

Faculteit Industriële
Ingenieurswetenschappen

master in de industriële wetenschappen:
bouwkunde

Masterthesis

Optimalisatie van een miniatuuropstelling voor hybride testen.

Robin Rutten

Scriptie ingediend tot het behalen van de graad van master in de industriële wetenschappen: bouwkunde

PROMOTOR :

ing. Glenn VAN VUGT

Prof. dr. ir. Herve DEGEE

BEGELEIDER :

ing. Glenn VAN VUGT

Gezamenlijke opleiding UHasselt en KU Leuven



Universiteit Hasselt | Campus Diepenbeek | Faculteit Industriële Ingenieurswetenschappen | Agoralaan Gebouw H - Gebouw B | BE 3590 Diepenbeek

Universiteit Hasselt | Campus Diepenbeek | Agoralaan Gebouw D | BE 3590 Diepenbeek
Universiteit Hasselt | Campus Hasselt | Martelarenlaan 42 | BE 3500 Hasselt



2023
2024

Faculteit Industriële Ingenieurswetenschappen

master in de industriële wetenschappen:
bouwkunde

Masterthesis

Optimalisatie van een miniatuuropstelling voor hybride testen.

Robin Rutten

Scriptie ingediend tot het behalen van de graad van master in de industriële wetenschappen: bouwkunde

PROMOTOR :

ing. Glenn VAN VUGT

Prof. dr. ir. Herve DEGEE

BEGELEIDER :

ing. Glenn VAN VUGT



KU LEUVEN

Woord vooraf

Deze masterproef brengt een einde aan mijn opleiding tot industrieel ingenieur bouwkunde. Het onderzoek dat hier wordt gepresenteerd, heeft de nodige uitdagingen met zich meegebracht. Daarom wil ik graag een dankwoord richten aan de personen die mij zowel begeleid als ondersteund hebben gedurende dit proces.

In het bijzonder wil ik Prof. dr. ir. Hervé Degée bedanken voor het opvolgen van mijn onderzoek. Zijn kennis en inzichten hebben mij geholpen bij het interpreteren en verwerken van de resultaten, wat een cruciale bijdrage heeft geleverd aan de uiteindelijke kwaliteit van deze masterproef.

Daarnaast wil ik ing. Glenn van Vugt bedanken. Zijn begeleiding gedurende het volledige traject van mijn onderzoek is van onschatbare waarde geweest. Dankzij zijn expertise is de simulatieomgeving geprogrammeerd en kon het onderzoek tot stand komen. Daarnaast heeft hij geholpen bij het opbouwen van de opstelling, het uitwisselen van ideeën, en heeft hij waardevolle feedback en opvolging gegeven tijdens het gehele onderzoek.

Tenslotte wil ik ook Eline Rutten bedanken voor haar feedback en het grammaticaal controleren van deze scriptie.

Inhoudsopgave

Woord vooraf.....	1
Inhoudsopgave	3
Lijst van tabellen.....	5
Lijst van figuren	7
Abstract	9
Abstract (English).....	11
1 Introductie	13
2 Geschiedenis hybride testen	15
2.1 Pseudo-dynamische (PsD) testmethode	16
2.2 Newmark-algoritme	18
3 Huidige miniatuuropstelling	21
3.1 Miniatuuropstelling opbouw	21
3.2 Uitdagingen in huidig onderzoek	22
4 Vernieuwde miniatuuropstelling	23
4.1 Basisplaat	23
4.2 Miniatuuropstelling 1DOF componenten	23
4.3 HX711 Load cell kalibratie	24
4.4 Arduino-Python koppeling	25
5 Casestudie	27
5.1 Virtuele structuur	27
5.2 Belasting functie.....	28
6 Dimensionering proefstuk	29
6.1 Plastisch moment.....	29
6.2 MATLAB optimalisatie script	32
6.3 Proefstuk PLA	32
6.4 Proefstuk staal (ST).....	34
6.5 Proefstuk aluminium (ALU-2).....	36
6.6 Proefstuk aluminium (ALU-0,5).....	37
7 Resultaten en discussie	39
7.1 Stijfheid - K	39
7.2 Tolerantie verplaatsing - <i>utol</i>	40
7.3 Hybride simulaties	44
7.3.1 Proefstuk 1DOF PLA	44
7.3.2 Proefstuk 1 DOF Staal	50
7.3.3 Proefstuk 1 DOF ALU2.....	53
7.3.4 Proefstuk 1 DOF ALU0,5.....	55

7.4	Niet-lineair numeriek algoritme.....	56
8	Conclusie	61
	Bibliografie.....	62

Lijst van tabellen

Tabel 1: Kallibratie load bar 1	25
Tabel 2: Verschaalde massa's.....	28
Tabel 3: Dimensies proefstuk PLA.....	33
Tabel 4: Dimensies proefstuk ST.....	35
Tabel 5: Dimensies proefstuk ALU-2.....	36
Tabel 6: Dimensies proefstuk ALU-0,5.....	37
Tabel 7: Stijfheid proefstukken	40
Tabel 8: Integratieparameters simulatie 1 PLA.....	45

Lijst van figuren

Figuur 1: Schematische weergave subgestructureerde PsD-testmethode [2]	17
Figuur 2: Schematische weergave van conventionele belastingmethode [2]	18
Figuur 3: Huidige miniatuuropstelling [3]	21
Figuur 4: Basisplaat met afmetingen (mm)	23
Figuur 5: Miniatuuropstelling 1DOF	24
Figuur 6: Load bar weegschaalopstelling	25
Figuur 7: Arduino-Python koppeling	26
Figuur 8: Casestudie gesimuleerde structuur	27
Figuur 9: Spanning-rekdiagram [10]	29
Figuur 10: Horizontaal belast proefstuk	30
Figuur 11: Afleiding volplastisch moment [10]	30
Figuur 12: Proefstuk 3D-model Sketchup	33
Figuur 13: Proefstuk printproces	33
Figuur 14: MATLAB kracht-verplaatsingsdiagram proefstuk PLA	34
Figuur 15: Simulatieopstelling proefstuk PLA	34
Figuur 16: 3D-model voetstuk	35
Figuur 17: 3D-model kopstuk	35
Figuur 18: MATLAB kracht-verplaatsingsdiagram proefstuk ST	35
Figuur 19: Simulatieopstelling proefstuk ST	36
Figuur 20: MATLAB kracht-verplaatsingsdiagram proefstuk ALU-2	37
Figuur 21: MATLAB kracht-verplaatsingsdiagram proefstuk ALU-0,5	37
Figuur 22: Simulatieopstelling proefstuk ALU-0,5	38
Figuur 23: Stijfheid proefstuk PLA	39
Figuur 24: Stijfheid proefstuk ST	39
Figuur 25: Stijfheid proefstuk ALU-2	39
Figuur 26: Stijfheid proefstuk ALU-0,5	39
Figuur 27: Tolerantie actuator	41
Figuur 28: Tolerantie proefstuk PLA – 0 mm	41
Figuur 29: Tolerantie proefstuk PLA – 1 mm	42
Figuur 30: Tolerantie proefstuk PLA – 2 mm	42
Figuur 31: Minimale tolerantie proefstukken	43
Figuur 32: Actuator 150:1 belasting curve [8]	44
Figuur 33: Belastingfunctie simulatie 1 PLA	45
Figuur 34: Vergelijk hybride -en lineair numerieke simulatie 1 PLA	45
Figuur 35: Hysteresis simulatie 1 PLA	46
Figuur 36: (a) PLA simulatie case 1 met $dt = 0,075$ s en $f = 0,34$ Hz en (b) kracht- verplaatsingsdiagram	47
Figuur 37: (a) PLA simulatie case 2 met $dt = 0,05$ s, $f = 0,50$ Hz en (b) kracht- verplaatsingsdiagram	47
Figuur 38: (a) bovenzijde verbinding met basisplaat (b) onderzijde verbinding met basisplaat	48
Figuur 39: (a) PLA simulatie case 3 met $dt = 0,0025$ s, $f = 10,10$ Hz en (b) kracht- verplaatsingsdiagram	49
Figuur 40: (a) Simulatie met $dt = 0,075$ s, $step = 200$ en $f = 0,34$ Hz en (b) kracht- verplaatsingsdiagram	49
Figuur 41: (a) Simulatie met $dt = 0,035$ s, $step = 220$ en $f = 0,65$ Hz en (b) kracht- verplaatsingsdiagram	50

Figuur 42: (a) ST simulatie case 1 met $dt = 0,075$ s, $f = 0,34$ Hz en (b) kracht-verplaatsingsdiagram.....	51
Figuur 43: (a) ST simulatie case 2 met $dt = 0,05$ s, $f = 0,50$ Hz en (b) kracht-verplaatsingsdiagram.....	51
Figuur 44: Verbinding staal profiel en voetstuk.....	51
Figuur 45: Verbinding staal profiel en kopstuk.....	52
Figuur 46: (a) Simulatie met $dt = 0,04$ s, $f = 0,63$ Hz en (b) kracht-verplaatsingsdiagram.....	52
Figuur 47: (a) Simulatie met $dt = 0,075$ s, $f = 0,34$ Hz en (b) kracht-verplaatsingsdiagram.....	53
Figuur 48: (a) Simulatie met $dt = 0,075$ s, $f = 0,34$ Hz en (b) kracht-verplaatsingsdiagram.....	53
Figuur 49: (a) Simulatie met $dt = 0,075$ s, $f = 0,34$ Hz en (b) kracht-verplaatsingsdiagram.....	54
Figuur 50: (a) Simulatie met $dt = 0,075$ s, $f = 0,34$ Hz en (b) kracht-verplaatsingsdiagram.....	55
Figuur 51: (a) Simulatie met $dt = 0,5$ s, $f = 0,05$ Hz en (b) kracht-verplaatsingsdiagram.....	55
Figuur 52: (a) Simulatie met $dt = 0,5$ s, $f = 0,05$ Hz en (b) kracht-verplaatsingsdiagram.....	56
Figuur 53: Meetgegevens ALU-0,5.....	57
Figuur 54: Vergelijk hybride en numeriek (niet-lineair) voor PLA	58
Figuur 55: Vergelijk hybride en numeriek (niet-lineair) voor staal	58
Figuur 56: Vergelijk hybride en numeriek (niet-lineair) voor ALU-2.....	58
Figuur 57: Vergelijk hybride en numeriek (niet-lineair) voor ALU-0,5.....	59

Abstract

Hybride simulatietechniek heeft zich ontwikkeld als een betrouwbare methode om constructies onderworpen aan dynamische of seismische belasting te testen. Door fysieke en numerieke modellen te integreren, kunnen grotere structuren worden getest tegen lagere kosten. In deze context biedt een kleinschalige opstelling een kosteneffectieve benadering om algoritmes te optimaliseren.

Deze studie maakt gebruik van pseudo-dynamische testen (PsD), een hybride testmethode die geleidelijk variërende krachten toepast op structurele modellen om niet-lineaire reacties tijdens aardbevingen te onderzoeken.

Er werden vier verschillende proefstukken ontwikkeld, elk met verschillende materialen en dimensies. Ieder proefstuk werd vervolgens aan vier verschillende verplaatsingen onderworpen om de kleinste tolerantie te bepalen waarbij het systeem stabiel blijft. Opmerkelijk is dat een lage stijfheid van het proefstuk een hogere tolerantie vereist. Proefstukken met vergelijkbare stijfheid vertonen dezelfde stabiliteit volgens de tolerantie, wat suggereert dat de tolerantie afhankelijk is van de actuatoreigenschappen.

Bij het proefstuk met de laagste stijfheid werd niet-lineair gedrag waargenomen in de hybride simulaties, terwijl de actuator bij de overige proefstukken onvoldoende capaciteit had om dit gedrag weer te geven. De meetgegevens van dit specifieke proefstuk werden vervolgens ingezet voor numerieke validatie, waarbij consistente bevindingen werden vastgesteld tussen de hybride en niet-lineaire numerieke resultaten.

