 ángulos de balanceo excesivos, acercando los conductores a las torres, a una dis-
16 tancia tal, que inminentes descarga a tierra pueden sacar del servicio a la línea.
17 Además según los estudios, las normativas en el diseño de sistemas eléctricos
18 de transmisión, considerando flujos tipo capa límite atmosférica, se encuentra
19 subdimensionando. Esto se debe a que los periodos de retorno para velocidades
20 de hasta 100 km/h es menor para CD en comparación con vientos tipo capa
21 límite atmosférica.

22 6.1.2. Sobre la metodología

23 En la Sección 4.1.2 se desarrolló un estudio general sobre los campos de
24 velocidades absolutos y relativos, vinculados al efecto relativo del movimiento
25 del conductor respecto al viento. Este enfoque no se encontró en la biblio-
26 grafía consultada, esclareciéndose la dinámica del fenómeno. A su vez, según
27 la Figura 4.4, se develó que desprestigiar la velocidad perpendicular frente a la
28 componente media, en el sentido transversal z , es equivalente a el ángulo de
29 ataque sea nulo y también así, la componente del drag según el sentido de y .
30 Por otra parte, se concluyó que al considerar los campos relativos aparece un
31 término aeroelástico, que emerge de la diferencia de velocidades, vista desde
32 un referencial solidario al conductor. A este termino se lo identifica en la mate-
33 ria con el nombre de amortiguamiento aerodinámico y, según lo estudiado, no
34 había sido incluido en la metodología corrotacional.

1 Una vez descritas las hipótesis en este mismo capítulo, en la Sección 4.2.2
2 se generó un análisis analítico no explicado en la bibliografía de referencia (Le
3 et al. 2014). En este apartado se aplicó el método de resolución para problemas
4 dinámicos de HHT, incondicionalmente estable, explicando con detenimiento
5 la deducción y premisas utilizadas. Complementario, al desarrollo teórico, se
6 establecieron los principales pseudocódigos subyacentes a la implementación
7 numérica en el Software ONSAS. Esta sección 4.2.3 se desarrolló con el objetivo
8 de esquematizar y explicar la implementación de la formulación, además de
9 sentar las bases para posibles estudios e investigaciones posteriores.

10 En función de los avances originales de esta investigación mencionados en
11 los párrafos anteriores. Esta tesis constituye un desarrollo complementario a
12 la formulación propuesta, por Le et al. 2014, incluyendo fuerzas aerodinámicas
13 linealizadas o fuerzas viscosas en el estudio analítico. Esto puede aplicarse
14 a un espectro enorme de estructuras representables por elementos de viga,
15 con grandes desplazamientos y rotaciones, atacadas por el viento. Dado este
16 diverso habanico de aplicaciones, el interés de la comunidad científica puede
17 ser un impulso catalizador para ciertas publicaciones a futuro.

18 6.1.3. Sobre los resultados

19 Esta formulación se validó con el ejemplo 5.1 benchmark del folclore co-
20 rrotacional presentado por Simo y Vu-Quoc, 1988. Este es cargado con una
21 fuerza abrupta y de severa magnitud, en relación a la rigidez de la estructura
22 alcanzando un valor de 50 N en apenas 2 segundos de simulación, tal y como
23 se muestra en la Figura 5.2. Esta fuerza posee una esencia análoga al fenómeno
24 de TC per se. Esa semejanza radia en la fuerza aumenta estrepitosamente, en
25 un corto lapso de tiempo, por ende la capacidad del modelo de reproducir este
26 tipo de impactos es fundamental para poder representar el fenómeno central
27 de este trabajo.

28 En la Figura 5.3(b) se observan amplitudes que alcanzan los 8 metros cuan-
29 do la estructura mide 10. Esto evidencia, la fuerte presencia de grandes des-
30 plazamientos y rotaciones. Asimismo, en la dirección z , se puede observar el
31 carácter no conservativo de la formulación corrotacional, ya que los valles y
32 crestas de las respuesta, prestan una tendencia decreciente con el tiempo. En
33 relación a los desplazamientos en el sentido de y del nodo A, presentados en
34 la Figura 5.3(a), se observa el signo negativo de este, concordando con lo es-

perado intuitivamente según la fuerza aplicada. Por último, el resultado mas importante de este ejemplo, se destila al cotejar las respuestas del as Figuras 5.3(a), 5.3(b) y 5.4(b) con lo publicado por le articulo de referencia (Le et al. 2014). Al comparar estas figuras se concluye que el modelo implementado es capaz de representar cabalmente movimientos de gran amplitud, con apenas 10 elementos por miembro y unas paso temporal de 0.25 s. Esto permitió validar la formulación para este caso y aplicarla a dominios mas complejos específicamente con el foco en conductores eléctricos.

Como primer ejemplo aplicado al modelado de conductores se eligió un problema postulado en la publicación (Foti y Martinelli, 2016). Para esto, se investigó la normativa *Design criteria of overhead transmission lines*, 2003 que detalla propiedades geométricas y constructivas de conductores para alta y media tensión. Con el fin de cotejar fielmente los resultados obtenidos, se extrajeron, tanto los parámetros del flujo, como las propiedades geométricas y materiales, del trabajo de referencia correspondientes con un conductor DRAKE ASCR 7/26. No obstante, con el objetivo acercar la representación al fenómeno, se incorporaron dos elementos aisladores ilustrativos, que por sus condiciones de borde, no afectan el comportamiento dinámico y cinemático del problema. (Ver Figura 5.8)

Para este ejemplo de la Sección 5.2, se aplicó un viento progresivo desde un valor nulo hasta una velocidad de un perfil Capa límite atmosférica en 20 segundos, según la Figura 5.9. Este cálculo se realizó considerando las propiedades extraídas de la norma (*Design criteria of overhead transmission lines*, 2003), explicitadas en la Tabla 5.1. Al espejar los perfiles de velocidad presentados en las Figuras 5.11(b) y 5.11(a), con las fuerzas aplicadas de la Ilustración 5.10 se observa una homología. Esto se fundamenta con un análisis de Fourier donde los desplazamientos ofician de salida y las fuerzas de entrada.

Las contribuciones principales del Ejemplo 5.2 se desprenden al contrastar los resultados del ángulo Φ , gratificado en la Figura 5.12 con los presentados por Foti y Martinelli. De este análisis se extraen ciertos paralelismos y discordancias. En primer lugar, los perfiles arrojados son semejantes, presentando un relación cuadrática con la velocidad. Esto se atribuye a la función de dependencia cuadrática entre la fuerza y la velocidad media de viento. Sin embargo, para el caso implementado en esta tesis se alcanzan mayores valores de ángulo. Esto puede deberse a múltiples diferencias entre los modelos: la omisión de las componentes turbulentas del flujo, el estado inicial de tensado y la presencia de

1 hielo en las lineas. Los últimos dos factores intuitivamente tienden a disminuir
2 el ángulo máximo alcanzado por la linea, durante el transcurso del movimiento,
3 por su mayor rigidez inicial e inercial. Dado estos resultados, se decidió llevar
4 las simulaciones a un grado mayor de complejidad, e implementar un modelo
5 con múltiples elementos simulando un sistema de transmisión eléctrica.

6 Este es el ejemplo descrito en la sección 5.3, y es el resultado principal de
7 este trabajo. Se acoplaron diferentes componentes de un sistema de alta ten-
8 sión conductores, aisladores y torres. Con este objetivo, se validaron ejemplos
9 intermedios integrando elementos de biela tipo Green y de viga corrotacional
10 con resultados lineales y dinámicos conocidos. Las geometrías y propiedades
11 que integraron el modelo son extraídas de bibliografías experimentales y nor-
12 mativas buscando representar y emular el fenómeno de forma realista.

13 Con el mismo cometido, el perfil de viento se extrajo de estudios expe-
14 rimentales en el Norte de Alemania durante el transcurso de una tormenta
15 convectiva, tipo corriente descendente, publicado en (Stengel y Thiele, 2017).
16 Esta es de una magnitud intensa, aunque no en comparación con los resultados
17 capturados en diferentes estudios de campo nacionales, en (Durañona y Catal-
18 do, 2009) y (Duranona et al. 2019). En estos artículos se presentan medidas
19 que alcanzan umbrales de 88.2 a 162 km/h a 45 m de altura. Otra diferencia al
20 respecto, refiere al gradiente de velocidad, el flujo introducido numéricamente
21 del autor Stengel y Thiele posee una menor aceleración en comparación con
22 tormentas en el territorio uruguayo.

23 La carga del viento se distribuyo en el primer vano, provocando un perfil
24 que ataque diferente a la linea en su coordenada axial. Esto genera un efecto
25 de desfazaje entre los conductores de los vanos entre la torres 1-2 y 2-3 de
26 la Figura 5.20. Esta variabilidad del flujo, busca representar un fenómeno de
27 oscilación axial, relacionado con la presencia de vórtices a lo largo del espacio.
28 Las diferencias en desplazamientos de los puntos A B C Y D de la cadena
29 aisladora, se evidencia en las Figuras 5.18 y 5.17. Por mas que los movimientos
30 posean diferentes amplitudes de banda, los perfiles obtenidos se encuentran
31 gráficamente emparentados con el perfil de la tormenta en la Figura 5.16(b),
32 al igual que en el Ejemplo 5.2 se podría fundamentar mediante un análisis en
33 frecuencia de Fourier.

34 Finalmente, se creó un análisis de contraste con un modelo ampliamente
35 utilizado en el área de Ingeniería del Viento. Esta se utiliza para calcular de
36 forma cuasistática, utilizando una fórmula de arcoangente. Esta se basa en

1 un péndulo cuasiestático plano, omitiendo términos inerciales. Los trabajos de
2 Stengel y Thiele, 2017, Durañona y Cataldo, 2009 y Yan et al. 2009 aplican esta
3 aproximación simplificadora. Si bien en los resultados del Ejemplo 5.3 no son
4 comprobables, la aproximación plana no funciona. Para este caso en particular,
5 la curva numérica parece reflejar una linealidad, evaluar el ángulo de la cadena
6 mediante el modelo estático, arrojaría un resultado de sobrestimado. Esto se
7 detalla en la Figura 5.19.

8 Estos resultados presentan indicios que para enfrentar la problemática, los
9 códigos generados pueden gestar una herramienta de análisis complementario
10 para el diseño de sistemas de transmisión y distribución. Según contactos es-
11 tablecidos con la empresa de transmisión eléctrica (UTE), las torres de alta
12 y media tensión suelen encargarse a empresas privadas que obtienen la obra
13 por licitación y entregan las instalaciones con llave en mano. Estos proyectos
14 suelen importar soluciones del extranjero, que pueden ser no aplicables a las
15 condiciones nacionales. Esto se explica por la carencia de las normas interna-
16 cionales en materia de fenómenos de viento no sinópticos como CD y ciclones
17 extratropicales. Esto se intensifica en el territorio para sistemas montados hace
18 30 años en superposición con la asiduidad, intensidad y frecuencia de TC.

19 6.2. Conclusiones de formación

20 El desarrollo de este trabajo constituyó una instancia de formación fun-
21 damental y enriquecedora para el autor enmarcada dentro del programa de
22 Maestría en Ingeniería Estructural. Este documento es la síntesis y aplicación
23 de un conjunto de conocimientos profundizados durante la actividad programa-
24 da, aplicada al modelado numérico de estructuras. Desde la óptica del autor, la
25 creación de herramientas endógenas con foco en atacar problemáticas a nivel
26 nacional constituye un pilar fundamental en el desarrollo autónomo y origi-
27 nal de la ingeniería uruguaya. Este trabajo es una muestra de la convicción
28 y determinación, que el conocimiento académico, debe desarrollarse de forma
29 transparente, comunitaria y democrática. Es por esto, que todos los códigos
30 utilizados en esta investigación se implementaron en la herramienta de soft-
31 ware libre ONSAS. Esto abre la posibilidad a cualquier tercero, ya sea una
32 organización o persona, de estudiar, modificar y difundir los códigos creados
33 como también aplicarlos a sus propias necesidades.

1 6.3. Trabajos a futuro

2 Actualmente este trabajo abre claras líneas de investigación y desarrollo
3 para continuar la mejora de los modelos que se aproximen a la realidad con
4 mayor precisión. Como trabajo a futuro para continuar la línea de investigación
5 con un encare general se proponen los siguientes lineamientos:

- 6 1. Incluir en el análisis teórico de la formulación corrotacional condiciones
7 de Dirichlet no homogéneas en desplazamientos, que sean capaces de
8 representar el tensado del conductor durante la instalación. La hipótesis
9 reduccionista sobre la tensión inicial, aparenta ser imprecisa respecto a
10 la rigidez del sistema y tiende a reducir la exactitud en la representación
11 del fenómeno. Según el punto de vista del autor, esta implementación en
12 [ONSAS](#) es el punto de partida en la continuación de este trabajo.
- 13 2. Implementar un módulo modal dentro del [ONSAS](#) capaz de calcular los
14 modos estructurales, insumo fundamental para realizar un análisis en
15 frecuencia de posibles resonancias viento-conductor.
- 16 3. Agregar al desarrollo analítico de la formulación corrotacional la posibi-
17 lidad de incluir relaciones de fuerza viscosas, no lineales con diferentes
18 coeficientes de drag y lift de acuerdo al perfil geométrico de la sección e
19 implementarlo en el Software [ONSAS](#).
- 20 4. Agregar al modelo del Ejemplo [5.3](#) los elementos separadores con mas de
21 un conductor por aislador. En las instalaciones visitadas de forma presen-
22 cial, se observaron una serie de separadores que mantienen distanciados
23 los conductores evitando el cortocircuito. Además, al unir cuatro cables
24 generan una mayor rigidez e inercia en los tendidos. Este análisis deberá
25 incluir diferentes valores de coeficientes de drag dada la proximidad entre
26 conductores y sus efectos sobre las líneas de flujo.
- 27 5. Verificar el no deslizamiento interno entre las lingas que conforman el
28 conductor, según los estudios propuestos por Foti y Martinelli, [2016](#).
29 Esto permitiría verificar la hipótesis asumida respecto al comportamiento
30 de unión que mantiene el conductor durante sus trayectorias. Asu vez
31 generar un aporte original estudiando como las TC afectan al fenómeno
32 de deslizamiento interno de Papailiou, [1997](#).
- 33 6. Generar un análisis de malla en el numero de elementos por unidad de
34 largo del conductor y sensibilidad respecto a las condiciones de borde
35 establecidas. Esto permitiría estudiar el grado de discretización óptimo,

1 para minimizar el error numérico sin incurrir en un tiempo excesivo de
2 simulación.