Abstract (English)

Hybrid simulation technique has evolved as a reliable method to test structures subjected to dynamic or seismic loading. By integrating physical and numerical models, larger structures can be tested at lower costs. In this context, a small-scale setup offers a cost-effective approach to optimize algorithms.

This study utilizes Pseudo Dynamic Testing (PsD), a hybrid testing method that gradually applies varying forces to structural models to investigate nonlinear responses during earthquakes.

Four different test specimens were developed, each with different materials and dimensions. Each specimen was then subjected to four different displacements to determine the smallest tolerance at which the system remains stable. Specimens with similar stiffness exhibit the same stability according to the tolerance, suggesting that tolerance depends on the actuator properties.

Nonlinear behaviour was observed in hybrid simulations for the specimen with the lowest stiffness, while the actuator lacked sufficient capacity to reproduce this behaviour for the other specimens. The data from this specific specimen were then used for numerical validation, yielding consistent findings between hybrid and numerical results.

1 Introductie

Structuren worden blootgesteld aan verschillende soorten belastingen. Van al deze belastingen vormt de seismische belasting een van de meest kritische uitdagingen in de bouwkunde, vooral in regio's die vatbaar zijn voor aardbevingen [1]. Het begrijpen van hoe structuren reageren tijdens aardbevingen, het bevestigen van de effectiviteit van ontwerpmethoden voor aardbevingsbestendige constructies en de renovatie van bestaande structuren is van essentieel belang voor de veiligheid van gemeenschappen wereldwijd. Een van de meest veelbelovende benaderingen om deze kennis te vergaren en ontwerptechnieken te valideren, is testen onder gesimuleerde seismische belastingen. Binnen dit kader heeft hybride simulatietechniek aanzienlijke vooruitgang geboekt als een betrouwbare en effectieve experimentele methode, waardoor het mogelijk is om de prestaties van seismisch-bestendige constructies te verifiëren en waardevolle gegevens te leveren voor de ontwikkeling en kalibratie van niet-lineaire numerieke modellen van structuren en elementen [2].

Bij de hybride test wordt een fysiek model verbonden met een numeriek model [2]. Door de verplaatsing die numeriek is berekend toe te passen op een fysiek model, kunnen krachten worden gemeten en gebruikt als input voor de berekening van de volgende tijdstap van het numerieke model. Deze methode maakt het mogelijk om grotere structuren te testen en tegelijkertijd de kosten te drukken. Testapparatuur voor opstellingen op ware grootte is kostbaar, zowel in aanschaf als in operationele kosten. Daarnaast vergt het voorbereiden, uitvoeren en analyseren van een volledige hybride test aanzienlijke tijd, ruimte en middelen. Om deze redenen biedt een kleinschalige opstelling een uitstekende mogelijkheid om vertrouwd te raken met hybride testen zonder onnodige verspilling van middelen.

Om algoritmes te optimaliseren, wordt een kleinschalige opstelling ontwikkeld. Hiermee kunnen ideeën worden getest alvorens ze worden geïmplementeerd op werkelijke schaal. Om inzicht te krijgen in de methodologie van hybride testen, ontwikkelde van Vugt [3] een miniatuuropstelling. Deze masterproef richt zich op het optimaliseren van deze bestaande miniatuuropstelling. Uit het eerdere onderzoek blijkt dat onder meer de stabiliteit van het systeem en de nauwkeurigheid van de metingen van de miniatuuropstelling verdere optimalisatie behoeven. De bevindingen van deze masterproef kunnen waardevol zijn voor het verbeteren van de bestaande opstelling en voor de toekomstige implementatie van de hybride testmethode op laboratoriumschaal.

2 Geschiedenis hybride testen

De dynamische respons van structuren in extreme gevallen zoals aardbevingen is vaak moeilijk nauwkeurig te modelleren met numerieke methoden, vooral bij extreme vervormingen. Dit geldt vooral voor structuren die gemaakt zijn van materialen die niet-lineair gedrag vertonen, wat betekent dat de eigenschappen van deze materialen kunnen veranderen onder invloed van de belastingen, zoals herhaalde aardbevingsbewegingen.

McCrum en Williams [2] bespreken de belangrijkste typen structurele laboratoriumtesten onder dynamische belastingen, waaronder quasi-statische tests, *shake table* tests, pseudo-dynamische (PsD) tests en meer recentelijk, real-time hybride tests (RTHT). Een andere specifieke testmethode die het vermelden waard is, is de *effective force* test (EFT) methode, die conceptueel anders is dan de PsD testmethode, maar net als PsD kan worden toegepast op elk structureel systeem dat kan worden geïdealiseerd met geconcentreerde massa's. Quasi-statische tests, zoals de statisch cyclische testmethode, worden doorgaans gebruikt om de aanvang en ontwikkeling van niet-lineariteit in structurele elementen onder omgekeerde cyclische belastingen te beoordelen. Dit heeft de basis gelegd voor codes en richtlijnen voor het ontwerpen van elementen. Er blijft echter behoefte aan inzicht in het gedrag van complexe structuren bestaande uit veel elementen, waarbij bijvoorbeeld de exacte volgorde van elementenprestaties aanzienlijke invloed kan hebben op de algehele seismische respons. Er is daarom nog steeds behoefte aan methoden om de dynamische respons of de simulatie van de seismische respons van de hele structuur te begrijpen. *Shake table* testen maken gebruik van een platform dat de gehele geteste structuur ondersteunt en dynamisch wordt opgewekt door enkele of meerdere actuatoren. In principe kan dit een nauwkeurige representatie bieden van de werkelijke omstandigheden, maar het wordt gehinderd door diverse nadelen. Testen op grote schaal vereist zeer dure, krachtige actuatiesystemen, wat leidt tot het veelvuldige gebruik van schaalmodellen. Om de behoefte aan schaalmodellen te verminderen en de kosten van dynamische testapparatuur te verlagen, werd de PsD-testmethode ontwikkeld als een alternatieve benadering, waardoor grootschalige tests en dure actuatiesystemen minder noodzakelijk zijn. Deze methode maakt een langzame, grootschalige modellering van de stijfheidselementen van een structuur mogelijk, waarbij dynamische termen numeriek worden berekend. Als de structurele respons onvoorspelbaar snelheidsafhankelijk gedrag omvat, bijvoorbeeld als gevolg van een demper, kan het zijn dat niet alle dynamische termen betrouwbaar kunnen worden berekend. In dat geval moet de test mogelijk worden uitgevoerd bij de juiste beladingssnelheid om een realistische simulatie te bieden; de RTHT- en EFT-methoden zijn ontwikkeld om in deze behoefte te voorzien. De PsD- of RTHT-methoden kunnen worden gebruikt om de prestaties van een volledige structuur te begrijpen.

Deze groep testmethoden is ontwikkeld om te voorzien in de noodzaak van realistische seismische tests van technische constructies, zonder de kosten en schaalproblemen die verbonden zijn aan het testen van volledige structurele modellen bij *shake table* testen. Sinds de introductie van PsD-tests in de jaren 1970, hebben hybride tests zich op diverse manieren ontwikkeld om aan verschillende testbehoeften te voldoen. Takanashi et al. [4] introduceren (conventionele) PsD-testing in 1975, terwijl Dermitzakis en Mahin [5] subgestructureerde PsD-testing in 1985 definiëren.

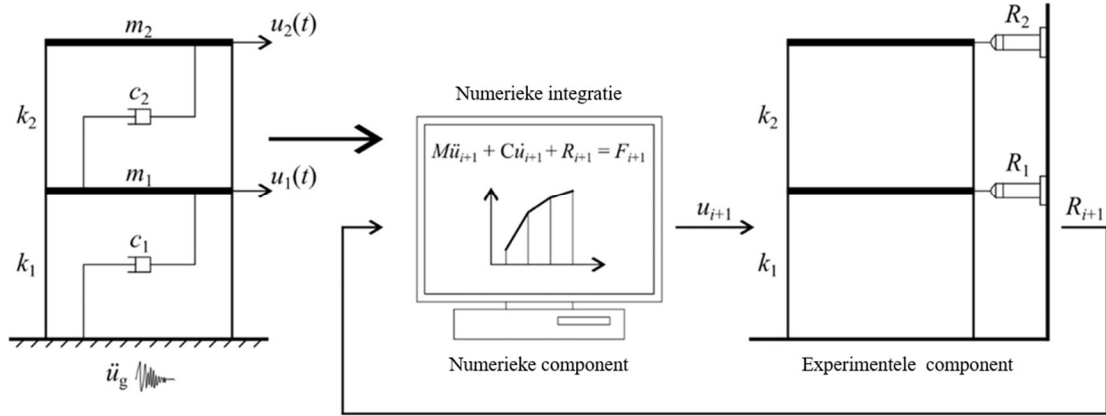
De PsD-methode wordt beschouwd als een noodzakelijke stap om nauwkeurigere analytische modellen te ontwikkelen die de afname van stijfheid en kracht tijdens aardbevingen kunnen vastleggen [2]. In tegenstelling tot traditionele methoden, waarbij stijfheidsniet-lineariteit wordt gemodelleerd met analytische benaderingen, analyseert de PsD-methode de niet-lineaire respons van een structuur tijdens een aardbeving door gebruik te maken van fysieke proefstukken. De stijfheid van het geteste onderdeel wordt geïntegreerd in het numeriek model op basis van de resultaten van fysieke experimenten. Voorspelde vervormingen worden berekend met behulp van een gesegmenteerde lineaire benadering en toegepast op het testsysteem via de actuator. Deze

iteratieve procedure wordt herhaald tot het einde van de test. PsD-tests bieden een krachtige methode om de prestaties van seismische-bestendige structuren te valideren en waardevolle gegevens te leveren voor de ontwikkeling en kalibratie van niet-lineaire numerieke modellen. Het PsD-proces maakt realistische seismische simulaties mogelijk zonder de noodzaak van dynamisch beoordeelde testapparatuur, terwijl de langzame testsnelheid gedetailleerde monitoring en inspectie van de structuur mogelijk maakt gedurende elke fase van de aardbeving.

2.1 Pseudo-dynamische (PsD) testmethode

De term hybride testen omvat fysiek-numerieke simulaties van seismische respons, waarbij een deel van een structuur geïsoleerd en experimenteel getest wordt [2]. Dit specifieke onderdeel, aangeduid als de fysieke substructuur (FS), omvat een aandachtsgebied, terwijl het overige gedeelte van de structuur, de numerieke substructuur (NS), numeriek gesimuleerd wordt. Een algoritme voor tijdstapanalyse lost de gekoppelde bewegingsvergelijkingen op, wat de verplaatsing bepaalt die op de FS moet worden toegepast. De gemeten krachten fungeren als invoerwaarden voor de berekening van de daaropvolgende tijdstap. Dit principe wordt voortgebracht in de pseudo-dynamische (PsD) testmethode.

Het concept van PsD-testen houdt in dat een deel van een constructie fysiek wordt belast, terwijl dit deel gekoppeld is aan de rest van de constructie die numeriek wordt gemodelleerd. Omdat het tijd kost om de verplaatsingen te berekenen, deze op te leggen en de resulterende krachten te meten, verloopt de simulatie trager dan bij real-life belastingen. Numerieke integratie berekent de verplaatsing voor de volgende tijdstap, die wordt opgelegd aan het fysieke deel. Na het toepassen van de berekende verplaatsing worden reactiekrachten gemeten en gebruikt om de volgende tijdstap te berekenen. Figuur 1 illustreert de gesubstructureerde PsD-testmethode. Deze methode maakt het mogelijk om alleen het meest kritieke deel fysiek te onderzoeken. PsD-testing kost aanzienlijk veel tijd, ten gevolge van de berekening voor elke tijdstap, wat ontspanning mogelijk maakt. Daarom is deze methode alleen van toepassing op experimenten die niet afhankelijk zijn van de snelheid, wat betekent dat de structuur geen variaties in reactie vertoont op verschillende belastingssnelheden. Dit kan bijvoorbeeld van toepassing zijn op structuren waarbij de dynamische eigenschappen, zoals resonantiefrequenties, dempingseffecten of vervormingsgedrag, relatief constant blijven, ongeacht de snelheid waarmee ze worden belast. In de PsD-testmethode wordt doorgaans aangenomen dat de structuur kan worden gerepresenteerd door geconcentreerde massa's (GM) [6]. Hierbij wordt de massa van een structuur geconcentreerd op discrete punten, in plaats van over de gehele structuur verdeeld. Deze vereenvoudiging maakt het gemakkelijker om de respons van de structuur op krachten en trillingen te analyseren. Op de locatie van deze geconcentreerde massa's passen actuatoren dynamische belastingen toe op de structuur in de vorm van doelverplaatsingen, terwijl traagheid en demping numeriek worden gemodelleerd.