3 7. Integrar la herramienta [ONSAS](#) con un solver de fluidos como por ejem-
4 plo el [caffa.3d.MBRi](#) basado en volúmenes finitos con paralelización mul-
5 tiforme Mendina et al. [2014](#). Esta ardua integración permitiría generar
6 una herramienta sumamente potente para atacar problemas de interac-
7 ción fluido-estructura.

8 Con el objetivo de generar una herramienta de diseño complementario para
9 UTE se proponen los siguientes trabajos a futuro:

- 10 1. Incorporar diferentes geometrías de torres presentes en los distintos ten-
11 didos de distribución del país. Según los intercambios con el personal de
12 transmisión de UTE, las líneas de distribución, a partir de la década del
13 2000, respecto a los que se representaron en el [Ejemplo 5.3](#) cambiaron las
14 geometrías de torres. Es importante este análisis para lograr emular la
15 influencia de la arquitectura de las torres, en la aproximación excesiva del
16 conductor a las barras. De igual manera, adquirir datos reales aportados
17 por UTE podría aportar un valor significativo a esta investigación.
- 18 2. Incorporar al modelo el agarre doble, que en determinadas ocasiones,
19 se dispone en las líneas centrales de la torre. Esta es una solución ante
20 la aproximación inminente del aislador, consiste en instalar una cadena
21 aisladora extra que oficia de sujetador adicional para los conductores.
22 Rigidizando y evitando de este modo el balanceo desmesurado. Otro
23 tipo de soluciones implantadas, consiste en agregar pesos sobre puntos
24 estratégicos en las líneas, aumentando la inercia del sistema. En este
25 caso, la elección del peso consiste en un compromiso entre los esfuerzos
26 generados en el cable sin alcanzar la fluencia y la masa que atenúa el
27 balanceo. Este tipo de soluciones paliativas resultan interesantes como
28 objeto de simulación.

29 6.4. Reflexión

30 Antes que nada, es necesario realizar una arqueología de las palabras su-
31 jeto y fenómeno en castellano. Sujeto en latín *sub-iectum* significa lo que esta
32 debajo, según una interpretación posmoderna. Desde esta perspectiva, es el

1 sujeto el sustrato de cualquier ente, que lo dota de sustancia, colores, palabras
2 y formas. Por otra parte, fenómeno tiene una raíz etimológica en la palabra
3 *phainomenon* al igual que la palabra fantasía. Esto alude a lo que se muestra,
4 lo que se deja ver, lo que brilla. Ahora bien, en el acto de percibir cogniti-
5 vamente existe una dirección previa (inconsciente o consciente) de apuntar el
6 foco hacia algo, entonces ¿Quién y como se dirige ese foco?

7 Toda disciplina e investigación debería conocer sus propias fugas, fronteras
8 y puntos ciegos. De lo contrario, cualquier pretensión hermética podría ser un
9 síntoma de arrogancia y altanería. A lo largo de este trabajo, he canonizado una
10 redacción en tercera persona, como si existiese una determinada imparcialidad
11 y transparencia en dicho escritor. O quizás una búsqueda con necesidad de la
12 verdad absoluta. Este sujeto, apuntado y enfocado en los párrafos siguientes,
13 merece ensimismarse y cuestionarse a si mismo, según el proverbio en templo
14 de Apolo del Oráculo de Delfos, *gnóthi sautón* o en castellano *Conócete a ti*
15 *mismo*.

16 Durante el transcurso de este trabajó me surgieron las siguientes inquietu-
17 des ¿Es la realidad un conjunto de fenómenos externos o es siempre un acto
18 de interpretación inmanente al sujeto? Además, ¿Ese sujeto accede la reali-
19 dad (el objeto) a través de la razón para conocer y explicarla, o simplemente
20 la experiencia es quien valida ese conjunto de fenómenos?. A partir de esta
21 pregunta, emana una interrogante natural, ¿Es posible entonces, desligar al
22 sujeto del objeto, o mas bien este ente (ex-siste) en el mundo, y esta siempre
23 arrojado, lanzado y en relación con el? Y de ser así, ¿No se encuentra entonces
24 **ya** sugestionado por el paradigma actual, su cultura nativa y sus experiencias
25 personales cuando describe?

26 Esas preguntas han sido abordadas por eminencias de la filosofía y la cien-
27 cia, desde la modernidad hasta hoy. Por un lado, el realismo científico concibe
28 que es posible constatar la realidad a través de la experiencia experimental o
29 a través del pensamiento. Para Descartes ese sujeto duda, piensa y por tanto
30 **ya** en ese acto analítico, existe (*Cogito ergo sum*)Descartes, 1637, osea el ente
31 en tanto ente. El padre del racionalismo nos plantea que el es yo del sujeto, a
32 través de la duda metódica puede acceder la verdad. Contrapuesto a este, el
33 empirismo valida cualquier conocimiento sólo por la experiencia. Esta se define
34 por lo que es captado por nuestros sentidos, es decir que la experiencia es sen-
35 sorial. Estas dos posturas, la del racionalismo de Descartes y la del empirismo
36 de Hume, pueden ser pensadas como una forma de abordaje a la relación reali-

1 dad - conocimiento. Para Descartes: conozco en tanto analizo y pienso, y los
2 objetos existen cuando yo realizo la abstracción. Para el empirismo: conozco
3 en la medida en que incorporo la realidad “objetiva”, la de los objetos que
4 puedo percibir por la experiencia sensorial.

5 A mediados del sg XX surgió un pensador disruptivo que viró absoluta-
6 mente a la cuestión. Frederick Nietzsche plantea en su libro *Voluntad de Poder*
7 Nietzsche, 2018 “ El pensar no es para nosotros un medio para “conocer” sino
8 para designar el acontecer, para ordenarlo, para volverlo manejable para nues-
9 tro uso: así pensamos hoy acerca del pensar: mañana quizá de otro modo ”.
10 Esta frase alude, desde mi voz de hoy, a un nihilismo que niega la posibilidad de
11 conocer algo absoluto verdadero pues no es más que un desarrollo pragmático
12 de poder. Es una cuestión de voluntad de voluntad, un dispositivo ordenador
13 de la realidad según categorías y características en nuestro acto de querer/-
14 poder conocer. Antípoda a esta teoría nihilista aparece el relativismo. Este se
15 estriba en el principio de incertidumbre Heisenberg, si existe ese conocimien-
16 to, es entonces indisoluble de cierta estructura. Thomas Kuhn en su libro *La*
17 *estructuras de las revoluciones científicas* Kuhn, 2019 plantea que el método
18 científico revoluciona, cuando se produce un cambio de paradigma, no a partir
19 de la observación de nuevos hechos o fenómenos. Junto con otros destacados
20 sociólogos, acuñan la idea del concepto de “cargado de teoría”, un cierto con-
21 junto de preconceitos anteriores a la observación, descripción y desarrollo de
22 la cualquier investigación, que llevarán al científico demostrar lo que realmente
23 quiere demostrar... de una nueva demostración de poder.

24 ¿Como se demuestran los resultados de esta investigación?, construyendo
25 un conjunto de artefactos experimentales/computacionales que constatan una
26 supuesta realidad casi como un espejo, por correspondencia. En ese proceso de
27 creación o utilización de instrumentos como ser: un programa, un nanómetro
28 o un código computacional existe una omnipresente intervención humana.
29 ¿Vale entonces seguir redactando en tercera persona desde un racionalismo
30 positivista heredado de hace dos siglos? ¿Es coherente no ser categórico en la
31 descripción de un resultado, cuando **ya** todo el dispositivo ordenador que sub-
32 yace es una construcción humana? ¿Debemos seguir defendiendo un cadáver
33 **ya** asesinado por las ciencias humanas, desde un **sujeto que no es mas que**
34 **un efecto** cultural, histórico y económico?. Por una ciencia que tenga con-
35 ciencia de sus puntos ciegos, Por una ciencia con conciencia de que la verdad
36 absoluta ha muerto, Por una ciencia para las personas y en primera persona!

1 Bibliografía

- 2 Abd-Elaal, E.-S., Mills, J. E. y Ma, X. (2013). A coupled parametric-CFD
3 study for determining ages of downbursts through investigation of dif-
4 ferent field parameters. *Journal of Wind Engineering and Industrial*
5 *Aerodynamics*, 123, 30-42.
- 6 Ahrens, J., Geveci, B. y Law, C. (2005). Paraview: An end-user tool for large
7 data visualization. *The visualization handbook*, 717(8).
- 8 Ahrens, J., Jourdain, S., OLeary, P., Patchett, J., Rogers, D. H. y Petersen,
9 M. (2014). An image-based approach to extreme scale in situ visualiza-
10 tion and analysis. *SC'14: Proceedings of the International Conference*
11 *for High Performance Computing, Networking, Storage and Analysis*,
12 424-434.
- 13 Albino, J. C. R., Almeida, C. A., Menezes, I. F. M. y Paulino, G. H. (2018).
14 Co-rotational 3D beam element for nonlinear dynamic analysis of risers
15 manufactured with functionally graded materials (FGMs). *Engineering*
16 *Structures*, 173, 283-299.
- 17 Alsafadie, R., Hjiiaj, M. y Battini, J.-M. (2010). Corotational mixed finite
18 element formulation for thin-walled beams with generic cross-section.
19 *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 199(49-52),
20 3197-3212.
- 21 Ang, A. H.-S. y Tang, W. H. (1984). *Probability concepts in engineering plan-*
22 *ning and design*.
- 23 Asadi, S. y Johansson, H. (2019). Multibody dynamic modelling of a direct
24 wind turbine drive train. *Wind Engineering*, 0309524X19849827.
- 25 Barzanooni, R., Bog, I. T. y Elhaddad, M. (2018). Modeling of Flexible Wirings
26 and Contact Interactions in In-dustrial Robots Using Geometrically
27 Exact Beam Formulation.
- 28 Battini, J. M. y Pacoste, C. (2002). Co-rotational beam elements with warping
29 effects in instability problems. *Computer Methods in Applied Mechanics*

1 *and Engineering*, 191(17-18), 1755-1789. [https://doi.org/10.1016/](https://doi.org/10.1016/S0045-7825(01)00352-8)
2 [S0045-7825\(01\)00352-8](https://doi.org/10.1016/S0045-7825(01)00352-8)

3 Behdinan, K., Stylianou, M. y Tabarrok, B. (1998). Co-rotational dynamic
4 analysis of flexible beams. *Computer methods in applied mechanics and*
5 *engineering*, 154(3-4), 151-161.

6 Belloli, M., Collina, a., Resta, F., Milano, P. y Seminar, O. I. T. a. F. (2006).
7 Cables vibrations due to wind action. *O.I.T.A.F SEMINAR*, (April)
8 005.

9 Blevins, R. D. y Vibrations, F.-I. (1990). Van Nostrand Reinhold. *New York*,
10 104-110.

11 Cardona, A. y Geradin, M. (1988). A beam finite element non-linear theory
12 with finite rotations. *International journal for numerical methods in*
13 *engineering*, 26(11), 2403-2438.

14 Çengel, Y. A. y Boles, M. A. (2007). *Termodinamica*. MCGRAW HILL. [https://](https://books.google.com.uy/books?id=1xhpOgAACAAJ)
15 books.google.com.uy/books?id=1xhpOgAACAAJ

16 Chabart, O. y Lilien, J.-L. (1998). Galloping of electrical lines in wind tunnel
17 facilities. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*,
18 74, 967-976.

19 Costello, G. A. (1990). Average Voting Members and Other Benign Fictions:
20 The Relative Reliability of Committee Reports, Floor Debates, and
21 Other Sources of Legislative History. *Duke LJ*, 39.

22 Crespo, C. A. M. (2019). *Análisis en la selección de aisladores para una línea de*
23 *transmisión*. Facultad de ingeniería/ Universidad Autonma de Mexico.

24 Darwish, M. M., El Damatty, A. A. y Hangan, H. (2010). Dynamic characte-
25 ristics of transmission line conductors and behaviour under turbulent
26 downburst loading. *Wind and Structures*, 13(4), 327.

27 Davenport, A. G. (1965). *Dynamic Behaviour of Massive Guy Cables*.

28 Davenport, A. (1960). *Wind Loads on Structures*, Division of Building Re-
29 search.

30 De Borst, R., Crisfield, M. A., Remmers, J. J. y Verhoosel, C. V. (2012).
31 *Nonlinear finite element analysis of solids and structures*. John Wiley
32 & Sons.

33 Desai, Y., Yu, P., Popplewell, N. y Shah, A. (1995). Finite element modelling
34 of transmission line galloping. *Computers & structures*, 57(3), 407-420.