Figuur 1: Schematische weergave gesubstructureerde PsD-testmethode [2]

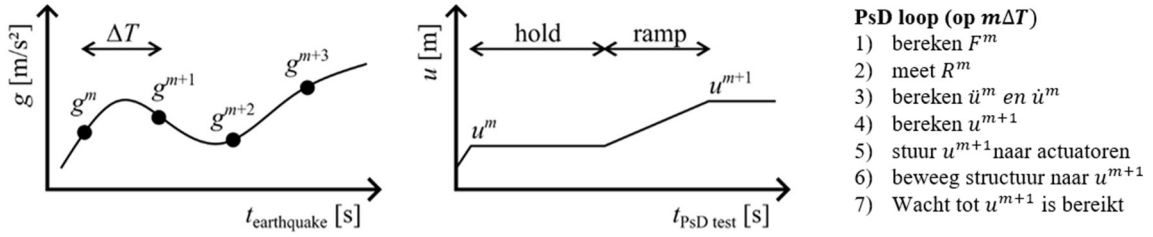
De bewegingsvergelijking voor een gesubstructureerde PsD-test, zoals weergegeven in vergelijking (1), wordt iteratief opgelost over een opeenvolging van tijdstappen Δt , specifiek bij de $(i + 1)$ -stap van de berekening:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}}_{i+1} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{u}}_{i+1} + \mathbf{R}_{i+1}^N + \mathbf{R}_{i+1}^P = \mathbf{F}_{i+1} \quad (1)$$

Hierbij staat $\mathbf{M}$ voor de massa-matrix, $\ddot{\mathbf{u}}_{i+1}$ voor de versnellingsvector op de knooppunten, $\mathbf{C}$ voor de dempingsmatrix, $\dot{\mathbf{u}}_{i+1}$ voor de snelheidsvector op de knooppunten, $\mathbf{R}_{i+1}^N$ voor de *restoring forces* voor de NS, $\mathbf{R}_{i+1}^P$ voor de *restoring forces* voor de FS, $\mathbf{u}_{i+1}$ voor de verplaatsingsvector op de knooppunten, en $\mathbf{F}_{i+1}$ voor de externe excitatiekracht die op het systeem wordt toegepast.

Voor een lineair NS-model kan $\mathbf{R}_{i+1}^N$ worden gegeven door $\mathbf{K}^N \mathbf{u}_{i+1}^N$, waarbij $\mathbf{K}^N$ de stijfheidsmatrix van de NS is en $\mathbf{u}_{i+1}^N$ de verplaatsingsvector op de knooppunten van de NS. De vector $\mathbf{R}_{i+1}^P$ vertegenwoordigt de reactiekracht van de FS, wat wordt weergegeven door een niet-lineaire functie van de verplaatsingsvector $\mathbf{u}_{i+1}^P$ van de knooppunten van de experimentele substructuur. In de analyse wordt $\mathbf{R}^N$ nu numeriek berekend en $\mathbf{R}^P$ wordt experimenteel bepaald. Bij elke stap wordt vergelijking (1) opgelost voor de verplaatsingen $\mathbf{u}^N$ en de elementen die zich bevinden op het punt tussen de fysieke en numerieke substructuren worden toegepast op het fysieke deel door middel van actuatoren. De resulterende reactiekrachten worden vervolgens teruggekoppeld als input voor de volgende tijdstap.

PsD-testen vereisen een langzame belastingsnelheid om geen dempings- of inertierespons te veroorzaken. Inertiële krachten zijn krachten die tegenovergesteld zijn aan een versnellende kracht die op een lichaam werkt, en zijn gelijk aan het product van de versnellende kracht en de massa van het lichaam [2]. Voor een PsD-test wordt een uitgebreide tijdschaal gebruikt, waardoor er tijd beschikbaar is voor de numerieke integratie van de bewegingsvergelijking en het opleggen van de resulterende verplaatsingen door de actuatoren. De conventionele PsD-methode maakt gebruik van een laadpatroon waarbij de belasting geleidelijk wordt verhoogd en vervolgens constant gehouden. Figuur 2 illustreert de conventionele methode.



Figuur 2: Schematische weergave van conventionele belastingmethode [2]

Deze conventionele methode beschrijft het proces van de tijdstappen. Eerst wordt door middel van een seismische belasting een beginkracht opgelegd in het systeem op de eerste tijdstap m , wat de totale externe kracht F^m geeft. Vervolgens worden de reactiekrachten R^m gemeten, die worden gegenereerd door de FS als reactie op de toegepaste krachten F^m . Met de bekende krachten en de gemeten reactiekrachten, worden de versnelling $\ddot{u}^m$ en de snelheid $\dot{u}^m$ berekend op de tijdstap m . Aan de hand van deze factoren kan de verplaatsing en positie u^{m+1} voor de volgende tijdstap $m + 1$ bepaald worden op basis van de positie, snelheid en versnelling op de huidige tijdstap m . Nadat de positie u^{m+1} van de structuur is berekend, wordt deze informatie doorgestuurd naar de actuatoren die verantwoordelijk zijn voor het aansturen van de beweging van de structuur. Ten slotte wordt gewacht tot de structuur de beoogde positie u^{m+1} heeft bereikt voordat de volgende iteratiestap begint. Door deze stappen te herhalen, kan de dynamische respons van de structuur worden geanalyseerd en voorspeld, rekening houdend met de toegepaste belastingen en de eigenschappen van de structuur zelf.

2.2 Newmark-algoritme

In deze studie wordt de dynamische respons van structuren onder niet-lineaire omstandigheden geanalyseerd door gebruik te maken van een geavanceerde numerieke methode: de niet-lineaire implementatie van het Newmark-algoritme [7].

Het proces begint met het oplossen van een niet-lineair probleem bij elke tijdstap m van de simulatie. Dit probleem wordt beschreven door de bewegingsvergelijking (2):

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}}_{m+1} + \mathbf{r}(\mathbf{u}_{m+1}, \dot{\mathbf{u}}_{m+1}) = \mathbf{f}(t_{m+1}) \quad (2)$$

Hier vertegenwoordigt $\mathbf{M}$ de massa-matrix, $\mathbf{r}$ de *restoring forces* die afhankelijk zijn van zowel de verplaatsing als de snelheid op tijdstap $m + 1$. De externe krachtvector wordt hier weergegeven door $\mathbf{f}(t_{k+1})$. In de context van de Newmark-methode voor tijdsintegratie van dynamische systemen, spelen voorspellers en correctoren een cruciale rol bij het bepalen van de tijdsafhankelijke oplossing van de bewegingsvergelijkingen.

Voorspellers worden gebruikt om een initiële schatting te maken van de verplaatsing $\tilde{\mathbf{u}}_{m+1}$ en de snelheid $\dot{\tilde{\mathbf{u}}}_{m+1}$ op tijdstap $m + 1$, zoals weergegeven in de voorspellingsformules (3). Deze zijn afhankelijk van de oplossing van de voorgaande tijdstap.

$$\begin{cases} \tilde{\mathbf{u}}_{m+1} = \mathbf{u}_m + \dot{\mathbf{u}}_m \Delta t + \ddot{\mathbf{u}}_m \left(\frac{1}{2} - \beta \right) \Delta t^2 \\ \dot{\tilde{\mathbf{u}}}_{m+1} = \dot{\mathbf{u}}_m + \ddot{\mathbf{u}}_m (1 - \gamma) \Delta t \end{cases} \quad (3)$$

Correctoren worden vervolgens gebruikt om de initiële voorspellingen te verbeteren en de werkelijke oplossing voor de verplaatsing en snelheid op tijdstap $m + 1$ te bepalen. Deze correcties worden uitgevoerd door het oplossen van het niet-lineaire systeem van vergelijkingen dat de dynamica van

het systeem beschrijft. De correctoren (4) passen de voorspelde oplossingen iteratief aan totdat ze voldoen aan de vereisten van de bewegingsvergelijkingen en de randvoorwaarden van het probleem.

$$\begin{cases} \mathbf{u}_{m+1} = \tilde{\mathbf{u}}_{m+1} + \ddot{\mathbf{u}}_{m+1}\beta\Delta t^2 \\ \dot{\mathbf{u}}_{m+1} = \dot{\tilde{\mathbf{u}}}_{m+1} + \ddot{\mathbf{u}}_{m+1}\gamma\Delta t \end{cases} \quad (4)$$

Dit geeft volgend resultaat (5) voor het oplossen van een niet-lineair probleem op elke tijdstap.

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}}_{m+1} + \mathbf{r}(\tilde{\mathbf{u}}_{m+1} + \ddot{\mathbf{u}}_{m+1}\beta\Delta t^2, \dot{\tilde{\mathbf{u}}}_{m+1} + \ddot{\mathbf{u}}_{m+1}\gamma\Delta t) = \mathbf{f}(t_{m+1}) \quad (5)$$

In de expliciete vorm van het Newmark-algoritme [7] zijn de parameters β en γ van belang voor de nauwkeurigheid en stabiliteit van de berekeningen. In dit geval is β gelijk aan 0, wat het algoritme expliciet maakt en equivalent aan de centrale differentiemethode. Dit betekent dat de berekening van de oplossing rechtstreeks voortvloeit uit de bekende informatie op het huidige moment, zonder dat er iteratieve processen of het oplossen van vergelijkingen nodig zijn. Dit maakt expliciete methoden vaak eenvoudiger en sneller. De parameter γ is ingesteld op 1/2, wat zorgt voor tweede-orde nauwkeurigheid. Deze combinatie biedt een evenwicht tussen nauwkeurigheid en stabiliteit, essentieel voor het oplossen van de statische respons van het hybride model.

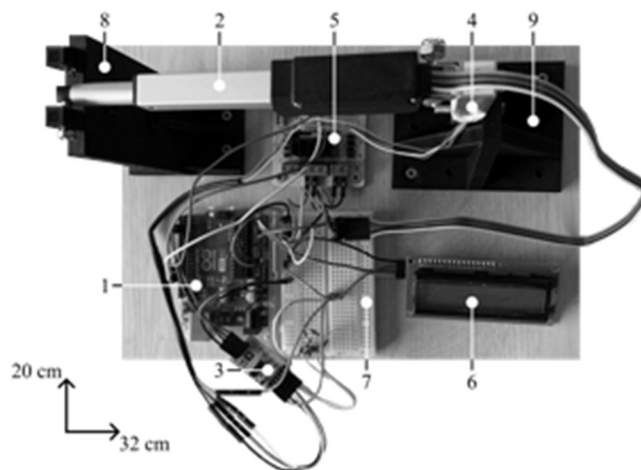
De beschreven stappen van de niet-lineaire implementatie van het Newmark-algoritme worden herhaald voor elke tijdstap in de tijdintegratie van het dynamische systeem. Deze iteratieve benadering maakt het mogelijk om de verplaatsing van de structuur nauwkeurig te bepalen op elk moment in de tijd. Door continu de versnelling, snelheid en positie van de structuur bij te werken, kan een gedetailleerd inzicht verkregen worden in het dynamische gedrag van het systeem onder niet-lineaire omstandigheden. Dit principe van iteratieve berekeningen per tijdstap vormt de basis van de PsD-testmethode, waarbij de structuur wordt onderworpen aan periodieke belastingen om de respons van het systeem te analyseren.

3 Huidige miniaturopstelling

Testapparatuur voor opstellingen op ware grootte is kostbaar, zowel in aanschaf als in operationele kosten. Om deze redenen biedt een kleinschalige opstelling een uitstekende mogelijkheid om vertrouwd te raken met hybride testen zonder onnodige verspilling van middelen. Om algoritmes te optimaliseren, wordt momenteel een kleinschalige opstelling ontwikkeld door van Vugt [3]. Hiermee kunnen ideeën worden getest alvorens ze worden geïmplementeerd op werkelijke schaal.

3.1 Miniaturopstelling opbouw

Figuur 3 toont de huidige miniaturopstelling. Een Arduino UNO (1) bestuurt het volledige systeem. Het stuurt de lineaire actuator (2) aan om uit te schuiven, in te trekken of stationair te blijven. De lineaire actuator Actuonix L16-50-150-6-P is voorzien van een ingebouwde potentiometer die de daadwerkelijke positie van de lineaire actuator meet. Een HX711 laadcelversterker (3), gebruikt om meetbare gegevens uit een krachtopnemer te verkrijgen, is verbonden met een EstarDyn *load bar* met een capaciteit tot 20 kg (4). Deze *load bar* is bevestigd aan een steunpunt (9). Om de polariteit indien nodig om te keren, is een L298N H-brug (5) toegevoegd tussen de Arduino UNO en de lineaire actuator. Normale polariteit laat de lineaire actuator uitschuiven, omgekeerde polariteit veroorzaakt intrekking. Een LCD (6) geeft verplaatsing en kracht op dat moment weer. Een *breadboard* (7) verbindt de componenten met jumperdraden. Het uiteinde van de actuator wordt ondersteund door een ge-3D-print proefstuk (8) waarop verplaatsingen zullen worden toegepast. Dit proefstuk vertegenwoordigt één vrijheidsgraad (1 DOF).



Figuur 3: Huidige miniaturopstelling [3]

In de huidige opstelling is er een verbinding tot stand gebracht tussen MATLAB en de Arduino UNO. Dit is gerealiseerd door middel van een nieuw ontwikkelde MATLAB-klasse, die een object creëert met alle benodigde eigenschappen om te communiceren met de Arduino UNO. Deze klasse biedt diverse functies om de communicatie met de Arduino UNO te beheren. Zo kan men een object creëren, de seriële communicatie tot stand brengen, de positie van een actuator instellen, de status van het object opvragen en het object verwijderen. Praktisch gezien wordt een USB-B-kabel gebruikt om de Arduino UNO fysiek te verbinden met een computer, waardoor MATLAB de communicatie kan initiëren. Om eventuele vertragingen te overwinnen en ervoor te zorgen dat de lineaire actuator voldoende tijd heeft om de gewenste verplaatsing te bereiken, wordt het MATLAB-script gepauzeerd gedurende 5 seconden. Deze periode is gekozen om alle mogelijke scenario's te dekken die zich kunnen voordoen tijdens de actuatorbeweging.

3.2 Uitdagingen in huidig onderzoek

Op basis van eerdere simulaties en conclusies door van Vugt [3] zijn er meerdere verbetermogelijkheden die kunnen worden toegepast op de huidige miniatuuropstelling alvorens het opschalen naar laboratoriumschaal.

De lineaire actuator vereist een niet te verwaarlozen hoeveelheid tijd om de opgelegde verplaatsing te bereiken om verschillende redenen. Ten eerste stuurt MATLAB de opgelegde verplaatsing naar de Arduino UNO via seriële opdracht. Ten tweede geeft de Arduino UNO het signaal aan de lineaire actuator om te bewegen. Ten slotte beweegt de lineaire actuator naar de opgelegde verplaatsing. De lineaire actuator met vaste snelheidsoptie veroorzaakt *overshooting*, wat betekent dat de gewenste waarde overschreden wordt. Het verhogen van de tolerantie voor verplaatsing kan *overshooting* problemen beperken, maar dit kan de nauwkeurigheid beïnvloeden. Daarom moet er een goed evenwicht worden gevonden tussen stabiliteit en nauwkeurigheid. Bovendien is een stabiele opstelling vereist om aan de opgelegde verplaatsing te voldoen en nauwkeurige herstellende krachten te verkrijgen. Een onstabiele opstelling kan resulteren in meer oneindige lussen van de actuator, wat de testuitvoering tijd kan verlengen.

Het verbeteren van de miniatuuropstelling zou de nauwkeurigheid verhogen en het testen van systemen met een hogere complexiteit mogelijk maken, zoals het overstappen van 1 DOF naar 2 DOF. Dit zou het mogelijk maken om de hybride testprocedure te kalibreren en te finetunen alvorens deze wordt toegepast in duurdere toepassingen op volledige schaal of grootschalige projecten.

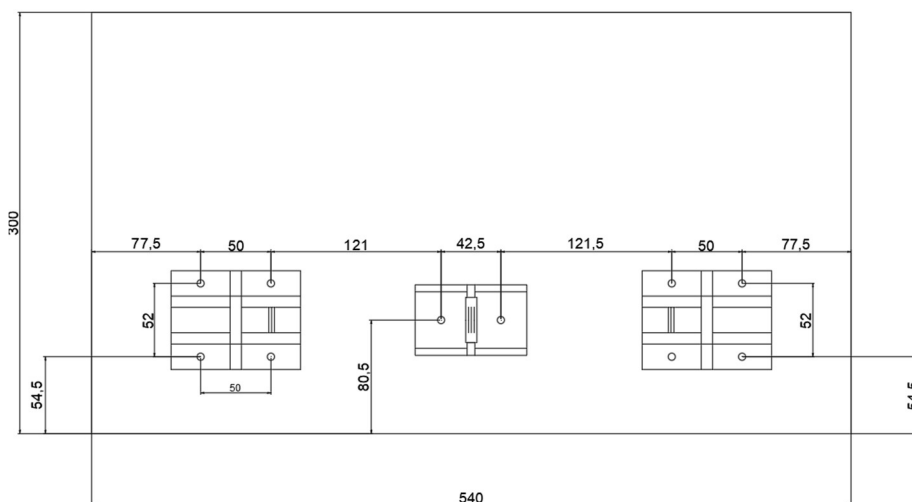
De beperkte drukkracht van 20 kg geeft aan dat de *load bar* in staat is om een maximale drukkracht van 200 N uit te oefenen. Echter is het zo dat de trekcapaciteit van de actuator nog lager ligt, namelijk op 10 kg oftewel 100 N [8]. Deze beperking kan van invloed zijn op de mate van vervorming en de reactie van het proefstuk, vooral als het materiaal of de structuur waarop de verplaatsing wordt toegepast niet-lineaire eigenschappen vertoont. Ge-3D-printe proefstukken kunnen problemen veroorzaken bij hybride testen vanwege variaties in materiaaleigenschappen, interne onvolkomenheden en zwakke hechting tussen lagen, wat de reproduceerbaarheid en nauwkeurigheid van de tests kan beïnvloeden. Echter, om resultaten in het niet-lineaire gebied te verkrijgen, kan het nodig zijn om een ander soort proefstuk te overwegen. Dit nieuwe proefstuk kan bijvoorbeeld worden ontworpen met verbeterde dimensies, materialen of structuren die gevoeliger zijn voor niet-lineaire effecten, zoals grote vervormingen of plastische vervormingen. Op deze manier kan een duidelijk beeld verkregen worden over de werking van de miniatuuropstelling met niet-lineair materiaalgedrag.

4 Vernieuwde miniaturopstelling

In deze masterproef wordt een nieuwe miniaturopstelling ontworpen om twee verschillende situaties te onderzoeken: (i) Een proef met een proefstuk met één vrijheidsgraad (1DOF) waarbij het proefstuk wordt belast met één actuator, en (ii) een proef met een proefstuk met twee vrijheidsgraden (2DOF) waarbij het proefstuk wordt belast met 2 actuatoren aan weerszijden. Hoewel de opstelling is ontworpen om beide testen uit te voeren, wordt in deze masterproef alleen de test met 1DOF uitgevoerd omwille van tijdige afronding van het onderzoek. De focus ligt op het verkrijgen van resultaten voor de 1DOF-test, terwijl de 2DOF-test wordt uitgesteld voor toekomstig onderzoek.

4.1 Basisplaat

Een nieuwe basisplaat is gedimensioneerd voor het opbouwen van de proefopstelling voor zowel de 1DOF als 2DOF testopstelling. Deze basisplaat is vervaardigd van 18 mm dik MDF-materiaal en is voorzien van gaten waar draadstangen van formaat M4 in de plaat zijn bevestigd. Deze draadstangen dienen als stevige bevestigingspunten waarop de proefstukken kunnen worden geplaatst en vervolgens kunnen worden vastgezet met bouten. Deze aanpassing maakt het mogelijk om de proefstukken eenvoudig over de draadstangen te schuiven en stevig vast te maken met bouten. In Figuur 4 wordt het plan van de basisplaat weergegeven, inclusief de afmetingen en de precieze positionering van de gaten en draadstangen. De afstanden tussen de statieven en het proefstuk zijn afgestemd om te voldoen aan de beperkingen van de actuator, waardoor deze het proefstuk exact even ver kan duwen als trekken. Dit zorgt voor een symmetrische belasting van het proefstuk tijdens de experimenten.

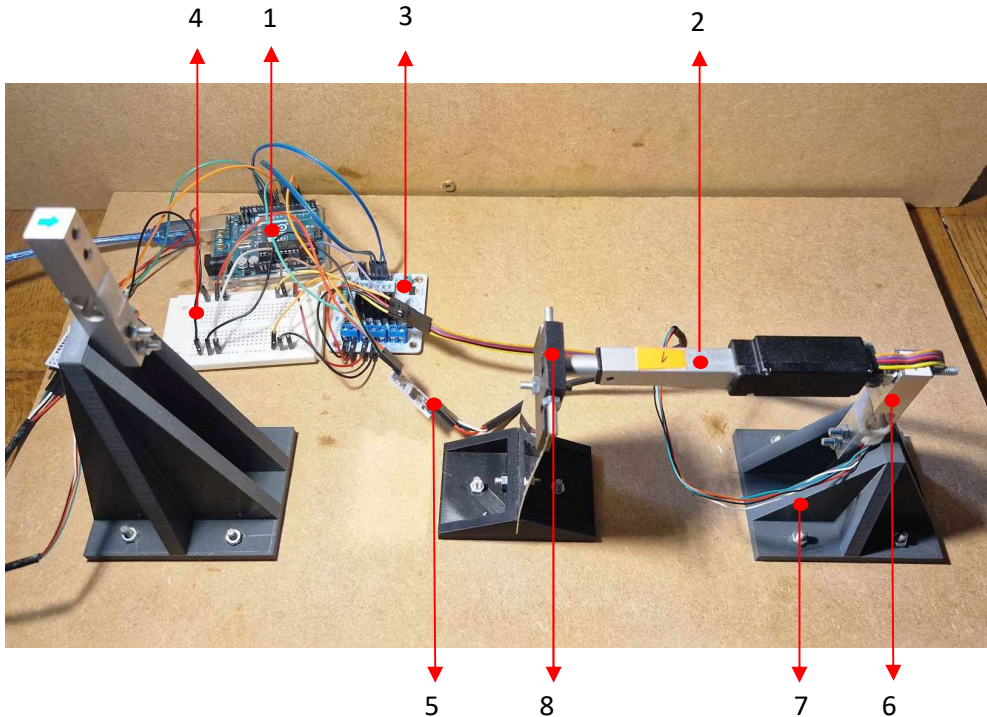


Figuur 4: Basisplaat met afmetingen (mm)

De resterende ruimte op de plaat wordt gebruikt voor het plaatsen van de elektrische componenten die nodig zijn voor het aansturen van de actuatoren.