35 Descartes, R. (1637). *Discours de la methode*. Leyde.

- 1 Di Pilato, M., Martelli, F. y Martinelli, L. (2008). Corotational Cable Elements
2 to Simulate the Behaviour of Suspended Cables under Wind Loading.
3 *not yet published.*
- 4 Duranona, V., Marchesoni, E. y Salles, R. (2019). A first characterization of
5 high winds that affect the energy distribution system of Uruguay and
6 their related effects. *Journal of Wind Engineering and Industrial Ae-*
7 *rodynamics*, 184, 128-138.
- 8 Durañona, V. (2015). The significance of non-synoptic winds in the extreme
9 wind climate of Uruguay. *Proceedings of the 14th International Confe-*
10 *rence on Wind Engineering, Porto Alegre, Brasil*, 21-26.
- 11 Durañona, V. y Cataldo, J. (2009). Analysis of severe storms in Uruguay and
12 their effect on high voltage transmission lines. *Proceedings of the 11th*
13 *Americas Conference on Wind Engineering.*
- 14 Durañona, V. y Denis, A. (2018). Bluff and body action, Apuntes del curso
15 Elementos Aerodinámica y Aerolaticdad Estrcutrul.
- 16 Eaton, J. W., Bateman, D. y Hauberg, S. (2007). *GNU Octave version 3.0. 1*
17 *manual: a high-level interactive language for numerical computations.*
18 SoHo Books.
- 19 El tornado de Canelones del año 2002 (Uruguay) [Accessed: 2020-02-24]. (s.f.).
- 20 Foti, F. (2013). *A corotational beam element and a refined mechanical model*
21 *for the nonlinear dynamic analysis of cables* (Tesis doctoral). Doctoral
22 Dissertation, Politecnico di Milano, Milan (Italy).
- 23 Foti, F. y Martinelli, L. (2016). An analytical approach to model the hysteretic
24 bending behavior of spiral strands. *Applied Mathematical Modelling*,
25 40(13-14), 6451-6467. <https://doi.org/10.1016/j.apm.2016.01.063>
26 001
- 27 Foti, F. y Martinelli, L. (2018). Finite element modeling of cable galloping
28 vibrations. Part II: Application to an iced cable in 1: 2 multiple internal
29 resonance. *Journal of Vibration and Control*, 24(7), 1322-1340.
- 30 Fujita, T. (1985). The downburst: Microburst and macroburst, SMRP Res.
- 31 Gani, F. y Légeron, F. (2010). Dynamic response of transmission lines gu-
32 yed towers under wind loading. *Canadian Journal of Civil Engineering*,
33 37(3), 450-465.
- 34 Hilber, H. M., Hughes, T. J. y Taylor, R. L. (1977). Improved numerical dissipa-
35 tion for time integration algorithms in structural dynamics. *Earthquake*
36 *Engineering & Structural Dynamics*, 5(3), 283-292.

- 1 Holmes, J. D. (2002). A re-analysis of recorded extreme wind speeds in region
2 A. *Australian Journal of Structural Engineering*, 4(1), 29-40.
- 3 Hsiao, K. M., Lin, J. Y. y Lin, W. Y. (1999). A consistent co-rotational finite
4 element formulation for geometrically nonlinear dynamic analysis of 3-
5 D beams. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*,
6 169(1-2), 1-18.
- 7 Ibrahimbegovic, A. y Mamouri, S. (2002). Energy conserving/decaying impli-
8 cit time-stepping scheme for nonlinear dynamics of three-dimensional
9 beams undergoing finite rotations. *Computer Methods in Applied Me-*
10 *chanics and Engineering*, 191(37-38), 4241-4258.
- 11 Ibrahimbegović, A. y Mikdad, M. A. (1998). Finite rotations in dynamics of
12 beams and implicit time-stepping schemes. *International Journal for*
13 *Numerical Methods in Engineering*, 41(5), 781-814.
- 14 *Design criteria of overhead transmission lines* (Standard). (2003). Internatio-
15 nal Electrotechnical Commission. Geneva, CH.
- 16 Irvine, H. M. y Caughey, T. K. (1974). The Linear Theory of Free Vibrations of
17 a Suspended Cable. *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical,*
18 *Physical and Engineering Sciences*, 341(1626), 299-315. [https://doi.](https://doi.org/10.1098/rspa.1974.0189)
19 [org/10.1098/rspa.1974.0189](https://doi.org/10.1098/rspa.1974.0189)
- 20 Irvine, H. M. y Griffin, J. H. (1976). *On the dynamic response of a suspended*
21 *cable* (Vol. 4). <https://doi.org/10.1002/eqe.4290040406>
- 22 Irvine, M. (1978). Free Vibrations of Inclined Cables. *Journal of the Structural*
23 *Division*, Vol. 104, 343-347.
- 24 Jones, K. F. (1992). Coupled vertical and horizontal galloping. *Journal of*
25 *engineering mechanics*, 118(1), 92-107.
- 26 Klöppel, K. y H., L. K. (1942). *Die lotrechten Eigenschwingungen der*
27 *Hängerbrücken* (23.^a ed., Vol. 23).
- 28 Koh, C. G. y Rong, Y. (2004). Dynamic analysis of large displacement cable
29 motion with experimental verification. *Journal of sound and vibration*,
30 272(1-2), 187-206.
- 31 Kožar, I. y Ibrahimbegović, A. (1995). Finite element formulation of the finite
32 rotation solid element. *Finite elements in analysis and design*, 20(2),
33 101-126.
- 34 Kuhn, T. S. (2019). *La estructura de las revoluciones científicas*. Fondo de
35 cultura economica.

- 1 Kutterer, M. y Starossek, U. (1992). *Dynamic cable stiffness and dynamic*
2 *interaction between cable and beam* (Tesis doctoral).
- 3 Le, T. N., Battini, J. M. y Hjiar, M. (2011). Efficient formulation for dynamics
4 of corotational 2D beams. *Computational Mechanics*, 48(2), 153-161.
5 <https://doi.org/10.1007/s00466-011-0585-6>
6 007
- 7 Le, T. N., Battini, J. M. y Hjiar, M. (2014). A consistent 3D corotational beam
8 element for nonlinear dynamic analysis of flexible structures. *Computer*
9 *Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 269, 538-565.
- 10 Lee, C. L. y Perkins, N. C. (1992). Nonlinear oscillations of suspended cables
11 containing a two-to-one internal resonance. *Nonlinear Dynamics*, 3(6),
12 465-490.
- 13 Luongo, A. y Piccardo, G. (1998). Non-linear galloping of sagged cables in 1:
14 2 internal resonance. *Journal of Sound and Vibration*, 214(5), 915-940.
- 15 Luongo, A., Rega, G. y Vestroni, F. (1984). Planar non-linear free vibrations of
16 an elastic cable. *International Journal of Non-Linear Mechanics*, 19(1),
17 39-52.
- 18 Luongo, A., Zulli, D. y Piccardo, G. (2007). A linear curved-beam model for
19 the analysis of galloping in suspended cables. *Journal of Mechanics of*
20 *Materials and Structures*, 2(4), 675-694.
- 21 Luongo, A., Zulli, D. y Piccardo, G. (2009). On the effect of twist angle on non-
22 linear galloping of suspended cables. *Computers & Structures*, 87(15-
23 16), 1003-1014.
- 24 Mara, T. G. (2007). *The effects of multi-directional winds on lattice sections*
25 (Tesis doctoral). Faculty of Graduate Studies, University of Western
26 Ontario.
- 27 Martinelli, L. y Perotti, F. (2004). Numerical analysis of the dynamic behavior
28 of cables under turbulent wind. *Struct. Eng. Mech. & Comput. (SEMC*
29 *2004)*.
- 30 Martinelli, L. y Perotti, F. (2001). Numerical analysis of the non-linear dy-
31 namic behaviour of suspended cables under turbulent wind excita-
32 tion. *International Journal of Structural Stability and Dynamics*, 1(02),
33 207-233.
- 34 Matheson, M. y Holmes, J. (1981). Simulation of the dynamic response
35 of transmission lines in strong winds. *Engineering Structures*, 3(2),
36 105-110.

- 1 Mendina, M., Draper, M., Soares, A. P. K., Narancio, G. y Usera, G. (2014).
2 A general purpose parallel block structured open source incompressible
3 flow solver. *Cluster Computing*, 17(2), 231-241.
- 4 Newmark, N. M. (1959). A method of computation for structural dynamics.
5 *Journal of the engineering mechanics division*, 85(3), 67-94.
- 6 Nietzsche, F. (2018). *La voluntad de poder*. Edaf.
- 7 Nour-Omid, B. y Rankin, C. C. (1991). Finite rotation analysis and consistent
8 linearization using projectors. *Computer Methods in Applied Mechanics*
9 *and Engineering*. [https://doi.org/10.1016/0045-7825\(91\)90248-5](https://doi.org/10.1016/0045-7825(91)90248-5)
- 10 Oke, D. G. (2000). Estimating.
- 11 Oran, C. (1973). Tangent stiffness in space frames. *Journal of the Structural*
12 *Division*, 99(6), 987-1001.
- 13 Pacoste, C. y Eriksson, A. (1997). Beam elements in instability problems. *Com-*
14 *puter methods in applied mechanics and engineering*, 144(1-2), 163-197.
- 15 Papailiou, K. O. (1997). On the bending stiffness of transmission line conduc-
16 tors. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 12(4), 1576-1583. [https:](https://doi.org/10.1109/61.634178)
17 [//doi.org/10.1109/61.634178](https://doi.org/10.1109/61.634178)
- 18 003
- 19 Pugsley, A. G. (1949). On the natural frequencies of suspension chains. *Quar-*
20 *terly Journal of Mechanics and Applied Mathematics*, 2(4), 412-418.
21 <https://doi.org/10.1093/qjmam/2.4.412>
- 22 Quarteroni, A., Sacco, R. y Saleri, F. (2010). *Numerical mathematics* (Vol. 37).
23 Springer Science & Business Media.
- 24 Rankin, C. y Nour-Omid, B. (1988). The use of projectors to improve finite
25 element performance. *Computers & Structures*, 30(1-2), 257-267.
- 26 Rawlins, C. (2005). Flexure of a single-layer tensioned cable at a rigid support.
27 Proc. 6th International Symposium on Cable Dynamics. Charleston
28 (USA). 19-22 Sept.
- 29 Reddy, J. N. (1997). On locking-free shear deformable beam finite elements.
30 *Computer methods in applied mechanics and engineering*, 149(1-4),
31 113-132.
- 32 Riera, J. D. y Ponte, J. (2012). Recent Brazilian research on thunderstorm
33 winds and their effects on structural design. *Wind and Structures, An*
34 *International Journal*, 15(2), 111-129. [https://doi.org/10.12989/was.](https://doi.org/10.12989/was.2012.15.2.111)
35 [2012.15.2.111](https://doi.org/10.12989/was.2012.15.2.111)

- 1 Routh, E. J. et al. (1955). *Dynamics of a system of rigid bodies*. Dover New
2 York.
- 3 Saxon, D. S. y Cahn, A. S. (1953). Modes of vibration of a suspended
4 chain. *Quarterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics*, 6(3),
5 273-285. <https://doi.org/10.1093/qjmam/6.3.273>
- 6 Simiu, E. y Scanlan, R. H. (1986). *Wind Effects on Structures*, 3. ed. (second
7 edi). Jhon Wiley; Sons.
- 8 Simo, J. C. y Vu-Quoc, L. (1988). On the dynamics in space of rods undergoing
9 large motions—a geometrically exact approach. *Computer methods in*
10 *applied mechanics and engineering*, 66(2), 125-161.
- 11 Son, O. y Cetiner, O. (2016). Drag prediction in the near wake of a circular
12 cylinder based on DPIV data. *Journal of Applied Fluid Mechanics*, 9(4),
13 1963-1968.
- 14 Starossek, U. (1991). Boundary induced vibration and dynamic stiffness of a
15 sagging cable. [http://www.tu-harburg.de/sdb/starossek%7B%5C_%7D/
16 Veroeffentlichungen/Dateien/Dynamic%7B%5C_%7DCable%7B%5C_%
17 7DStiffness.pdf](http://www.tu-harburg.de/sdb/starossek%7B%5C_%7D/Veroeffentlichungen/Dateien/Dynamic%7B%5C_%7DCable%7B%5C_%7DStiffness.pdf)
- 18 Stengel, D. y Thiele, K. (2017). Measurements of downburst wind loading
19 acting on an overhead transmission line in Northern Germany. *Procedia*
20 *engineering*, 199, 3152-3157.
- 21 Triantafyllou, M. S. (1984). The dynamics of taut inclined cables. *Quarterly*
22 *Journal of Mechanics and Applied Mathematics*, 37(3), 421-440. [https:
23 //doi.org/10.1093/qjmam/37.3.421](https://doi.org/10.1093/qjmam/37.3.421)
- 24 Viana, H. F., da Silva, R. G. L., Costa, R. S. y Lavall, A. C. C. (2020).
25 Formulation for nonlinear dynamic analysis of steel frames considering
26 the plastic zone method. *Engineering Structures*, 223, 111197.
- 27 Yan, B., Lin, X., Luo, W., Chen, Z. y Liu, Z. (2009). Numerical study on
28 dynamic swing of suspension insulator string in overhead transmission
29 line under wind load. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 25(1),
30 248-259.
- 31 Yang, S. y Hong, H. (2016). Nonlinear inelastic responses of transmission
32 tower-line system under downburst wind. *Engineering Structures*, 123,
33 490-500.

ANEXOS

1 Anexo 1

2 Se acoplan al tesis una revisión bibliográfica realizada en el marco del curso
3 Elementos de Aerodinámica y Aeroelasticidad de Estructuras en su edición
4 2019 sobre la norma *Design criteria of overhead transmission lines*, 2003.

5 1.1. Norma IEC 60826

6 En este apartado se exponen las secciones destacadas de la norma inter-
7 nacional IEC 60826: *Design criteria of overhead transmission lines*, 2003, ex-
8 plicitándose las hipótesis fundamentales y formulaciones para el desarrollo de
9 condiciones de diseño.

10 1.1.0.1. Campo de aplicación

11 En primera medida esta aplica para geometrías del conductor y terreno con
12 las siguientes condiciones:

- 13 ■ La longitud de vano debe pertenecer al intervalo (200m, 800m). Para
14 longitudes fuera de ese rango deben analizarse coeficientes de racha di-
15 ferentes a los presentados, sin embargo para vanos más largos a 800m el
16 análisis de la norma resulta sobrestimado.
- 17 ■ Altura de soportes menores a 60 m. Soportes de mayor altura podrían
18 inducir factores de amplificación dinámicos de la respuesta.
- 19 ■ Altitud del área transversal de la línea no sobrepase los 1300m sobre el
20 nivel de altura medio topográfica del terreno circundante.
- 21 ■ Terrenos sin características topográficas singulares cuyo tamaño y forma
22 puedan afectar las consideraciones del flujo. Se aclara que esta norma

1 textitno permite dimensionar para efectos de vientos extremos como tor-
2 nados, encause de vientos entre montañas y terrenos de alta pendiente.