4.2 Miniaturopstelling 1DOF componenten

Figuur 5 toont de vernieuwde miniaturopstelling voor het uitvoeren van de proef met een proefstuk met één vrijheidsgraad (1DOF).



Figuur 5: Miniaturopstelling 1DOF

Een Arduino UNO (1) bestuurt het volledige systeem. Het stuurt de lineaire actuator (2) aan om uit te schuiven, in te trekken of stationair te blijven. De lineaire actuator Actuonix L16-50-150-6-P is voorzien van een ingebouwde potentiometer die de daadwerkelijke positie van de lineaire actuator meet. Deze actuator kan een beweging overbruggen van 50 mm. Om de polariteit indien nodig om te keren, is een L298N H-brug (3) toegevoegd tussen de Arduino UNO en de lineaire actuator. Normale polariteit laat de lineaire actuator uitschuiven, omgekeerde polariteit veroorzaakt intrekking. Een *breadboard* (4) verbindt de componenten met jumperdraden. Een HX711 *load cell amplifier* (5), gebruikt om meetbare gegevens uit een krachtopnemer te verkrijgen, is verbonden met een EstarDyn *load bar* met een capaciteit tot 20 kg (6). Deze *load bar* is bevestigd aan een ge-3D-print steunpunt in polylactic acid (PLA) (7). Deze componenten vormen de opstelling voor de 1 DOF-proef om verplaatsingen en krachten uit te voeren en te meten op een proefstuk met 1 vrijheidsgraad (8).

4.3 HX711 Load cell kalibratie

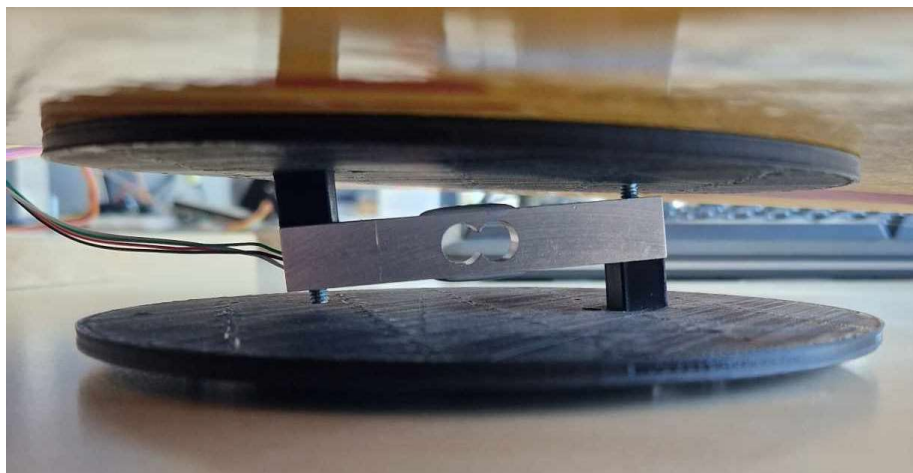
De *load cell* meet de weerstand, die evenredig is met de aangebrachte belasting. Deze belasting wordt gemeten met vier *strain gauges*. Dit zijn sensoren die kracht, druk, etc. omzet in een verandering in elektrische weerstand die vervolgens kan worden gemeten. Hierdoor kan de *load cell* worden gebruikt om het gewicht van objecten te berekenen [9].

Voor de kalibratie is de *load cell* gebruikt in een conventionele weegschaalopstelling, zoals weergegeven in Figuur 6. Hiervoor zijn zes verschillende objecten gewogen op een gekalibreerde laboratoriumweegschaal om vervolgens de verschalingsfactor λ te bepalen van de *load cell* aan de hand van formule (6).

$$\lambda = \frac{m_1 - m_0}{m_{ref}} \quad (6)$$

Hierbij is m_0 de nul waarde van de *load cell*, m_1 de gemeten waarde en m_{ref} de gemeten waarde verkregen met behulp van een gekalibreerde weegschaal in gram. Tijdens de kalibratie werden echter afwijkende waarden waargenomen bij het gebruik van voorwerp 5 en 6 als gewicht. Er kan worden

vastgesteld dat bij deze gewichten de uiteinden van de *load cell* in de weegopstelling de bovenzijde raakt zoals weergegeven in Figuur 6, wat mogelijk de oorzaak is van de afwijkende waarden. Om deze reden zijn deze voorwerpen buiten beschouwing gelaten, omwille van instabiliteit tijdens het weeg- en kalibratieproces.



Figuur 6: Load bar weegschaalopstelling

De resultaten van deze kallibratie worden samengevat in Tabel 1. Vervolgens wordt het gemiddelde berekend van de verschalingsfactor λ van de gewogen voorwerpen. Uiteindelijk wordt de verschalingsfactor bepaald door het gemiddelde van deze factoren om te zetten naar een kracht. Dit wordt gedaan door het gemiddelde te vermenigvuldigen met 1000 en te delen door de zwaartekrachtversnelling ($9,81 \text{ m/s}^2$), om een verschalingsfactor te verkrijgen in Newton.

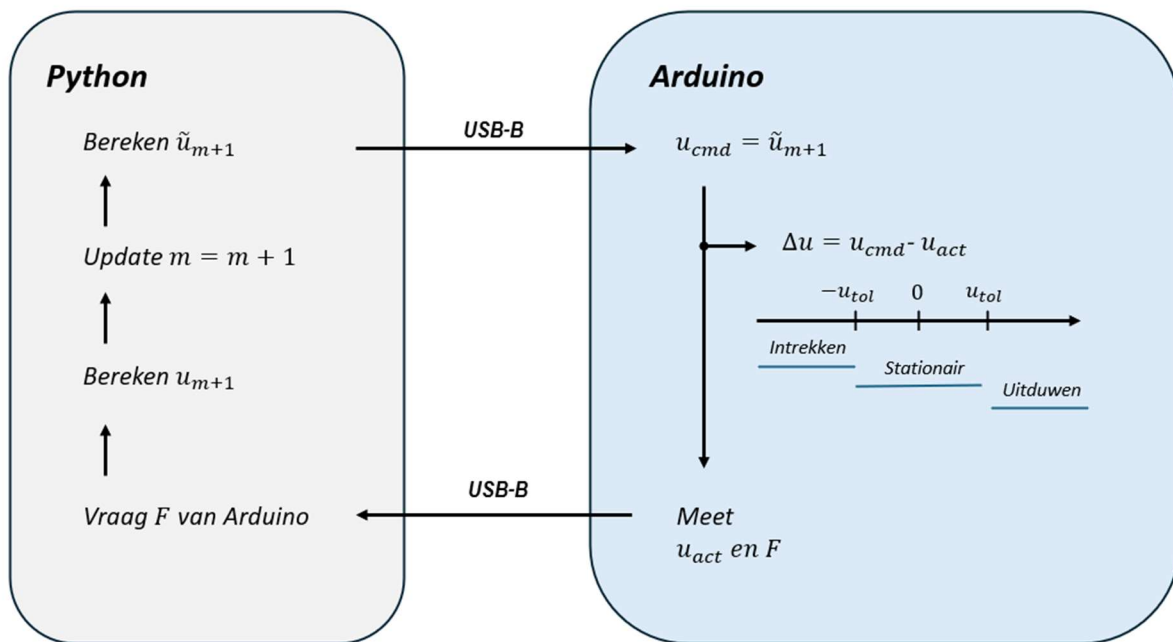
Tabel 1: Kallibratie load bar 1

Meting	Voorwerp	m_{ref} (g)	m_0 (/)	m_1 (/)	$m_1 - m_0$ (/)	λ (per g)	λ_{gem} (per g)	Factor
1	Rekenmachine	242	-69339	-97568	-28229	-116,89	-117	-11906
2	Pennenzak	313	-69337	-105893	-36556	-116,79		
3	Drinkbus	990	-69339	-185020	-115681	-116,85		
4	Laptop	1902	-69356	-291195	-221839	-116,67		
5	SB250	4881						
6	SB250 + doos	9853						

De bekomen factoren zullen vervolgens in de Arduino-code fungeren als een verschalingsfactor om de ruwe meetwaarden van de *load cell* om te zetten naar eenheden van kracht. Dit proces maakt het mogelijk om de gemeten elektrische spanningen om te zetten naar eenheden die relevant zijn voor de krachtmeting, waardoor nauwkeurige krachtmetingen mogelijk zijn met behulp van de *load cell*.

4.4 Arduino-Python koppeling

Een nieuwe Python-klasse is gemaakt om verbinding te maken met de Arduino UNO. Deze klasse heeft de nodige instellingen zoals de poortnaam, *baud rate* en time-out voor seriële communicatie. Het script maakt gebruik van een USB-B-kabel om de Arduino UNO met een computer te verbinden, waardoor communicatie mogelijk is. In de Python klasse wordt een simulatie opgezet om hybride testen uit te voeren op een proefstuk met één vrijheidsgraad (1DOF). Deze test is bedoeld om zowel een numerieke als een hybride oplossing te simuleren, wat nodig is voor het begrijpen van de dynamische respons van het systeem. De koppeling tussen de Python klasse en Arduino wordt verduidelijkt in Figuur 7.



Figuur 7: Arduino-Python koppeling

Allereerst worden in de Python klasse de benodigde modules geïmporteerd voor numerieke berekeningen en gegevensverwerking, evenals een aangepaste module die de interactie met de hybride opstelling mogelijk maakt door middel van de Arduino UNO. Vervolgens wordt de verbinding met de opstelling opgezet en wordt de neutrale positie ingesteld, waarbij de gemeten kracht aan het begin van de test wordt vastgelegd. Daarna worden de integratieparameters gedefinieerd, zoals de tijdstap dt en het aantal simulatiestappen $step$. Vervolgens worden de stijfheids- en massamatrices voor zowel het fysieke als het numerieke deel van het 1 DOF-proefstuk berekend. Met behulp van deze matrices worden de eigenfrequenties van het systeem berekend, evenals de dempingsmatrices. Booleaanse vectoren worden gebruikt om aan te geven of er belastingen zijn op zowel het fysieke als het numerieke deel.

De numerieke oplossing wordt berekend met behulp van het Newmark-algoritme dat wordt beschreven in paragraaf 2.2, waarbij voorspellingen en correcties worden uitgevoerd voor de verplaatsing, snelheid en versnelling. Het hybride aspect van de simulatie komt tot uiting in de interactie met de miniatuuropstelling. In de loop van de simulatie worden voorspelde verplaatsingen van het systeem gegenereerd door de numerieke berekeningen. Deze voorspelde verplaatsingen worden vervolgens naar de fysieke opstelling gestuurd, die wordt gesimuleerd door de lineaire actuator. De actuator ontvangt deze voorspelde verplaatsingen en past deze toe op het proefstuk, waardoor deze wordt verplaatst volgens de gesimuleerde dynamiek. Tijdens de interactie met de fysieke opstelling meet de opstelling de daadwerkelijke verplaatsingen en de gemeten *restoring forces*. De gemeten verplaatsingen en krachten worden gebruikt om de numerieke voorspellingen van het systeem te corrigeren op basis van de versnelling. Dit omvat het vergelijken van de voorspelde verplaatsingen en snelheden met de gemeten waarden, het berekenen van de afwijkingen en het aanpassen van de numerieke voorspellingen die overeenkomstig zijn. Ten slotte worden de resultaten opgeslagen in een Excel-bestand, waarbij de belasting, numerieke en hybride oplossingen worden vastgelegd voor verdere analyse.