3 1.1.0.2. Velocidad de referencia y rugosidad del terreno

4 Como primera instancia se establecen diferentes tipos de terrenos según las
5 condiciones topográficas del mismo, esto afecta la forma del flujo considerado
6 para el diseño. Para un perfil tipo ley potencial, terrenos más rugosos acentúan
7 el gradiente de la velocidad en altura para $z = 0$, aumentan la intensidad de
8 turbulencia e incrementan el Z_G (valor donde el perfil alcanza las condiciones
9 de atmósfera libre).

Categoría de terrenos	Características del terreno
A	Largos y estrechos viento de ultramar, área costera llana, llanura desértica.
B	Campo abierto con escasa densidad de obstáculos. áreas cultivadas con pocos árboles y edificios
C	Terreno con numerosos obstáculos pequeños de baja altura (matorrales, árboles y edificios)
D	Áreas sub-urbanas con pequeños arboles

Tabla 1.1: Categorización de terrenos Tablas A.8 IEC 60826

10 Considerando un flujo medio plano tipo capa límite potencial, que se de-
11 sarrolla en una atmósfera neutra, la velocidad media $v(z)$ en función de la
12 altura para diferentes constantes de terreno α puede calcularse de la siguiente
13 manera:

$$V(z) = V_G \left(\frac{z}{z_G} \right)^\alpha \quad (1.1)$$

14 Medidas de la velocidad a través de equipos como pueden ser anemómetros
15 o sensores de ultra sonido permiten obtener, para determinado periodo de
16 adquisición de datos, valores de velocidad media e intensidad de turbulencia
17 entre otras. Es por esto que es clave relacionar la velocidad a diferentes alturas
18 y para cambios de terreno a lo largo del sentido del flujo, nombrando dos
19 puntos 1 y 2 podemos relacionar la velocidad media entre estos operando con
20 la Ecuación (1.1).

$$V(z) = V_{ref1} \left(\frac{z_{G1}}{z_{ref}} \right)^{\alpha_1} \left(\frac{z}{z_{G2}} \right)^{\alpha_2} \quad (1.2)$$

En la Ecuación (1.2) anterior la velocidad de referencia V_{ref} es definida, en general como la velocidad media del viento a una altura de $z = 10m$ para un tipo de terreno categoría B. En la norma se presenta la siguiente tabla para calcular las variaciones de velocidad V_{ref} , se introduce un factor K_R el cual permite obtener la relación entre las velocidades de referencia para distintos terrenos $V_{rX} = K_R V_{rB}$. Se presentan las diferentes alturas de rugosidad media de obstáculos z_0 .

Factor	Categoría de terreno			
	A	B	C	D
$z_0(m)$	0.01	0.05	0.30	1.00
α	0.1 a 0.12	0.16	0.22	0.28
K_R	1.08	1.00	0.85	0.67

Tabla 1.2: Tabla de factores para terrenos Tabla A.8 IEC 60826.

Los datos presentados en la Tabla 1.2 se corresponden con los conocimientos dictados en el curso, en primera parte los valores de α se asemejan con lo presentado por Davenport, 1960, para la categoría A y B el numero de α considerado por la norma es menor, esto se relaciona con que valores más chicos de α , es decir terrenos menos rugosos inducen una velocidad mayor para la misma cota. En el caso de la categoría C y D el valor es exactamente idéntico a Davenport, 1960. El termino z_0 se coincide con la tabla publicada en Oke, 2000.

Desglosando el factor K_R para dos puntos de referencia, colocados a una cota de $z_{ref1} = z_{ref2} = 10m$ en función de la Ecuación (1.2) y combinándola con la definición de K_r se obtiene la siguiente expresión:

$$V_{ref2}(10m) = V_{ref1} \left(\frac{z_{G1}}{z_{ref1}} \right)^{\alpha_1} \left(\frac{z_{ref2}}{z_{G2}} \right)^{\alpha_2} \rightarrow K_r = \left(\frac{z_{G1}}{z_{ref1}} \right)^{\alpha_1} \left(\frac{z_{ref2}}{z_{G2}} \right)^{\alpha_2} \quad (1.3)$$

Utilizando la Ecuación 1.3 y considerando los valores de Z_G según la referencia Oke, 2000 se expresan los resultados obtenidos los cuales coinciden con un error menor al 8 % con los estipulados por la norma en la Tabla 1.2.

1.1.0.3. Acción del viento sobre los elementos

El valor significativo del problema es la fuerza por unidad de área (Pa) se denota con la letra a además se define, al igual que lo visto en el curso en

Factor	Categoría de terreno			
	A	B	C	D
$z_G(m)$	250	305	365	410
α	0.12	0.15	0.22	0.28
K_R	1.13	1.00	0.77	0.61

Tabla 1.3: Tabla de factores para terrenos según referencia Davenport, 1960

la sección 2.1 del repartido "Bluff-Body aero dynamics" q_0 , el coeficiente de presión dinámica de referencia (N/m^2). Para elementos conductores, cadenas y gran cantidad de elementos de soportes se calcula:

$$a = q_0 C_x G \quad (1.4)$$

$$q_0 = \frac{1}{2} \rho_{ref} \tau (K_r V_{rB})^2 \quad (1.5)$$

En las Ecuaciones 1.4 y 1.5 ρ es la densidad del aire en kg/m^3 y se toma en $1.225 kg/m^3$ para una temperatura de $15^\circ C$ y una presión atmosférica de $101.3 kPa$. La constante τ es un factor que permite corregir las variaciones de densidad del fluido con la presión medida en altura y la temperatura a la que operará el sistema. Los valores de densidad se corroboraron con la referencia Çengel y Boles, 2007, como también el factor de corrección $\tau = \frac{\rho_{P,T}}{\rho_{ref}}$.

El parámetro C_x es el coeficiente de drag dependiendo de la figura transversal al flujo, se desprecian por las grandes longitudes de vanos las condiciones de borde no homogéneas del flujo en los extremos. Por último el factor restante G toma en consideración la altura y el tipo de terreno, el incremento en la velocidad de acuerdo a ráfagas de viento y la respuesta dinámica, para elementos de cable debe separarse en G_L y G_c . Estos últimos factores se vincularán en la siguiente sección con los conocimientos presentados en el curso.

1.1.0.4. Elementos de cable

Los efectos dinámicos que afectan a los conductores específicamente se asocian: al arrastre producido por el viento y la tensión mecánica incrementada durante la instalación. Considerando la hipótesis de baja turbulencia, la fuerza media en Newton de arrastre (A_c) sobre un elemento de largo L y diámetro d , formando un ángulo de balanceo Ω es dada por la expresión:

$$A_c = q_0 C_{xc} G_c G_L dL \sin(\Omega)^2 \quad (1.6)$$

En la Ecuación 1.6 el factor de presión de referencia (q_0) se calcula según la Ecuación 1.4. El valor de C_{xc} es el coeficiente de drag del conductor, su utiliza a menos de obtenerse datos experimentales, un valor unitario para conductores y velocidades de viento estándar. Esto se corresponde con lo presentado en el curso en la figura 19 de Durañona y Denis, 2018 a velocidades equivalentes de 5m/s para un conductor usual de alta tensión. Según Son y Cetiner, 2016 se hallan valores medios del coeficiente de drag para Reynolds de aproximadamente igual 350 C_{xc} y resulta ser 1. Es por esto que considerar un valor unitario para valores los valores Reynolds de trabajo induciendo una fuerza de mayor magnitud sobre el cable, lo cual es conservador.

Existe un efecto en la dirección perpendicular al flujo llamado "Aeolian". En dicha dirección se generan desprendimientos de vórtices asociados con la frecuencia de Strouhal $f_s = 0.0925 \frac{v_m}{d_c}$, cuando estos vórtices se acercan a la frecuencias naturales del cable podrían producirse resonancias, magnificándose las amplitudes del movimiento. Según Belloli et al. 2006 estos efectos deben ser considerados para velocidades medias de viento menores $6 \frac{m}{s}$, para el estudio de TC las velocidades alcanzan valores de hasta $30 \frac{m}{s}$ estando el efecto antes mencionado fuera de rango.

El coeficiente G_c es el factor de viento combinado, el cual se halla con la Figura 3 de la Sección 6.2.6.1, este depende de la altura y el tipo de terreno. Según de lo visto en el curso este debe contener el factor de ráfaga el cual relaciona la presión media con la máxima puntual. Por último G_l es el factor de separación según el largo de vano, este tiene en cuenta la distribución de presiones para distintos largos de vano, para vanos largos la presión máxima se da simultáneamente en pocos puntos por tanto decrece, tal como se ve en la Figura 4 de la Sección 6.2.6.1 y se corresponde con lo visto en el curso para el valor de B.

Para cadenas aisladoras múltiples que transporten más de un cable, estos deben tratarse por separado, las solicitaciones totales sobre los soportes deben considerarse la suma de cada una de las partes. La altura considerada para el cálculo de los factores debe ser el centro de gravedad de los conductores cuando este se encuentra a 2/3 de la deflexión máxima. También puede considerarse la altura como la cota del punto de anclaje entre la cadena y el cable, esto

1 inducirá velocidades mayores y por tanto el diseño estará sobredimensionado.

2 **1.1.0.5. Cargas del viento sobre la cadena aisladora**

3 Las cargas actuando en el elemento aislador cerámico se originan sobre el
4 área proyectada de la cadena en el sentido del flujo, la cual se nombra A_c . Esta
5 carga se corresponde a la suma de las cargas debido al campo de presiones
6 sobre el cable y la fuerza distribuida directamente sobre la cadena aisladora.
7 La carga aplicada sobre el soporte A_l en N se expresa:

$$A_l = q_0 C_{xl} G_t S_i \quad (1.7)$$

8 En la Ecuación 1.7 el factor q_0 es la presión dinámica de referencia calculada
9 según 1.4, C_{xl} se asocia con el Coeficiente de Drag y se suele considerar 1, 2,
10 valor mayor que para el cilindro. Se aclara que en general el peso relativo de la
11 fuerza sobre los soportes debido a las cadenas aisladoras es significativamente
12 menor respecto a las cargas del viento ejercidas sobre el conductor.

13 El termino G_t es el factor de viento correlativo que se corresponde con la
14 Figura 5 de la norma de la sección 6.2.6.3, este se ve afectado por el tipo de
15 terreno y la altura del centro del gravedad de la cadena, este al igual que en la
16 Sección 1.1.0.4 el combinado de los factores vistos en el curso. Esta presión es
17 multiplicada por el valor S_i del área de la cadena proyectada horizontalmente
18 en un plano paralelo al eje de la torre en m^2 .

19 **1.1.1. Tensión en el conductor**

20 La tensión que debe ser aplicada sobre los conductores se determina a partir
21 del método de deflexión, considérese el caso donde las cadenas aisladoras se
22 encuentra a la misma cota, el conductor tiene un largo L y un peso W por
23 unidad de longitud en N/m, se ilustra un esquema en la siguiente figura:

24 Considerando el cable como un elemento extensible que no posee rigidez
25 a flexión, entonces la tensión interna a para cualquier punto de este debe ser
26 tangente a la curva. Sea P un punto cualquiera con coordenadas (x,y) en el
27 cable, tomando equilibrio estático sobre la mitad del conductor y planteado la
28 segunda cardinal o el principio de los trabajos virtuales para un giro arbitrario,
29 desde P, se obtiene la catenaria, y de esta la deflexión máxima en función de
30 la tensión:

$$Ty = W \frac{x^2}{2} \rightarrow \delta = \frac{WL^2}{8T} \tag{1.8}$$

1

1 Anexo 2

2 Se presenta a continuación resultados extraídos de un modelo generado en
3 el marco de la unidad curricular Dinámica de Estructuras. Este consiste en un
4 análisis dinámico 2D y 3D de elementos de biela no lineales con un análisis
5 modal complementario.

6 2.1. Modelado dinámico de un conductor de 7 alta tensión utilizando elementos de barra

8 2.1.1. Fundamentos teóricos

9 2.1.1.1. Ecuación de movimiento

10 En este trabajo se utilizará el principio de D'Alembert para establecer las
11 ecuaciones de movimiento de un elemento de barra axial, este es el equivalente
12 dinámico al Principio de los Trabajos Virtuales para el caso estático. A conti-
13 nuación se notará las variables posición, desplazamiento, deformación unitaria
14 y tensión como $(x, u_t, \epsilon_t, \sigma_t)$ y las derivadas parciales, velocidad y aceleración
15 con (\dot{u}_t, \ddot{u}_t) .

16 Dicho lo anterior el principio de D'Alembert afirma que $\forall t$ y $\forall \delta u$ se cumple:

$$\int_{V_t} \sigma_t \delta \epsilon dV_t = \int_{V_t} \delta u^T b_{ext,t} dV_t - \int_{V_t} \rho \delta u^T \ddot{u} dV_t \quad (2.1)$$

17 En la ecuación (2.1) $b_{ext,t}$ corresponde a la fuerzas externas por unidad de
18 volumen. El primer termino que aparece restando es el de a las fuerzas iner-
19 ciales siendo ρ la densidad del material. El segundo corresponde a disipaciones
20 viscosas donde $c > 0$. Esta disipación se corresponde con fenómenos de disipa-
21 ción estructural y rozamiento en juntas, su valor se ajustará de acuerdo con

1 resultados experimentales publicados, no se determinará mediante un resul-
2 tado teórico. Aplicando una discretización en elementos finitos obtenemos la
3 ecuación de movimiento de la estructura:

$$M\ddot{u}_t + C\dot{u}_t + K_T(u_t)u_t = f_{ext,t} \quad (2.2)$$

4 Las cargas externas dinámicas se encuentran asociadas con el vector $f_{ext,t}$.
5 La matriz de rigidez $K(u_t)$ se hallará considerando no linealidad geométrica
6 por ende tiene la siguiente forma:

$$K_T = K_{T1} + K_{T2} + K_\sigma \quad (2.3)$$

$$K_{T1} = EA_o l_o b_1^T b_1 \quad (2.4)$$

$$K_{T2} = EA_o l_o (b_1^T b_2 + b_2^T b_1 + b_2^T b_2) \quad (2.5)$$

$$K_\sigma = \frac{\sigma A_o}{l_o} G \quad (2.6)$$

10 En las ecuaciones anteriores b_1 y b_2 contienen a las derivadas de las fun-
11 ciones de ponderación de u_t mientras que G es la matriz de Green. La matriz
12 K_{T1} es la matriz de rigidez lineal, esta no depende del desplazamiento, K_{T2}
13 es la llamada matriz de desplazamiento inicial y K_σ la matriz geométrica o de
14 tensión inicial.

15 La matriz de masa M puede ser del tipo consistente o concentrada, la
16 primera de ellas se deduce a partir de las funciones de interpolación de u_t (N_i),
17 mientras que la segunda se obtiene a partir de concentrar la masa de cada
18 elemento sobre sus nodos, este último sera el utilizado para este trabajo. En
19 el caso de una barra bidimensional tiene la siguiente forma:

$$M^e = \frac{\rho A_o l_o}{2} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.7)$$

20 Por último la matriz C se considero de forma diagonal, para un elemento

1 de barra:

$$C^e = c \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.8)$$

2 Como se dijo anteriormente el valor de c se ajustará empíricamente de acuerdo
3 a resultados experimentales de Stengel y Thiele, 2017.

4 2.1.1.2. Método de diferencias centradas

5 En este apartado se presenta el método por el cual se resuelve la ecuación
6 de movimiento, se eligió este método debido a su simplicidad y su bajo coste
7 computacional. Es de tipo explícito por ende se debe conocer la solución a la
8 ecuación de movimiento en el tiempo t para hallarse luego $t + \Delta t$, de acuerdo
9 con esto último la velocidad y aceleración se escriben de la siguiente manera:

$$\dot{u}_t = \frac{u_{t+\Delta t} - u_{t-\Delta t}}{2\Delta t} \quad (2.9)$$

$$\ddot{u}_t = \frac{u_{t+\Delta t} + u_{t-\Delta t} - 2u_t}{\Delta t^2} \quad (2.10)$$

10 Sustituyendo las ecuaciones anteriores en la ecuación de movimiento y agru-
11 pando según los desplazamientos en los diferentes espacios temporales:

$$\left[\frac{1}{\Delta t^2} M + \frac{1}{2\Delta t} C \right] u_{t+\Delta t} = f_{ext,t} - \left[K_T - \frac{2}{\Delta t^2} M \right] u_t - \left[\frac{1}{\Delta t^2} M - \frac{1}{2\Delta t} C \right] u_{t-\Delta t} \quad (2.11)$$

12 Notar que la aproximación de la velocidad y la aceleración en el instante t
13 induce un error de truncamiento, en segunda medida se induce un error adi-
14 cional ya que $u_{t+\Delta t}$ no verifica la ecuación dinámica de equilibrio en el instante
15 $t + \Delta t$ sino la del instante t . Mencionados errores pueden ser disminuidos al
16 reducirse el incremento temporal Δt , además condiciones de estabilidad del
17 método para el caso lineal, donde K_T no es función del desplazamiento, impo-
18 ne que $\Delta t < T_{min}/\pi$ donde T_{min} es el mínimo periodo de vibración natural del
19 modelo de elementos finitos.

20 La matriz tangente de desplazamiento y esfuerzo inicial son función del
21 desplazamiento, como consecuencia deben tenerse en cuenta que un incremen-
22 to en la rigidez del sistema, conforme avanza el tiempo, conllevará a modos
23 normales con mayor frecuencia y por tanto a un paso temporal crítico menor.

1 El valor Δt debe elegirse de acuerdo a este compromiso entre disminuir el
 2 error, permaneciendo dentro de la zona de estabilidad del método y el costo
 3 computacional.

4 ■ Se presenta un algoritmo del código utilizado:

- 5 1. Ensamblar: M y C a nivel de estructura.
- 6 2. Definir tiempo final del análisis dinámico t_f .
- 7 3. Definir condiciones iniciales u_o y \dot{u}_o
- 8 4. Calcular: $\ddot{u}_o \leftarrow M^{-1}(f_{ext,t} - C\dot{u}_o - f_{int}(u_o))$
- 9 5. Definir δt , considerando el compromiso mencionado anteriormente
- 10 6. Calcular $a_o \leftarrow 1/\Delta t^2, a_1 \leftarrow 1/(2\Delta t), a_2 \leftarrow 2a_o, a_3 \leftarrow 1/a_2$
- 11 7. Calcular $a_o \leftarrow 1/\Delta t^2, a_1 \leftarrow 1/(2\Delta t), a_2 \leftarrow 2a_o, a_3 \leftarrow 1/a_2$
- 12 8. Calcular $u_{-\Delta t} \leftarrow u_o - \Delta \dot{u}_{o_o} + a_3 \ddot{u}_o$
- 13 9. Calcular y factorizar $\hat{M} = a_o M + a_1 C$
- 14 10. **while** $t < t_f$
- 15 11. Calcular $\tilde{f}_t \leftarrow f_{ext,t} - f_{int}(u_t) + a_2 M u_t - (a_o M - a_1 C) u_{t-\Delta t}$
- 16 12. Resolver: $u_{t+\Delta t} \leftarrow \tilde{M}^{-1} \tilde{f}_t$
- 17 13. Calcular la aceleración $\ddot{u}_t \leftarrow a_o(u_{t+\Delta t} - u_{t-\Delta t} - 2u_t)$
- 18 14. Calcular la velocidad $\dot{u}_t \leftarrow a_1(u_{t+\Delta t} - u_{t-\Delta t})$
- 19 15. $t \leftarrow t + \Delta t$
- 20 16. **end while**

21 2.1.1.3. Modos normales

22 El análisis dinámico de los modos se vuelve fundamental, este busca las
 23 soluciones a la oscilación libre no forzada, de forma que estas sean sinusoida-
 24 les con determinada frecuencia natural ω_n , por ende las soluciones toman la
 25 siguiente expresión $\sin(\omega_n t)\phi$. El vector ϕ representa un vector de escala entre
 26 las amplitudes de los desplazamientos nodales de los grados de libertad de la
 27 estructura.

28 La ecuación de movimiento, en complejos, de la estructura suponiendo mo-
 29 vimientos de la forma $U(t) = \phi \exp i\omega_n(t - t_o)$

$$\omega_n^2 M \phi = K \phi \quad (2.12)$$

30 La ecuación (2.12) (sin amortiguamiento ni fuerzas extremas) se responde

1 con un sistema de valores propios para una matriz simétrica y definida positiva.
 2 De forma matricial los modos normales de la estructura verifican:

$$M\Phi\Omega = K\Phi \quad (2.13)$$

3 Donde Φ es una matriz que tiene como columnas los vectores propios aso-
 4 ciados a las amplitudes de los modos ϕ y Ω es una matriz diagonal con las
 5 frecuencias angulares de los modos ω_n^2 .

6 **2.1.1.4. Modelo de viento**

7 El flujo del viento se asume que solo tiene componente en la dirección z ,
 8 este flujo se puede desglosar en una parte media en el tiempo y una componente
 9 fluctuante, por ende la velocidad toma la siguiente forma: $u_v(z, t) = u_m(z, t) +$
 10 $u'(z, t)$ donde

$$u_m = \frac{1}{T} \int_0^T u_v(z, t) dt \quad (2.14)$$

11 El valor del periodo T debe elegirse de forma de minimizar la desviación
 12 estándar de la intensidad de turbulencia, esta se define como el cociente entre
 13 la desviación estándar de la velocidad y la velocidad media para un instante
 14 de tiempo dado.

15 El aire se modelará como un fluido incompresible newtoneano cuya fuerza
 16 de drag se puede escribir como:

$$F_v = \int_{dl} \frac{1}{2} \rho(T) C_d(Re) d_c u_m^2(z, t) dx \quad (2.15)$$

17 La fuerza de lift, en dirección perpendicular al flujo se considera desprecia-
 18 ble frente a la fuerza de arrastre. Esta simplificación también se acompasa con
 19 la mayor rigidez del cable en la dirección perpendicular al flujo y el peso que
 20 se opone a la fuerza de sustentación.

21 Existe un efecto en la dirección perpendicular al flujo llamado "Aeolian".
 22 En dicha dirección se generan desprendimientos de vórtices asociados con la
 23 frecuencia de Strouhal $f_s = 0.0925 \frac{v_m}{d_c}$, cuando estos vórtices se acercan a la
 24 frecuencias naturales del cable podrían producirse resonancias, magnificándose
 25 las amplitudes del movimiento. Según Belloli et al. 2006 estos efectos deben ser
 26 considerados para velocidades medias de viento menores $6 \frac{m}{s}$, para el estudio
 27 de este trabajo las velocidades alcanzan valores de hasta $30 \frac{m}{s}$ siendo el efecto

1 antes mencionado de menor importancia.

2 2.1.2. Resultados numéricos 2D

3 A continuación se presenta un modelo simplificado en dos dimensiones el
 4 cual pretende modelar la cadena de aisladores, se toma como hipótesis que
 5 los desplazamientos de la torre son mucho menores a los desplazamientos de
 6 la cadena bajo la acción del viento. Un esquema del problema se presenta a
 7 continuación:

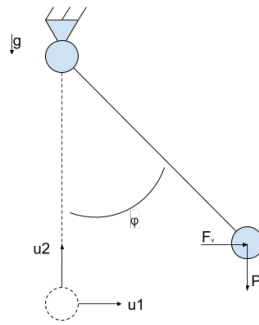


Figura 2.1: Esquema simplificado del problema

8 En la figura 2.1, u_1 corresponde al desplazamiento horizontal de la unión
 9 entre el aislador y el cable, u_2 al desplazamiento vertical y $P_c = 2\frac{m_c g}{2}$ el peso
 10 del cable que debe soportar el aislador. Los perfiles de velocidad en Stengel
 11 y Thiele, 2017, correspondientes a ráfagas descendentes alemanas experimen-
 12 talmente se corroboran como planos. Estos muestran una pequeña variación a
 13 medida que se avanza en la coordenada axial del conductor, como consecuencia
 14 $F_v = \frac{1}{2}\rho(T)C_d(Re)d_c u_m^2(z, t)L_c$ donde los valores de c_d y ρ se adjuntan en el
 15 código.

16 2.1.2.1. Perfil de velocidad de viento

17 El perfil de velocidad media de viento se obtuvo de Stengel y Thiele, 2017
 18 y presenta la siguiente forma:

19 El perfil de velocidades anterior presenta una clara característica de tormen-
 20 ta convectiva descendente, la velocidad aumenta fuertemente en los primeros
 21 500 segundos para luego ir descendiendo de forma gradual. Otra evidencia de
 22 este fenómeno es el descenso abrupto de temperatura en cualquiera de las fa-
 23 ses, al producirse un régimen de mayor velocidad, aumenta el coeficiente de

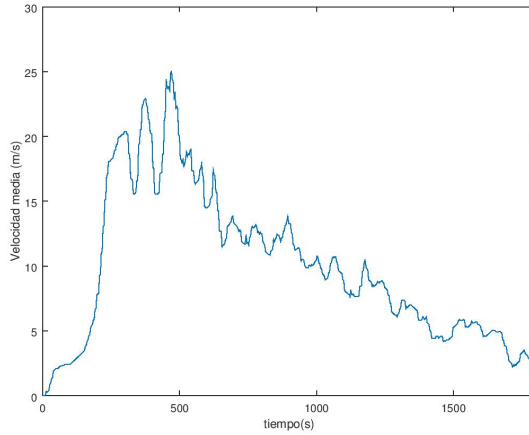


Figura 2.2: Perfil de velocidad media a lo largo del cable según Stengel y Thiele, 2017

1 convención forzada reduciéndose la temperatura de la fase. En Uruguay estos
 2 eventos de interrupción eléctrica de las líneas se debe principalmente a tor-
 3 mentas conectivas. El mismo fenómeno se ha reconocido en Brasil desde hace
 4 cierto tiempo, este pone en exigencia estructural a los cables como a las torres
 5 Riera y Ponte, 2012.