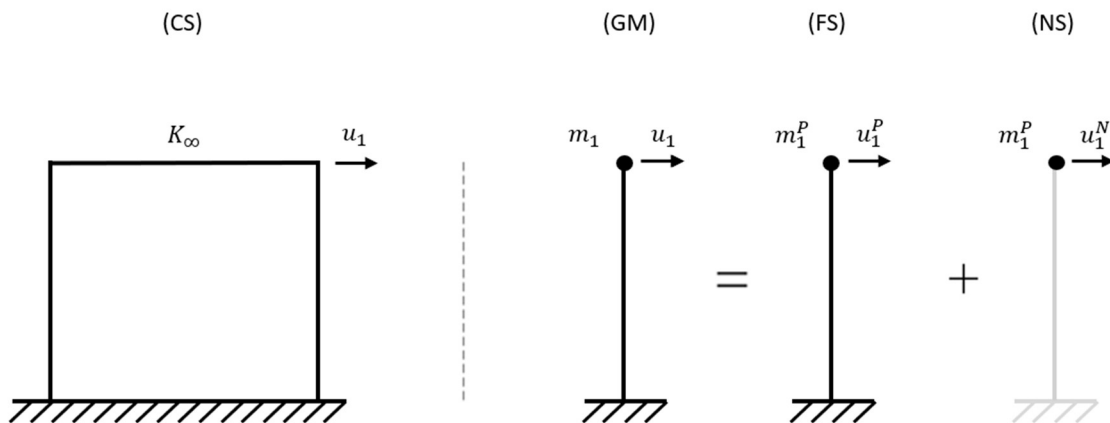
5 Casestudie

Het doel van de experimenten is om het niet-lineaire gedrag van het 1DOF-proefstuk vast te stellen. Dit is essentieel voor de ontwikkeling van nauwkeurigere analytische modellen. Vervolgens wordt de stijfheid van dit proefstuk geïntegreerd in de Python klasse. Voorspelde vervormingen worden berekend met behulp van een gesegmenteerde lineaire benadering. Deze aanpak kan waardevolle gegevens opleveren voor de ontwikkeling en kalibratie van niet-lineaire numerieke modellen van structuren en elementen.

Op basis van deze experimenten wordt vervolgens een parameterstudie uitgevoerd aan de hand van de Python tool. De parameterstudie bestaat uit simulaties met het ontworpen proefstuk. Aan de hand van een aangepaste sinusfunctie kan de belasting worden bepaald voor het uitvoeren van de simulaties. De parameters worden als volgt weergegeven en moeten afzonderlijk worden bestudeerd: (i) Tolerantie op verplaatsing u_{tol} , (ii) tijdstap dt , (iii) aantal simulatiestappen $step$.

5.1 Virtuele structuur

De gesimuleerde structuur omvat een 1 DOF numeriek model dat is gekoppeld aan een 1 DOF fysiek proefstuk. Figuur 8 geeft een overzicht van de casestudie-structuur (CS), waarbij de geconcentreerde massa's (GM), de FS en NS worden weergegeven.



Figuur 8: Casestudie gesimuleerde structuur

In een PsD-test moeten de massa's van de CS worden vertegenwoordigd door een klein aantal geconcentreerde massa's, waarvan de inertiekrachten kunnen worden nagebootst door een actuator [2]. Omdat structuren niet bestaan uit afzonderlijke delen, rijst de vraag: hoe goed representeert het opgedeelde model het continue systeem? Het is daarom van essentieel belang om speciale overwegingen te maken bij het uitvoeren van een hybride test, om ervoor te zorgen dat zowel de proefopstelling als de testopstelling de voorgestelde structuur nauwkeurig kunnen nabootsen. Daarom is het voor de FS van cruciaal belang om een schaalverdeling toe te passen naar de orde van grootte van een realistische structuur, zoals voorgesteld in de CS. Dit wordt bereikt door gebruik te maken van een schaalfactor α . Met deze factor kan de effectieve massa van de verdieping op het proefstuk aangepast worden, zodat deze kan worden gebruikt in de massa-matrix.

Bij het schalen wordt er van uit gegaan dat de structuur is samengesteld uit beton, waarbij de vloerplaat wordt beschouwd als oneindig stijf. Daarnaast worden volgende aannames gemaakt: een kolom is drie meter lang met een vierkante doorsnede van 0,30 m. De uiteindelijke geschaalde massa's worden weergegeven in Tabel 2. De schaalfactor α wordt bepaald door de verhouding tussen de effectieve massa van het proefstuk m en de aangenomen berekende massa van een kolom m_k .

Vervolgens wordt de massa van een volledige verdieping m_t vermenigvuldigd met deze verschalingsfactor en wordt de verschaalde massa van het verdiep m_s verkregen.

Tabel 2: Verschaalde massa's

Proefstuk	Massa proefstuk	Lengte kolom	Doorsnede kolom	Massa verdieping	Massa Kolom	Verscaling	Massa verdieping op schaal
	m (g)	l (m)	l (m)	m_t (kg)	m_k (kg)	α (–)	m_s (kg)
PLA	68,484	3,00	0,30	25000	675	1,01 E-04	2,54
ST	101,410	3,00	0,30	25000	675	1,50 E-04	3,76
ALU-2	66,914	3,00	0,30	25000	675	9,91 E-05	2,48
ALU-0,5	55,605	3,00	0,30	25000	675	8,24 E-05	2,06

5.2 Belasting functie

Een sinusfunctie wordt gebruikt om seismische belastingen na te bootsen vanwege het periodieke karakter en het vermogen om trillingen realistisch te modelleren. Seismische belastingen, veroorzaakt door aardbevingen, worden gekenmerkt door periodieke bewegingen van de grond, die kunnen variëren in amplitude en frequentie afhankelijk van de locatie en de eigenschappen van de aardbeving. De belasting functie die wordt uitgevoerd op het systeem wordt beschreven door volgende algemene sinusfunctie (7):

$$f(t) = A \sin(\omega t) \quad (7)$$

Waarbij A staat voor de amplitude van de sinusgolf, t duidt op de tijd in seconden en ω geeft de hoekfrequentie weer. Deze hoekfrequentie wordt berekend als $2\pi f$, waarbij f de frequentie is in Hertz. Deze sinusfunctie heeft een periodieke vorm waarbij elke 2π radialen één periode vertegenwoordigt. In dit geval is de frequentie f bepaald op basis van het aantal periodes N en de totale simulatietijd t_{max} . Deze simulatietijd wordt weergegeven in (8) en is afhankelijk van de integratieparameters waaronder het aantal simulatiestappen $step$ en de tijdstap dt .

$$t_{max} = (step - 1) dt \quad (8)$$

De frequentie wordt bepaald in vergelijking (9):

$$f = \frac{N}{t_{max}} \quad (9)$$

De belasting functie wordt toegepast in de simulatie om de dynamische respons van het systeem te bepalen. De versnelling wordt weergegeven langs de verticale as (y-as), terwijl de horizontale as (x-as) de tijd in seconden vertegenwoordigt. Het aantal periodes voor deze functie is vastgesteld op vijf, wat betekent dat de sinusgolf vijf keer oscilleert binnen de opgegeven tijdsduur t_{max} . Deze frequentie bepaalt de periodieke belasting die wordt toegepast op het systeem gedurende de simulatie. De belasting functie kan worden beschreven in volgende vergelijking (10).

$$\ddot{u}_g(t) = A \sin\left(2\pi \frac{5}{t_{max}} t\right) \quad (10)$$

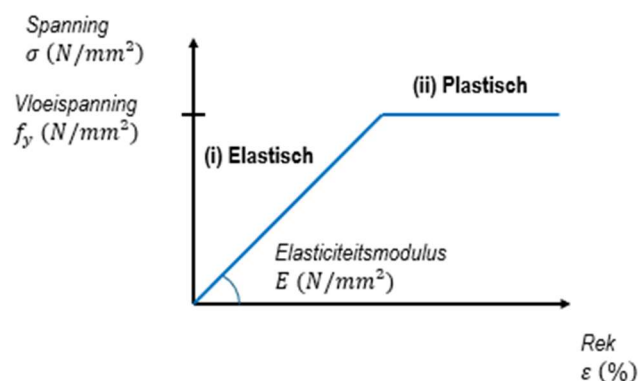
6 Dimensionering proefstuk

Voorafgaand aan het uitvoeren van simulaties, is een dimensionering van het proefstuk noodzakelijk. Dit is essentieel om ervoor te zorgen dat de simulaties plaatsvinden in het beoogde niet-lineaire gebied van het gedrag van de structuur. Eén van de aspecten bij deze dimensionering is het bepalen van het plastisch moment van het systeem, dat wordt beïnvloed door de randvoorwaarden en materiaaleigenschappen van de structuur. Het plastisch moment markeert de overgang naar het niet-lineaire gedrag, waarbij blijvende vervormingen optreden. Als onderdeel van dit proces zijn vier verschillende proefstukken ontwikkeld, elk vervaardigd uit een ander materiaal of aangepaste dimensies: een ge-3D-print proefstuk in PLA, een proefstuk in staal en twee in aluminium. De vier proefstukken zijn gedimensioneerd met het oog op resultaten in het niet-lineaire gebied.

6.1 Plastisch moment

Het plastisch moment van een structuur verwijst naar het moment waarop het materiaal begint te vloeien en blijvende vervorming optreedt [10]. Dit moment is gerelateerd aan de plastische eigenschappen van het materiaal en is een maatstaf voor de maximale belasting die de structuur kan weerstaan voordat blijvende vervorming optreedt. Het maximaal uitvoerbare moment is het hoogste moment dat kan worden toegepast op de structuur rekening houdend met de eigenschappen van de actuator.

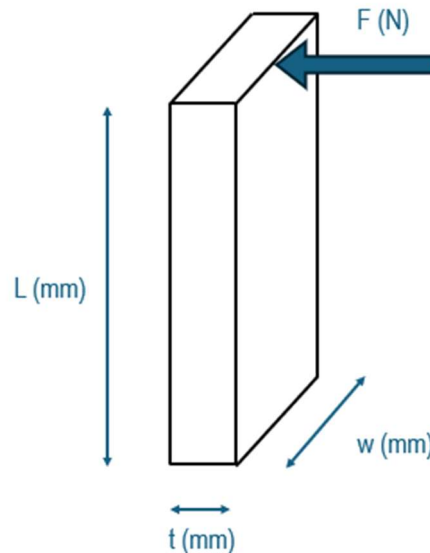
Om het niet-lineaire gedrag te begrijpen in relatie tot het plastisch moment en het maximaal uitvoerbare moment worden volgende mogelijkheden voorgesteld: (i) Als het toegepaste moment onder het plastische moment ligt, zal het materiaal elastisch gedrag vertonen zonder blijvende vervorming. De respons van de structuur zal lineair zijn en het materiaal zal terugkeren naar zijn oorspronkelijke vorm wanneer de belasting wordt verwijderd. (ii) Wanneer het toegepaste moment het plastische moment nadert of overschrijdt, zal het materiaal beginnen te vloeien en plastische vervorming ondergaan. Dit plastisch moment is afhankelijk van de vloeigrens f_y en is een materiaal afhankelijke constante. Dit punt in een spanning-rekdiagram [10], weergegeven in Figuur 9, beschrijft wanneer een ductiel materiaal begint te vloeien. Op dit punt zullen de reacties van de structuur niet-lineair worden en zal blijvende vervorming optreden.