6 2.1.2.2. Resultados del modelo

7 Las ecuaciones de movimiento para los dos grados de libertad del problema
 8 son :

$$\frac{m}{2}\ddot{u}_1 + c\dot{u}_1 + K_{11}u_1 + K_{12}u_2 = F_v(t) \quad (2.16)$$

$$\frac{m}{2}\ddot{u}_2 + c\dot{u}_2 + K_{21}u_1 + K_{22}u_2 = P_c \quad (2.17)$$

9 El problema reducido anterior presenta condiciones de borde cinemáticas
 10 impuestas por la unión entre la torre y la cadena, se agregan el reposo $u_{t0} = 0$,
 11 $\dot{u}_{t0} = 0$ y la aceleración inicial del movimiento espejo ficticio en $t = -\Delta t$.
 12 La resolución se realizó mediante el método presentado en la sección 2.2, se
 13 ajustó el valor de c para reproducir de forma aceptable la curva del angulo
 14 superpuesta con Stengel y Thiele, 2017, la expresión de este es:

$$\varphi = \arctan\left(\frac{u_1}{u_2}\right) \cong \arctan\left(\frac{F_v}{P_c}\right) \quad (2.18)$$

La aproximación de que el ángulo va en el sentido de la fuerza externa se basa en el hechos de ser un elemento de biela y que las aceleraciones son nulas, esta hipótesis puede ser considerada en instantes donde el movimiento posee fuerzas no inerciales pequeñas. Para tiempos donde varíe fuertemente la acción externa del viento esta hipótesis no se verifica y se pueden presentar desviaciones en el ángulo. A continuación se muestra la curva del ángulo medio contrastada con Stengel y Thiele, 2017, donde, mediante ensayo y error se ajusto el valor de c que mejor aproxima dicha curva:

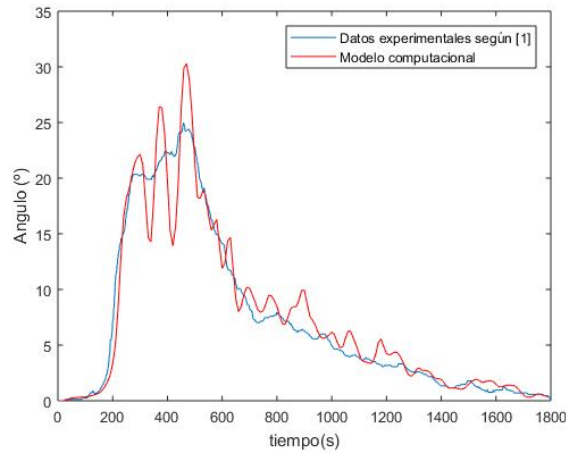


Figura 2.3: Ángulo medio del modelo en contraste con Stengel y Thiele, 2017

Como se dijo anteriormente el modelo presentado en Stengel y Thiele, 2017 supone hipótesis de un análisis estático, entre los 230 y 500 segundos se producen fuertes variaciones y las mayores velocidades de viento esto puede dar lugar a las desviaciones mostradas en la figura anterior. Estas últimas, en contra partida, reproducen correctamente el ángulo máximo de balanceo, sin aplicar la media móvil, medido en Stengel y Thiele, 2017, valor que permite predecir la aproximación de la cadena a la torre y por tanto cuando se produciría la salida en servicio de la línea.

Con el objetivo de reducir el ruido en el ángulo y velocidad se escogió una media móvil de acuerdo con Stengel y Thiele, 2017. Este periodo debe ser tal que se produzca una velocidad media relativamente suave, sin perder la forma de la señal ni eliminar completamente la característica de aleatoriedad en la componente fluctuante de la velocidad. Para este caso se eligió una media móvil de 30 segundos.

Otro resultado el cual vale analizar es el defasaje que presenta la fuerza

1 del viento con el ángulo debido a la inercia del sistema. Si definimos una
2 función compleja $H(\omega)$ tal que $H(\omega)F = X$ donde F representa el módulo
3 de la fuerza y X el vector complejo de desplazamiento solución a la oscilación
4 forzada, proyectándolo en el eje real se obtiene el valor de $X(t)$. El vector
5 complejo $H(\omega)$ presenta cierto ángulo, esto es consecuencia del desfase entre
6 la respuesta del sistema y su forzante F . En la siguiente figura se evidencia
7 dicho retraso en el tiempo de la respuesta del sistema (φ) en naranja y en azul
8 el valor de F .

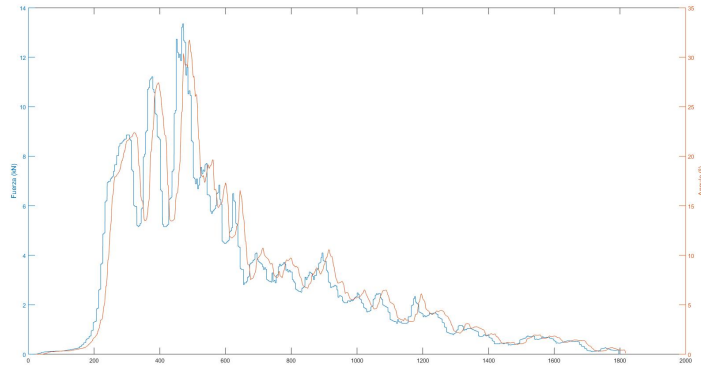


Figura 2.4: Curva desfase ángulo fuerza

9 Se realizó un análisis modal como fue presentado en la sección 2.3, las
10 frecuencias naturales asociadas al aislador son de:

$$f_1 = 0.03Hz \quad (2.19)$$

$$f_2 = 83Hz \quad (2.20)$$

11 La primer frecuencia presenta un vector propio $(\varphi_1) = (1, 0)$ siendo la
12 primer componente del vector la asociada con u_1 y la segunda entrada u_2 .
13 Claramente $(\varphi_2) = (0, 1)$, esto se debe a que los vectores son lineal mente
14 independientes y que es el movimiento restante dinámicamente posible. Se
15 hace notar el hecho de que que las componentes estén desacopladas, es decir
16 que $(\varphi_2) \cdot (\varphi_1) = 0$, es consecuencia de que los modos se hallaron en un entorno
17 de la posición $\varphi = 0$, solo con la acción de la gravedad donde $K_T = K_{T1}$.

2.1.3. Resultados numéricos 3D

Se procede a resolver el problema en tres dimensiones. El sistema se compone de dos cadenas de aisladores y un cable. Las cadenas de aisladores serán modeladas como una biela, el nodo superior de esta permanece fijo mientras que al otro se le asignan dos grados de libertad (desplazamientos en y , z), esto se debe a que hacia ambos lados del cable continuarían cables idénticos haciendo que este punto no tenga desplazamientos en el sentido de x . El cable será representado como un conjunto de barras articuladas en sus extremos como se muestra en la figura 2.5, con tres grados de libertad en sus nodos, exceptuando la unión con el aislador (nodos 2 y $n-1$).

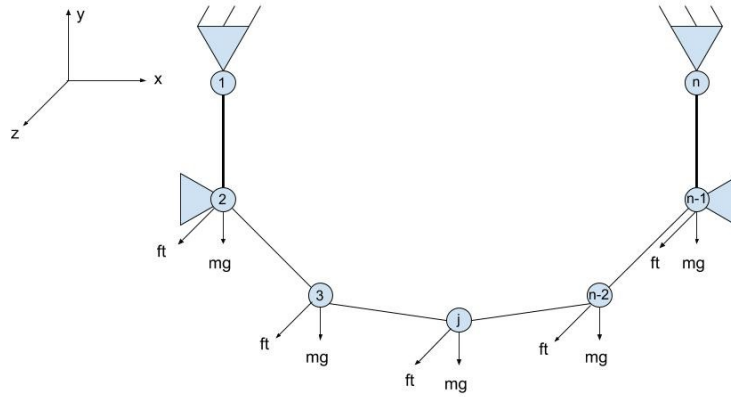


Figura 2.5: Esquema simplificado del problema 3D

Para esta parte se deberá contar con matrices cuadradas de $(n \times 3)$, siendo n el numero de barras. Esto genera un compromiso a la hora de elegir n , dado que simular el cable con un número pequeño de barras no representa al mismo y un numero extenso de estas hará que la simulación sea de gran costo computacional logrando un modelo más realista, incluso existen casos donde no es posible lograr una simulación. El método de resolución seguirá siendo por diferencias centradas donde la matriz de masa quedará diagonal repartiendo la mitad de la masa en cada uno de sus nodos.

2.1.4. Frecuencias naturales

En una primera instancia son calculados los modos para este sistema. Los mismos son calculados en la posición natural del cable, por lo que se debe realizar una simulación donde la única fuerza que actúa es la gravedad, aplicada

1 sobre los nodos, y se logre alcanzar el equilibrio. La particularidad está dada
2 en que la matriz de rigidez es calculada como la matriz tangente no lineal, por
3 lo que se debe conocer los desplazamientos una vez cargado el cable.

$$K_T = K_{T1} + K_{T2} + K_\sigma \quad (2.21)$$

4 Una vez hallada esta matriz se procede a calcular las frecuencias naturales y
5 los modos del sistema a partir de la ecuación ya mencionada $(K - \lambda.M).\phi = 0$.
6 Se puede observar que los modos revelados por este estudio son en diferentes
7 planos y con frecuencias pequeñas asociadas, en comparación con modelos de
8 estructuras. Se presentan a continuación las primeras 5 frecuencias naturales
9 del sistema e imágenes ilustrando los modos asociados a ellas en el anexo.
10 Además se adjuntan vídeos del movimiento asociados con los mismos.

- 11 ■ $1^a - 0.0908Hz$
- 12 ■ $2^a - 0.1815Hz$
- 13 ■ $3^a - 0.1818Hz$
- 14 ■ $4^a - 0.2658Hz$
- 15 ■ $5^a - 0.2721Hz$

16 El estudio se centra en la primera de las frecuencias, 0.091 Hz, ya que su
17 modo asociado es el que genera mayor desplazamiento horizontal en la cadena
18 de aisladores. A continuación se presenta el primer modo con el mayor de los
19 desplazamientos a 15 metros de la posición original para mejor visualización.
20 En azul se esboza el cable en su posición natural y en rojo el primer modo
21 asociado.

22 El planteo consta en excitar el cable con una fuerza sinusoidal con frecuen-
23 cia igual a la menor de las frecuencias naturales, pretendiendo disminuir los
24 desplazamientos de la cadena de aisladores colocando masas concentradas de
25 80 kg en determinados puntos del cable. Es por esto que se simula el cable en
26 4 instancias diferentes aumentando la masa de determinados nodos. Los nodos
27 seleccionados para colocar las masas son:

- 28 ■ Los dos que se encuentran vinculados a la cadena de aisladores.
- 29 ■ Los dos ubicados a $\frac{1}{6}$ de la distancia horizontal de entre aisladores.
- 30 ■ Los dos ubicados a $\frac{2}{6}$ de la distancia horizontal de entre aisladores.
- 31 ■ En el nodo central con dos masas.

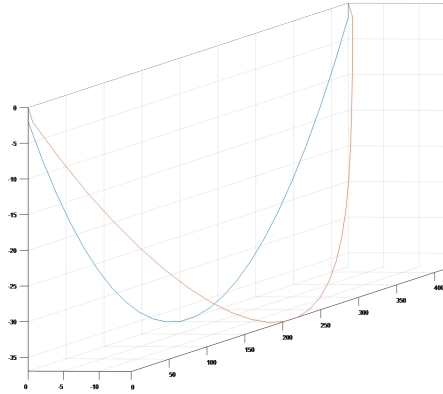


Figura 2.6: Configuración adoptada por el primer modo.

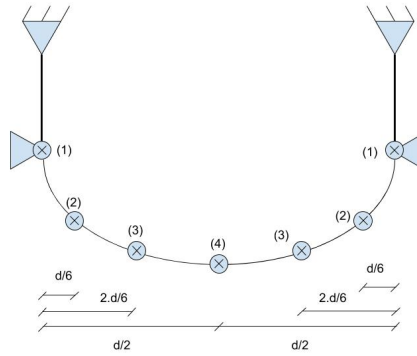


Figura 2.7: Distribución de masas colocadas.

1 Mediante estas cuatro simulaciones se constató que la mejor solución para
2 este problema es colocar las dos masas concentradas en el medio del cable.
3 Con esto se logra una reducción en el desplazamiento horizontal de la cadena
4 de aisladores de aproximadamente un 85 % para un transitorio de 1500 segun-
5 dos. A continuación se presenta el desplazamiento del nodo estudiado antes y
6 después de colocar las masas.

7 La respuestas en el tiempo para la fuerza sinusoidal de frecuencia igual al
8 primer modo se presenta en las Figuras: 2.8, 2.9.

9 Por un lado, la opción de colocar masas en el cable puede parecer muy fácil
10 de implementar y ayudaría a que los desplazamientos del cable disminuyan de
11 forma considerable para fuerzas de este tipo en particular, pero no hay que
12 dejar de evaluar otros cambios que se pueden generar a partir de este método.
13 Se debe considerar que tanto las torres como la cadena de aisladores quedaran
14 sometidas a un peso mayor, en este caso se trata de un aumento de 160 Kg, en

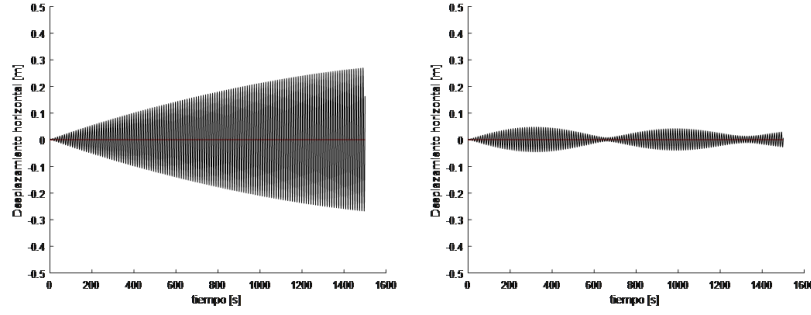


Figura 2.8: Desplazamiento horizontal de la cadena de aisladora en función del tiempo con y sin masas.

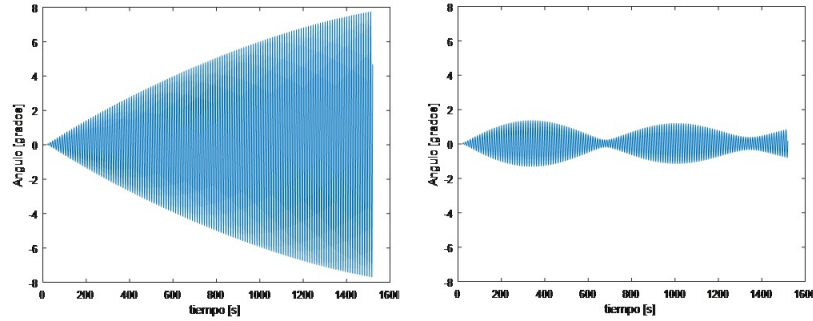


Figura 2.9: Ángulo de la cadena de aisladora en función del tiempo con y sin masas.

1 cada uno de los cables, donde se deberá tener en cuenta las normas aplicadas
2 por UTE si es factible este tipo de soluciones. Por otra parte, se debe considerar
3 que cambian las frecuencias naturales del nuevo sistema. Se presentan las cinco
4 primeras frecuencias naturales sin masas agregadas y con masas aplicadas en
5 el nodo central:

- 6 ■ $1^a - 0.0908Hz \rightarrow 1^a - 0.0893Hz$
- 7 ■ $2^a - 0.1815Hz \rightarrow 2^a - 0.1908Hz$
- 8 ■ $3^a - 0.1818Hz \rightarrow 3^a - 0.1913Hz$
- 9 ■ $4^a - 0.2658Hz \rightarrow 4^a - 0.2622Hz$
- 10 ■ $5^a - 0.2721Hz \rightarrow 5^a - 0.2685Hz$

11 Se observa que la primera frecuencia natural disminuye un 2%, esto hace
12 que la frecuencia con la que se aplica la fuerza en el estudio anterior es próxima
13 a la frecuencia natural del nuevo sistema, de igual manera los desplazamientos
14 se atenúan de forma considerable.

2.1.5. Respuesta a tormenta convectiva

En esta instancia se somete al cable a fuerzas ejercidas por el viento. Al igual que en el caso del péndulo, las velocidades y fuerzas ejercidas por el viento son obtenidas a partir de Stengel y Thiele, 2017. Dadas estas condiciones, se compara el movimiento del nodo móvil de la cadena de aisladores contra lo documentado en el artículo antes mencionado, y los resultados arrojados de la simulación Péndulo. Para esto se consideraron los mismos parámetros que en el modelo 2D. A continuación se presenta el ángulo respecto de la vertical que forma la cadena de aisladores en función del tiempo al aplicarle la fuerza ejercida por el viento:

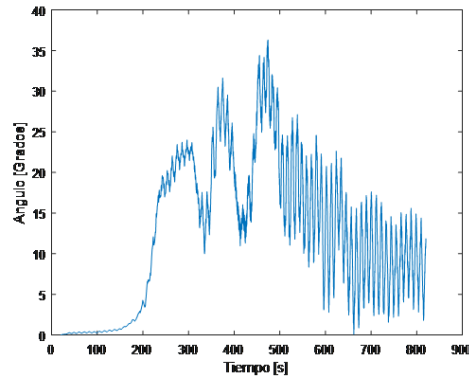


Figura 2.10: Respuesta del ángulo de la cadena de aisladora en función del tiempo.

En la siguiente figura se comparan los resultados arrojados del ángulo con los datos de Stengel y Thiele, 2017. Para luego a través de una media móvil filtrar los datos obtenidos.

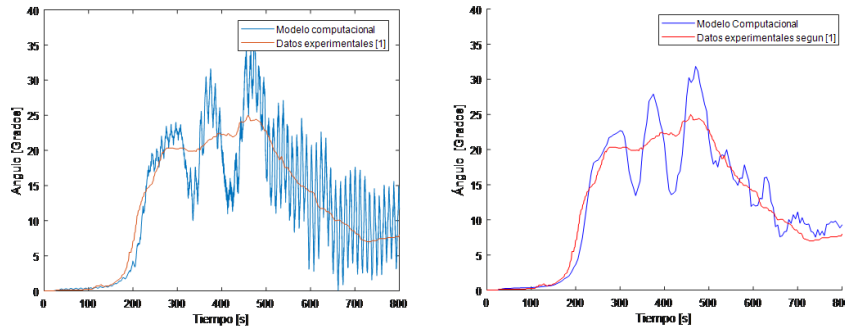


Figura 2.11: Datos del ángulo sin procesar y luego de aplicarle una media móvil

Cuando se compara con los datos arrojados por Stengel y Thiele, 2017,

se puede apreciar la misma distorsión que ocurría en la simulación 2D. Este cambio significativo se puede deber a no tener precisamente los mismos datos que se utilizaron en Stengel y Thiele, 2017. De todas formas el programa tiene la misma tendencia a comportarse como los datos de referencia al aplicarle el viento.

Comparando los resultados con el modelo 2D se puede observar que las curvas descritas por ambos modelos reflejan el mismo comportamiento:

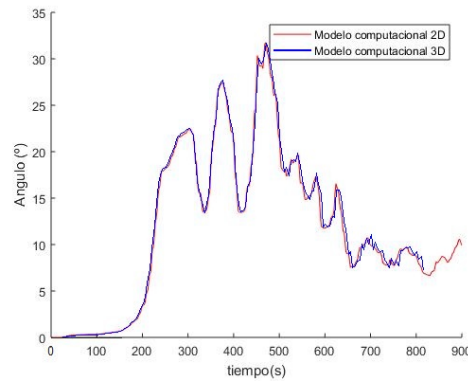


Figura 2.12: Contraste de los modelos 2D/3D

Los datos arrojados por el modelo Péndulo y 3D difieren en menos de un 5 % para cada posición en el tiempo. La gran diferencia que existen entre estas dos simulaciones es que en el para el caso 2D se debe asumir que las fuerzas son homogéneas en todo el cable y se puede ver que representa bien esta situación. Las tormentas conectivas son homogéneas en toda la extensión del cable por lo que el programa puede servir para simulaciones futuras.

Por último, se procede a aplicarle al sistema una masa de 160 Kg en el medio del cable, como en la primera simulación 3D, excitándolo con la fuerza del viento para conocer los desplazamientos del nodo móvil de la cadena de aisladores.(Figura 2.13).

A partir de los datos anteriores se puede ver que no existen grandes cambios en el movimiento del nodo libre en la cadena de aisladores cuando se aplica una fuerza proveniente de una tormenta conectiva al añadirle una masa de 160 kg en el centro del cable. Para este tipo de problemas no sería de gran ayuda la solución que se había encontrado en el la primera parte de esta sección.

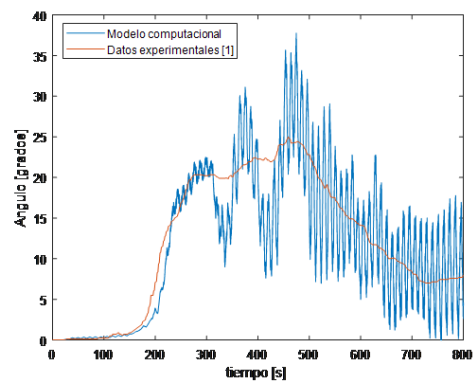


Figura 2.13: Respuesta del ángulo para tormenta convectiva utilizando una media móvil y masas sobre el cable

1 Anexo 3

2 Se presenta a continuación los códigos implementados durante el transcurso
3 de este trabajo:

```
41 % Copyright (C) 2020, Jorge M. Perez Zerpa, J. Bruno Bazzano ,  
5     Joaquin Viera ,  
62 %     Mauricio Vanzulli, Marcelo Forets, Jean-Marc Battini,  
7     Sebastian Toro  
83 %  
94 % This file is part of ONSAS.  
105 %  
116 % ONSAS is free software: you can redistribute it and/or modify  
127 % it under the terms of the GNU General Public License as  
13     published by  
148 % the Free Software Foundation, either version 3 of the License  
15     , or  
169 % (at your option) any later version.  
170 %  
181 % ONSAS is distributed in the hope that it will be useful,  
192 % but WITHOUT ANY WARRANTY; without even the implied warranty  
20     of  
213 % MERCHANTABILITY or FITNESS FOR A PARTICULAR PURPOSE. See the  
224 % GNU General Public License for more details.  
235 %  
246 % You should have received a copy of the GNU General Public  
25     License  
267 % along with ONSAS. If not, see <https://www.gnu.org/licenses/>.  
27     />.  
288  
299 function [ fs, ks, stress, rotData ]= elementBeamForces( ...  
300     elemCoords, elemCrossSecParams, elemConstitutiveParams,  
31     solutionMethod, Ue, Udote, Udotdote, elemrho ) ;  
321
```

```

12 elemCoords = elemCoords(:) ;
23 xs        = elemCoords(1:2:end) ;
34
45 booleanCSTangs = 0 ;
56
67 % --- material constit params ---
78 rho = elemrho ;
89 E   = elemConstitutiveParams(2) ;
90 nu  = elemConstitutiveParams(3) ;
101 G   = E/(2*(1+nu)) ;
112 % -----
123
134 % --- cross section ---
145 if elemCrossSecParams(1) == 1 %general section
156     Area = elemCrossSecParams( 2 ) ;
167     J     = elemCrossSecParams( 3 ) ;
178     Iyy   = elemCrossSecParams( 4 ) ;
189     Izz   = elemCrossSecParams( 5 ) ;
190     %
201     if length( elemCrossSecParams ) > 5
212         Jrho = diag( elemCrossSecParams( 6:8 ) ) ;
223     else
234         Jrho = rho * diag( [ J Iyy Izz ] ) ;
245     end
256 elseif elemCrossSecParams(1) == 2
267     Area = elemCrossSecParams(2)*elemCrossSecParams(3) ;
278     Iyy  = elemCrossSecParams(2)*elemCrossSecParams(3)^3/12 ;
289     Izz  = elemCrossSecParams(3)*elemCrossSecParams(2)^3/12 ;
290     if elemCrossSecParams(2)==elemCrossSecParams(3)
301         J      = 1/3*0.40147*elemCrossSecParams(2)^4 ;
312     else
323         error('rectangular section type not implemented yet,
33         please create an issue')
344     end
355     Jrho = rho * diag( [ J Iyy Izz ] ) ;
366 elseif elemCrossSecParams(1) == 3
377     diameter = elemCrossSecParams(2) ;
388     Area = pi*diameter^2/4 ;
399     Iyy  = pi*diameter^4/64 ;
400     Izz  = Iyy ;
411     J    = Iyy + Izz ;
422     Jrho = rho * diag( [ J Iyy Izz ] ) ;
433 else

```

```

144     error(' section type not implemented yet, please create an
2         issue')
355 end
466 % -----
577
688 % auxiliar matrices
799 I3 = eye(3) ;
800 O3 = zeros(3) ;
911 O1 = zeros(1,3) ;
1022
1133 permutIndxs = [1:2:5 2:2:6 ([1:2:5]+6) ([2:2:6]+6) ] ;
1244
1355 dg          = Ue          ( permutIndxs ) ;
1466 if solutionMethod > 2
1577     ddotg      = Udot     ( permutIndxs ) ;
1688     ddotdotg   = Udotdote( permutIndxs ) ;
1799 end
1800
1911 % global thetas
2022 tg1 = dg (4:6);
2133 tg2 = dg (10:12);
2244
2355 % rotation matrices
2466 Rg1 = expon( tg1 ) ;
2577 Rg2 = expon( tg2 ) ;
2688
2799 x21 = xs(4:6) - xs(1:3) ;
2800 d21 = dg(7:9) - dg(1:3) ;
2911
3022 lo = sqrt( ( x21          )' * ( x21          ) ) ; %
3133 l  = sqrt( ( x21 + d21 )' * ( x21 + d21 ) ) ; %
3244
3355 %~ lo = sqrt(x21' * x21);
3466 %~ l = sqrt( sum( ( x21+d21).^2 ) ) ;
3577 %~ l  = sqrt( (x21+d21)' * (x21+d21) ) ;
3688 %~ l  = norm( x21 + d21 ) ;
3799
3800
3911 %~ if norm(imag(dg))>0
4022     %~ u, d21, l, lo, imag(d21), dg
4133     %~ uimprov = ( l^2 - lo^2 ) / (lo + l)
4244 %~ end
4355

```

```

116 % rotation matrix to reference configuration
127 Ro = beamRefConfRotMat( x21 ) ;
138
149 % --- rigid rotation ---
150
161 % deformed x axis
172 e1 = ( x21 + d21 ) / l ;
183
194 q1 = Rg1 * Ro * [0 1 0]' ;
105 q2 = Rg2 * Ro * [0 1 0]' ;
116 q = ( q1 + q2 ) / 2 ;
127
138 % deformed z local axis
149 e3 = cross (e1, q) ;
150 e3 = e3 / norm(e3) ; % normalization
161
172 % deformed y local axis
183 e2 = cross (e3, e1);
194
205 % rotation matrix
216 Rr = [ e1 e2 e3 ] ;
227 % -----
238
249
250 % --- local displacements ---
261
272 % axial displacement
283 u = l - lo;
294
305 % local rotations
316 Re1 = Rr' * Rg1 * Ro;
327 Re2 = Rr' * Rg2 * Ro;
338
349 t11 = logar( Re1 ) ;
350 t12 = logar( Re2 ) ;
361
372 locDisp = [ u t11' t12' ] ;
383 % -----
394
405
416 % --- local force vector and tangent stiffness matrix ---
427 [f1, k1, strain, stress] = beamLocalStaticForces (u, t11, t12,
43 lo, E, G, Area, Iyy, Izz, J ) ;

```

```

118 % -----
129
130
141 q = Rr' * q ;
152 q1 = Rr' * q1 ;
163
174 nu = q(1)/q(2);
185 nu11 = q1(1)/q(2);
196 nu12 = q1(2)/q(2);
207 nu21 = 2*nu-nu11;
218 nu22 = 2-nu12;
229
230
241 % transformation to the new local coordinates
252
263 De1 = invTs( tl1 ) ;
274 De2 = invTs( tl2 ) ;
285
296 % matrix for transformation between global and relative
307 rotations/moments
318
329 H = [ 1 01 01 ; ...
340       01' De1 03 ; ...
359       01' 03 De2 ] ;
370
381 fe = H' * fl ;
392 %~ [ fl( 1)
403      %~ De1'*fl(2:4)
414      %~ De2'*fl(5:7)] ;
425
436 Dh1 = dinvTs( tl1, fl(2:4) ) * De1 ;
447 Dh2 = dinvTs( tl2, fl(5:7) ) * De2 ;
458
469 Kh = [ 0 01 01
480       01' Dh1 03
491       01' 03 Dh2 ] ;
502
513 ke = H' * kl * H + Kh ;
524
535 % transformation to the global coordinates
546 r = [ -e1' 01 e1' 01 ]' ;
557
568 B = [ r'