Figuur 9: Spanning-rekdiagram [10]

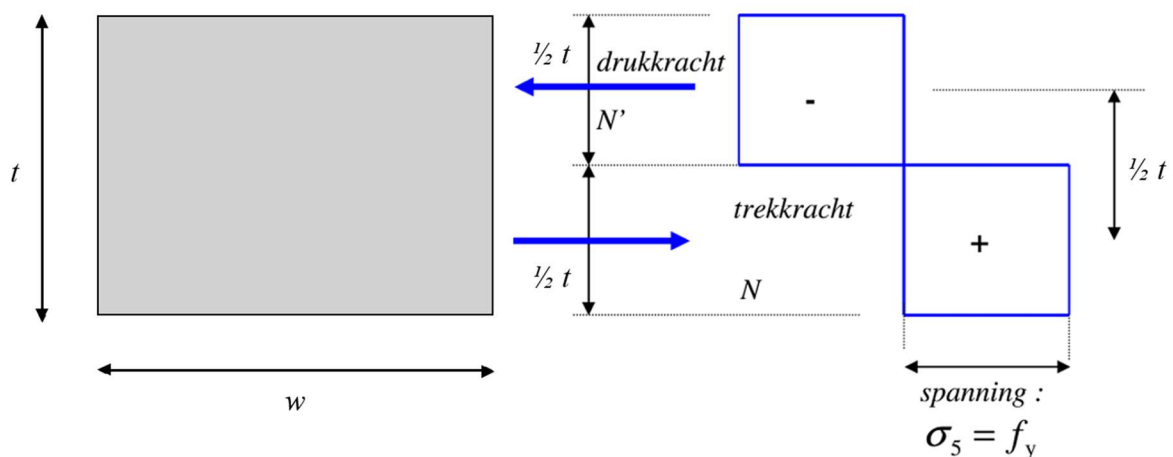
Dus, niet-lineaire resultaten worden waargenomen wanneer het toegepaste moment het plastische moment overschrijdt, wat resulteert in plastische vervorming en blijvende vervorming van het materiaal. Het verschil tussen het plastische moment en het maximaal uitvoerbare moment is belangrijk omdat het aangeeft tot welk punt de structuur elastisch kan vervormen voordat blijvende vervorming optreedt en tot welk punt het materiaal kan worden belast. De implementatie van hybride tests vereist een zorgvuldige afstemming tussen het plastische moment en het maximaal uitvoerbare moment van het proefstuk.

Een proefstuk met specifieke dimensionering en materiaaleigenschappen is ontworpen om te worden onderworpen aan hybride tests met als doel het plastische moment te overschrijden. Dit proefstuk vertegenwoordigt een horizontaal belaste, ingeklemde kolom, met afmetingen w , t en L , waarbij respectievelijk w de breedte, t de dikte en L de lengte van de kolom beschrijven. Bovenaan de kolom wordt een horizontale kracht F aangebracht, die wordt uitgeoefend door de lineaire actuator. Een verduidelijking wordt weergegeven in Figuur 10.



Figuur 10: Horizontaal belast proefstuk

De kracht F die wordt uitgeoefend op het bovenste gedeelte van het proefstuk, veroorzaakt een moment M dat vervolgens wordt verdeeld over de gehele structuur. Dit moment resulteert in zowel een trekkracht als een drukkracht in de doorsnede van het proefstuk, beide over de helft van de breedte t . De formule (11) afgeleid volgens het translatie-evenwicht resulteert in een resultante in de drukzone gelijk aan de resultante in de trekzone, zoals aangegeven in Figuur 11. Deze formule biedt een leidraad voor de dimensionering en geeft de formule voor het plastisch moment M_p [10]. Hierbij geeft N de interne trekkracht en N' de interne drukkracht die loodrecht werken op de doorsnede.



Figuur 11: Afleiding volplastisch moment [10]

$$\begin{aligned}
\sum H &= 0 \\
N' &= N \\
N &= f_y A = \frac{1}{2} w t f_y \\
M_p &= N \frac{1}{2} t \\
M_p &= \frac{1}{4} w t^2 f_y
\end{aligned} \tag{11}$$

Aan de hand van dit plastisch moment M_p kan berekend worden wat de vereiste kracht F_p is die op het proefstuk moet uitgevoerd worden om het plastisch te vervormen. Deze kracht wordt bepaald door het plastische moment M_p te delen door de lengte L van het proefstuk, zoals aangegeven door vergelijking (12):

$$F_p = \frac{M_p}{L} \tag{12}$$

Het kennen van deze kracht is van essentieel belang, gezien de maximale horizontale last die de gebruikte actuator in de opstelling kan uitoefenen, begrensd is tot 100 N [8]. Om deze reden moet de kracht F_p ten allen tijden kleiner zijn dan deze grenswaarde om plastische vervorming en dus niet-lineair gedrag te kunnen waarnemen. Aan de hand van deze kracht kan vervolgens de vervorming ofwel verplaatsing u bepaald worden waarbij deze plastische vervorming optreedt. Het proefstuk wordt beschouwd als een links ingeklemde ligger met aan het rechter uiteinde een verticale puntlast. K.J. Rawson en E.C. Tupper [11] beschrijven met behulp van de formules van de Euler-Bernoulli-balkentheorie een samenvatting van resultaten voor veelvoorkomende problemen bij eenvoudige liggers, waaronder deze situatie. De formule voor de verticale doorbuiging van deze ligger wordt hierbij weergegeven in vergelijking (13):

$$\delta = \frac{WL^3}{3EI} \tag{13}$$

Waarbij δ de verticale doorbuiging, W de verticale puntlast aan het rechteruiteinde van de balk, L de lengte van de balk, E de elasticiteitsmodulus en I het traagheidsmoment. Deze formule die de verticale doorbuiging van een balk beschrijft, wordt aangepast voor de doorbuiging van een verticale ingeklemde kolom, waarbij W overeenkomt met de horizontale kracht F en δ met de horizontale verplaatsing u . De formule voor de horizontale verplaatsing van het proefstuk wordt nu weergegeven in vergelijking (14):

$$u = \frac{FL^3}{3EI} \tag{14}$$

Aan de hand van deze formule kan de horizontale verplaatsing u berekend worden die nodig is om het proefstuk plastisch te vervormen. Het is van essentieel belang dat deze verplaatsing u te allen tijde kleiner blijft dan 25 mm, gezien de actuator een maximaal bereik heeft van 50 mm, verdeeld over zowel de druk- als trekrichting. Het traagheidsmoment I wordt weergegeven in formule (15) voor een rechthoekige doorsnede.

$$I = \frac{wt^3}{12} \quad (15)$$

6.2 MATLAB optimalisatie script

Er is een MATLAB-script ontwikkeld om de dimensionering te visualiseren en zo te kunnen voorspellen bij welke kracht F_p en welke verplaatsing u het materiaal zal beginnen te vloeien. Dit script vereist verschillende input parameters, waaronder de dikte t , de breedte w , de lengte L , de vloeigrens f_y en elasticiteitsmodulus E van het gebruikte materiaal. Met behulp van deze input worden de vergelijkingen voor het plastisch moment M_p , de kracht F_p en de verplaatsing u berekend.

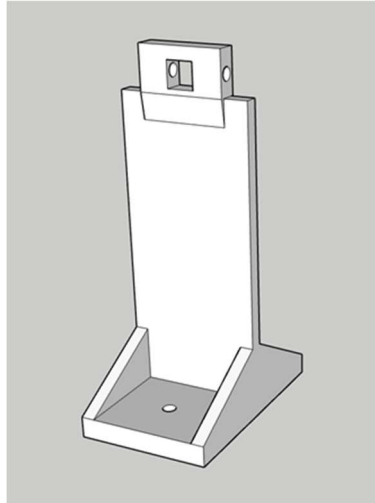
In het script wordt eerst het plastisch moment M_p berekend op basis van de opgegeven parameters voor de dikte t , de breedte w en de vloeigrens van het gebruikte materiaal f_y volgens vergelijking (11). Vervolgens wordt de kracht F_p berekend door het plastisch moment M_p te delen door de lengte L van het proefstuk. Daarna wordt een reeks verplaatsingen u gegenereerd van 0 tot 25 mm, met intervallen van 1 mm. Voor elke verplaatsing in dit interval wordt de minimale waarde genomen tussen de berekende F_p en de waarde voor de horizontale kracht F die wordt verkregen uit de omgevormde formule voor u weergegeven in vergelijking (16).

$$F = \frac{u \, 3 \, E \, I}{L^3} \quad (16)$$

Het script genereert vervolgens een kracht-verplaatsingsplot waarbij op de y-as het minimum van F_p en F wordt geplot. Hierdoor wordt weergegeven bij welke kracht het gedrag van het materiaal niet meer lineair is en een plateau wordt gevormd, wat duidt op plastische vervorming. De grenzen van beide assen zijn vastgezet op maximaal 100 N voor de kracht en 25 mm voor de verplaatsing om de beperkingen van de actuator te respecteren.

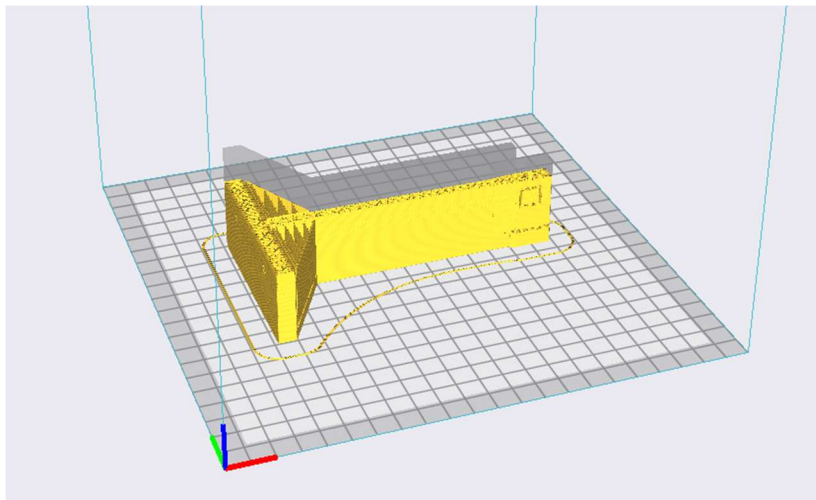
6.3 Proefstuk PLA

Het eerste proefstuk, vervaardigd met een 3D-printer, is opgebouwd uit PLA die laag per laag wordt geprint. Het is vervaardigd van hetzelfde materiaal als de steunpunten beschreven in miniatuuropstelling. Het ontwerp van het proefstuk is gemodelleerd met behulp van 3D-software *Sketchup* weergegeven in Figuur 12. Het proefstuk is voorzien van twee gaten aan weerszijden, waarmee het op de basisplaat van de simulatieopstelling kan worden bevestigd. Bovenaan het proefstuk is een bevestigingskop voorzien om het proefstuk aan de lineaire actuator te bevestigen. Dit gebeurt door middel van een draadstang van het formaat M4, die vervolgens aan beide zijden wordt vastgedraaid met een bout.



Figuur 12: Proefstuk 3D-model Sketchup

Om de sterkte van het proefstuk te waarborgen, zijn de lagen zo gerangschikt dat ze verticaal lopen ten opzichte van het proefstuk, waardoor zwakke punten in de hechting tussen de printlagen geen doorslaggevende rol spelen bij het opbrengen van de horizontale belasting. Hierdoor zal het materiaal zelf vervormen onder de externe belasting. Het printproces wordt verduidelijkt in Figuur 13.



Figuur 13: Proefstuk printproces

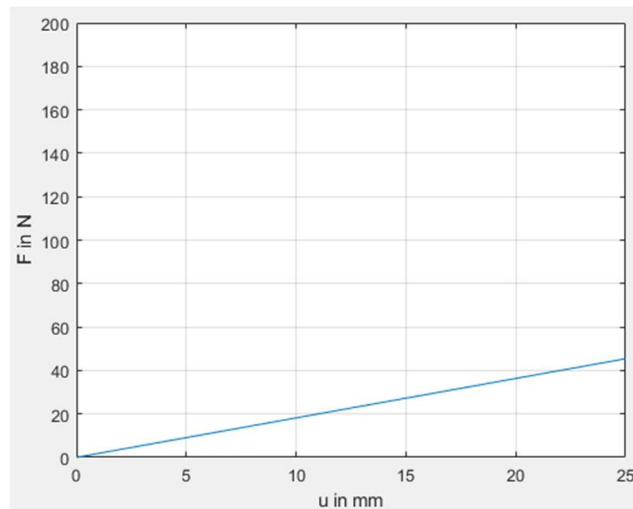
Omwille van de afwezigheid van beschikbare gegevens met betrekking tot materiaaleigenschappen voor het gebruikte PLA, zijn de resultaten voor de E-modulus en vloeigrens f_y ontleend aan het onderzoek uitgevoerd door Özsoy, Erçetin en Çevik [12], waarin PLA proefstukken op buiging zijn getest. Op basis van deze gegevens is het proefstuk geprint met dezelfde *infill density* van 50%.