```

```

1189 -nu/l*e3' (1-nu12/2)*e1'+nu11/2*e2' nu/l*e3' 1/2*(-nu22*e1
2 '+nu21*e2')
1300 -e3'/l e2' e3'/l 0 0 0
1401 e2'/l e3' -e2'/l 0 0 0
1502 -nu/l*e3' 1/2*(-nu12*e1'+nu11*e2') nu/l*e3' (1-nu22/2)*e1'+
6 nu21/2*e2'
1703 -e3'/l 0 0 0 e3'/l e2'
1804 e2'/l 0 0 0 -e2'/l e3'];
1905
1006 fg = B' * fe ;
1107
1208 A = (I3-e1*e1')/l;
1309
1400 Dr=[A 03 -A 03
1501 03 03 03 03
1602 -A 03 A 03
1703 03 03 03 03];
1804
1905 G=[0 0 nu/l nu12/2 -nu11/2 0 0 0 -nu/l nu22/2 -
20 nu21/2 0
2106 0 0 1/l 0 0 0 0 0 -1/l 0
22 0 0
2307 0 -1/l 0 0 0 0 0 1/l 0 0
24 0 0]';
2508
2609 II=[03 I3 03 03
270 03 03 03 I3];
2801
2902 P = II - [G'; G'] ;
3003
3104 F = P' * fe(2:7);
3205
3306 sF=[skew(F(1:3))
3407 skew(F(4:6))
3508 skew(F(7:9))
3609 skew(F(10:12))];
3700
3801 EE=[Rr 03 03 03
3902 03 Rr 03 03
4003 03 03 Rr 03
4104 03 03 03 Rr];
4205
4306 nab=[0

```



```

217      (nu*(fe(2)+fe(5))+fe(3)+fe(6))/1
228      (fe(4)+fe(7))/1];
239
240 Kg = B' * ke * B + Dr * fe(1) - EE*sF*G'*EE' + EE*G*nab*r' ;
251
262
273 % --- transformation to the new global coordinates ---
284
295 Dg1 = Ts( tg1 ) ;
306 Dg2 = Ts( tg2 ) ;
317
328 q=[fg(1:3)
339     Dg1'*fg(4:6)
340     fg(7:9)
351     Dg2'*fg(10:12)];
362
373 Dk1=dTs(tg1,fg(4:6));
384 Dk2=dTs(tg2,fg(10:12));
395
406 H=[I3  03   03  03
417     03  Dg1  03  03
428     03  03   I3  03
439     03  03   03  Dg2];
440
451 Kt = H' * Kg * H ;
462
473 Kt( 4:6 , 4:6 ) = Kt( 4:6 , 4:6 ) + Dk1 ;
484 Kt(10:12,10:12) = Kt(10:12,10:12) + Dk2 ;
495
506 %~ Kt = (Kt+Kt')/2;
517
528 Finte = zeros(size(q)) ;
539 dofscomb = [ 1:2:5  2:2:6  7:2:11  8:2:12 ] ;
540
551 Finte( dofscomb ) = q ;
562 KTe = zeros( size(Kt));
573
584 if booleanCSTangs == 1
595
606     step = 1e-4 * norm(x) ;
617
628     for i=1:12
639         ei = zeros(12,1);    ei(i) = j ;

```

```

210
221     FinteComp = elementBeamInternLoads( x, dg + ei*step, params
3       , 0 ) ;
242
253     KTe(:,i) = imag( FinteComp ) / step;
264
275     %~ if i==1
286         %~ holaaafintecomp = FinteComp(1) ;
297         %~ ei
308 %~ FinteComp
319 %~ stop
320     %~ end
331 end
342 %~ KTeCS = KTe ;
353 %~ KTe = zeros( size(Kt));
364 %~ KTe( dofscomb, dofscomb ) = Kt ;
375 %~ normareldif = norm( KTeCS - KTe ) / norm( KTe )
386 %~ dife = KTeCS - KTe
397 %~ normareldif11 = norm( KTeCS(1,1) - KTe(1,1) ) / norm( KTe
400     (1,1) )
418 %~ entridif = [ KTeCS(1,1) KTe(1,1) holaaafintecomp ]
429 %~ holacomplejos = [ KTeCS(1,1) holaaafintecomp ]
430
441 %~ full(dife)
452
463 %~ stop
474 else
485
496     KTe( dofscomb, dofscomb ) = Kt ;
507 end
518
529 fs = {Finte} ;
530 ks = {KTe};
541
552 rotData = {locDisp, Rr} ;
563
574
585
596 if solutionMethod > 2
607
618     % ----- interpolation functions -----
629     % linear
630     N1 = @(x) 1 -x/lo ;

```

```

311 N2 = @(x) x/lo ;
322
333 % cubic
344 N3 = @(x) x*(1-x/lo)^2 ;
355 N4 = @(x) -(1-x/lo)*(x^2)/lo ;
366 N5 = @(x) (1-3*x/lo)*(1-x/lo);
377 N6 = @(x) (3*x/lo-2)*(x/lo) ;
388
399 N7 = @(x) N3(x)+N4(x) ;
400 N8 = @(x) N5(x)+N6(x)-1 ;
411 % -----
422
433 P1 = @(x) [ 0 0 0 0 0 0 ; ...
444 0 0 N3(x) 0 0 N4(x) ; ...
455 0 -N3(x) 0 0 -N4(x) 0 ] ; % Eq. 38
466
477 ul = @(x) P1(x) * [ t11; t12 ] ; % Eq. 38
488
499 P2 = @(x) [ N1(x) 0 0 N2(x) 0 0 ; ...
500 0 N5(x) 0 0 N6(x) 0 ; ...
511 0 0 N5(x) 0 0 N6(x) ] ; %
522 Eq. 39
533
544 N = @(x) [ N1(x)*I3 03 N2(x)*I3 03 ];
555
566 H1 = @(x) N(x) + P1( x ) * P - 1*skew( ul(x) ) * G' ; % Eq
577 59
588
599 wdoter= G' * EE' * ddotg ; % Eq. 65
600
611 A1 = [ 01 01 01 01 ;
622 0 -1 0 01 0 1 0 01 ;
633 0 0 -1 01 0 0 1 01 ] ; %Eq. A.4
644
655 udot1 = @(x) P1(x) * P * EE' * ddotg ; %Ec A.9
666
677 % -----
688 % r is defined as column vector!!
699 H1dot = @(x) N7(x)/(1^2)*A1*(r' * ddotg) - skew( udot1(x) )
700 * G' ; %Ec A.8
711 % -----
722
733 ET = [skew(wdoter) 03 03 03 ;

```

```

311      03      skew(wdoter)      03      03      ;
322      03      03      skew(wdoter)      03      ;
333      03      03      03      skew(wdoter)      ];
344
355      C1 = @(x)      skew(wdoter)*H1(x) + H1dot(x) -H1(x)*ET; % Ec 66
366
377      udot      = @(x) Rr*H1(x)*EE'*ddotg; %Ec 61
388      udotdot = @(x) Rr*H1(x)*EE'*ddotdotg+Rr*C1(x)*EE'*ddotg; % Ec
9      67
109
110      %Matrix to compute wdot y wdtotdot
121
132      H2 = @(x) P2(x)*P+G'; %Ec 72 se puede usar para comprobar con
14      ec A.10
153
164      wdot      = @(x) Rr*H2(x)*EE'*ddotg;%Ec74
175
186
197      A2      = [      01      01      01      01;
208      0 0 1 01 0 0 -1 01;
219      0 -1 0 01 0 1 0 01];%Ec A.12
220
231      H2dot      = @(x) N8(x)/l^2*A2*(r'*ddotg) ;%Ec A.14
242
253      C2      = @(x) skew(wdoter)*H2(x) + H2dot(x) - H2(x)*ET ;%Ec
26      76
274
285      wdotdot      = @(x) Rr*H2(x)*EE'*ddotdotg + Rr*C2(x)*EE'*ddotg ;
29      %Ec 77
306
317      %-----Tensor dyadc of Intertia -----
328      %compute Rg(x)
339      thethaRoof      = @(x) P2(x)*[tl1;tl2];% Ec 39
340      Rex      = @(x) expon(thethaRoof(x)); %Ec 19 elevado en
35      ambos lados
361      Rgx      = @(x) Rr*Rex(x)*Ro';
372
383      Irho      = @(x) Rgx(x)*Ro*(Jrho)*(Rgx(x)*Ro)'; %Ec 45
394      Irhoe      = @(x) Rr'*Irho(x)*Rr; %Ec 80
405
416      % -----Compute interial force by quadrature -----
427      xIntPoints = [ -sqrt(3/5)      0      sqrt(3/5) ] ;
438      wIntPoints = [      5/9      8/9      5/9 ] ;

```

```

319
320 IntegrandoForce = @(x) H1(x)'*Rr'*Area*rho*udotdot(x) ...
331                  + H2(x)'*Rr'*( ...
342                  Irho(x)*wdotdot(x)...
353                  + skew(wdot(x)) * Irho(x) * wdot(x)
6      ...
374                  ) ; %Eq 78
385
396 %~ IntegrandoForce = @(x) H1(x)'*Rr'*Area*rho*udotdot(x)+H2(
10      x)'*Rr'*(Irho(x)*wdotdot(x)...
117      %~ +skew(wdot(x))*Irho(x)*wdot(x)); %Ec 78
128 %~ irho=Irho(sqrt(3/5))
139 %~ termino=H2(1)'*Rr'*(Irho(1)*wdotdot(1)+skew(wdot(1))*Irho
14      (1)*wdot(1))
150
161
172 IntegrandoMassMatrix = @(x) 1*H1(x)'*Area*rho*H1(x)+1*H2(x)
18      '*Irhoe(x)*H2(x);
193
204
215
226
237
248 %~ %Compute C3 and C4
259
260 h1 = @(x) H1(x) * ddotg ; %Eq B6
271 h2 = @(x) H2(x) * ddotg ;
282
293 rElem = [ [-1 0 0] 01 [1 0 0] 01]; %Ec B10
304
315 F1 = [skew(udot(0))' skew(wdot(0))' skew(udot(lo))' skew(
32      wdot(lo))']'; %Chequear con los nodales
336 %~ Fiaux = [skew(ddotg(1:3))' skew(ddotg(4:6))' skew(ddotg
34      (7:9))' skew(ddotg(10:12))']' %Chequear con los nodales
357
368 C3 = @(x) -skew(h1(x))*G' + (N7(x)/l^2)*A1*(ddotg*rElem)...
37
389      +skew(wdoter)*P1(x)*P + H1(x)*F1*G'; % B13
390
401 C4 = @(x) -skew(h2(x))*G' + (N8(x)/l^2)*A2*ddotg*rElem + H2(
41      x)*F1*G'; %B14
422
433 %~ Irhoe(1)

```

```

414   ~ c1prueba = C1(1/2)
425   ~ c3prueba =C3(1/2)
436
447   % -----
458   % Compute Gyroscopic Matrix
469   IntegrandoGyroMatrix = @(x) H2(x)' * ( ( skew(wdoter) *
7       Irhoe(x) ) - skew( Irhoe(x) * wdoter) ) * H2(x) ...
480                               + H1(x)' * Area*rho*(C1(x) + C3(x)
9       ) ) + H2(x)'*Irhoe(x)*(C2(x)+C4(x)) ; %Ec88
101
112   sumForce = zeros (12, 1 ) ;
123   sumGyro  = zeros (12      ) ;
134   sumMass  = zeros (12      ) ;
145
156
167   for ind = 1 : length( xIntPoints )
178       sumForce = sumForce ...
189           + lo/2 * wIntPoints( ind ) * IntegrandoForce      ( lo/2 *
19       (xIntPoints( ind ) + 1) ) ;
200       %
211       sumGyro = sumGyro ...
222           + lo/2 * wIntPoints( ind ) * IntegrandoGyroMatrix( lo/2 *
23       (xIntPoints( ind ) + 1) ) ;
243       %
254       sumMass = sumMass ...
265           + lo/2 * wIntPoints( ind ) * IntegrandoMassMatrix( lo/2 *
27       (xIntPoints( ind ) + 1) ) ;
286   end
297
308   Fine          = EE * sumForce          ;
319   GyroMatrix    = EE * sumGyro * EE' ;
320   MassMatrix    = EE * sumMass * EE' ;
331
342   %Add Bt Matrix
353
364   Bt=[I3      03      03      03
375       03 inv(Dg1)',    03      03
386       03      03      I3      03
397       03      03      03      inv(Dg2)'] ;
408   MassMatrix =MassMatrix*Bt ;
419   GyroMatrix =GyroMatrix*Bt ;
420   ~ MassMatrix
431   Fine          = Cambio_Base(Fine); % En formato [f1 m1 ...];

```

```

412 GyroMatrix = Cambio_Base(GyroMatrix); % En formato [u1 theta1
2     u2 theta2 u3 theta3];
433 MassMatrix = Cambio_Base(MassMatrix); % En formato [u1 theta1
4     u2 theta2 u3 theta3];
454
465 %~ GyroMatrix
476 %~ MassCambiada = MassMatrix
487 %~ stop
498 %~ invPermutIndxs          = zeros(12,1) ;
1009 %~ invPermutIndxs(1:2:end) = [ 1:3  7:9  ] ;
110 %~ invPermutIndxs(2:2:end) = [ 4:6 10:12 ] ;
121
132 %~ Fine          = Fine          ( invPermutIndxs          )
14     ;
153 %~ GyroMatrix = GyroMatrix( invPermutIndxs, invPermutIndxs )
16     ;
174 %~ MassMatrix = MassMatrix( invPermutIndxs, invPermutIndxs )
18     ;
195
206 %~ Fine(permutIndxs)          = Fine ;
217 %~ GyroMatrix( permutIndxs, permutIndxs) = GyroMatrix ;
228 %~ MassMatrix( permutIndxs, permutIndxs) = MassMatrix ;
239
240 %~ function quadSum = integr( hola )
251
262 %~ Fine
273
284 fs{3} = Fine ;
295
306 ks{2} = GyroMatrix ;
317 ks{3} = MassMatrix ;
328
339 end

```