Verdere details over de dimensies van het proefstuk, het resultaat van het plastisch moment M_p , het maximaal uitvoerbare moment M_{max} door de actuator en het traagheidsmoment I_y zijn te vinden in de bijbehorende Tabel 3.

Tabel 3: Dimensies proefstuk PLA

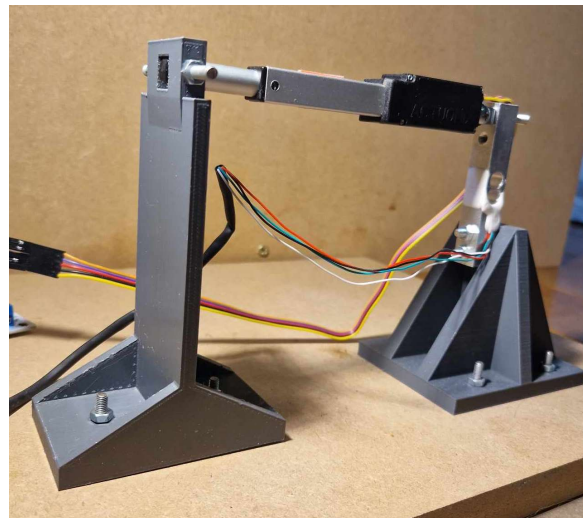
L (mm)	w (mm)	t (mm)	f_y (N/mm ²)	E (N/mm ²)	M_p (Nmm)	M_{max} (Nmm)	I_y (mm ⁴)
110	50	5	37,4	1547	11688	11000	520,83

Met behulp van de opgegeven dimensies en parameters wordt het MATLAB-script uitgevoerd om te voorspellen bij welke kracht F en verplaatsing u het niet-lineaire gebied zal worden bereikt. Het verkregen kracht-verplaatsingsdiagram wordt weergegeven in Figuur 14.



Figuur 14: MATLAB kracht-verplaatsingsdiagram proefstuk PLA

Uit de analyse blijkt dat de lineaire eigenschappen niet worden overschreden binnen de grenzen van 100 N en 25 mm, wat betekent dat bij het uitvoeren van simulaties waarschijnlijk geen niet-lineair gedrag zal kunnen vastgesteld worden. Voor een visuele weergave van het uiteindelijke proefstuk in de opstelling, wordt verwezen naar Figuur 15.



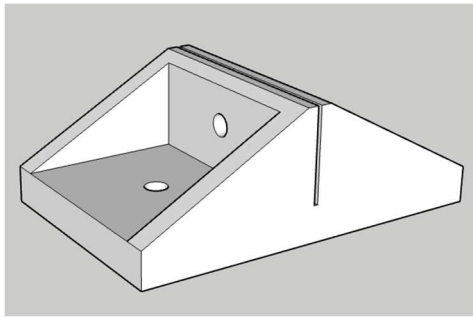
Figuur 15: Simulatieopstelling proefstuk PLA

6.4 Proefstuk staal (ST)

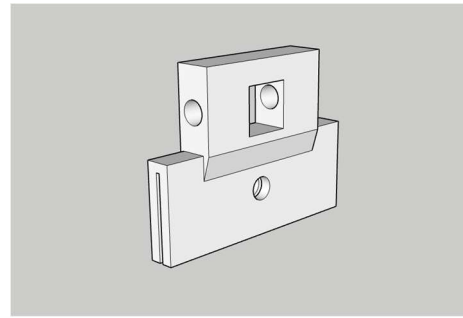
Een tweede proefstuk is vervaardigd uit staal, wat het voordeel biedt dat de materiaaleigenschappen doorgaans minder variabel zijn dan bij volledig geprinte materialen. Bij het dimensioneren van het proefstuk waren de opties voor dimensies echter beperkt, vanwege de beschikbaarheid van staal in een lokale doe-het-zelfzaak. Voor dit proefstuk is een stalen platprofiel gebruikt met een vaste doorsnede van 2 mm dikte en 30 mm breedte. Hierbij wordt aangenomen dat het staal van kwaliteit S235 is, met een E-modulus van $210\,000\text{ N/mm}^2$, aangezien de exacte staalkwaliteit niet bekend is.

De bevestiging van dit stalen proefstuk in de opstelling is uitgevoerd met behulp van een ge-3D-geprint voetstuk en kopstuk, volgens hetzelfde principe als het volledig ge-3D-geprinte proefstuk uit de vorige paragraaf. Deze onderdelen worden weergegeven in Figuur 16 en Figuur 17. Om ze aan het

staal profiel te bevestigen, zijn zowel het profiel als het voet- en kopstuk voorzien van gaten waar een draadstang van formaat M4 doorheen wordt geplaatst en vervolgens wordt bevestigd met bouten.



Figuur 16: 3D-model voetstuk



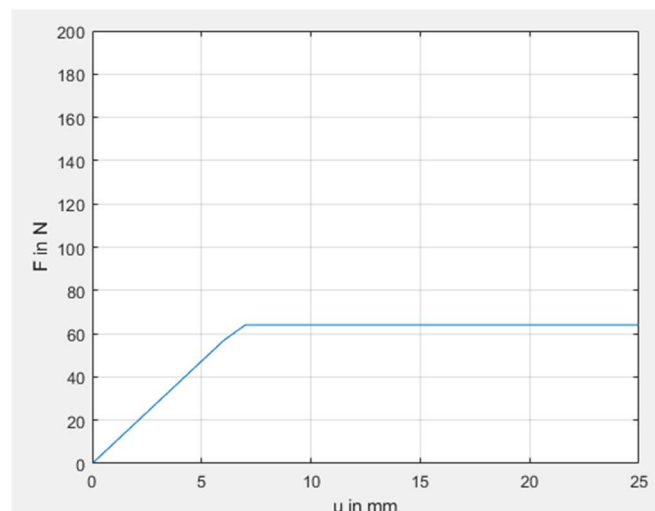
Figuur 17: 3D-model kopstuk

Verdere details over de dimensies van het proefstuk, het resultaat van het plastisch moment M_p , het maximaal uitvoerbare moment M_{max} door de actuator en het traagheidsmoment I_y zijn te vinden in Tabel 4.

Tabel 4: Dimensies proefstuk ST

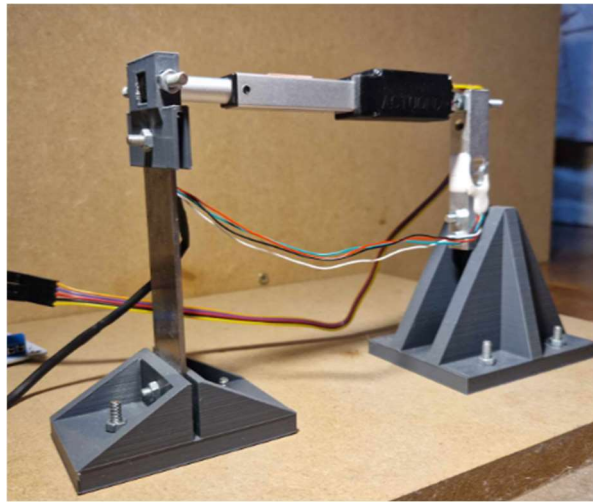
L (mm)	w (mm)	t (mm)	f_y (N/mm ²)	E (N/mm ²)	M_p (Nmm)	M_{max} (Nmm)	I_y (mm ⁴)
110	30	2	235	210 000	7050	11000	20,0

Met behulp van de opgegeven dimensies en parameters wordt het MATLAB-script uitgevoerd om te voorspellen bij welke kracht F en verplaatsing u het niet-lineaire gebied zal worden bereikt. Het kracht-verplaatsingsdiagram wordt weergegeven in Figuur 18.



Figuur 18: MATLAB kracht-verplaatsingsdiagram proefstuk ST

Uit deze analyse kan worden voorspeld dat het niet-lineaire gebied zal worden bereikt bij een uitgevoerde kracht van 64 N en een verplaatsing van 7 mm. Voor een visuele weergave van het uiteindelijke proefstuk in de opstelling, wordt verwezen naar Figuur 19.



Figuur 19: Simulatieopstelling proefstuk ST

6.5 Proefstuk aluminium (ALU-2)

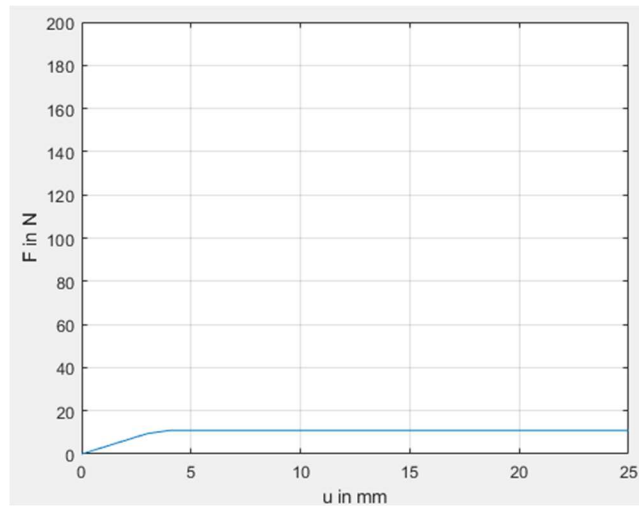
Een derde proefstuk is gedimensioneerd volgens dezelfde methode als het stalen proefstuk. Voor dit proefstuk is hetzelfde profiel gebruikt als bij het stalen proefstuk, maar in plaats van staal is hier aluminium gebruikt. Ook hier wordt een aanname gedaan van de vloeigrens en E-modulus van het aluminium, aangezien de effectieve kwaliteit van het profiel niet gekend is. Deze keuze is gemaakt vanwege het feit dat aluminium over het algemeen flexibeler en daardoor gemakkelijker vervormbaar is dan staal. In theorie zou dit betekenen dat aluminium plastisch vervormt bij een kleinere kracht en vervorming dan staal.

Verdere details over de dimensies van het proefstuk, het resultaat van het plastisch moment M_p , het maximaal uitvoerbare moment M_{max} door de actuator en het traagheidsmoment I_y zijn te vinden in Tabel 5.

Tabel 5: Dimensies proefstuk ALU-2

L (mm)	w (mm)	t (mm)	f_y (N/mm²)	E (N/mm²)	M_p (Nmm)	M_{max} (Nmm)	I_y (mm⁴)
110	30	2	40	70 000	1200	11000	20,0

Met deze gegevens kan hetzelfde analyseproces worden uitgevoerd als bij de voorgaande proefstukken, om te bepalen bij welke kracht F en verplaatsing u het niet-lineaire gedrag van het proefstuk zal optreden. De resultaten van deze analyse zullen in een kracht-verplaatsingsdiagram worden weergegeven in Figuur 20.

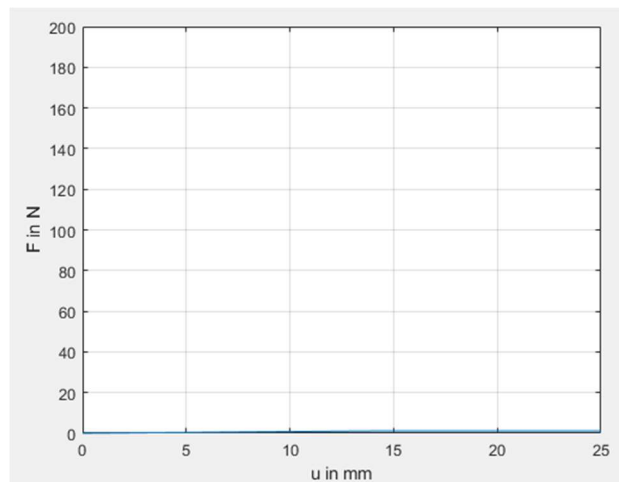


Figuur 20: MATLAB kracht-verplaatsingsdiagram proefstuk ALU-2

Uit deze analyse kan worden voorspeld dat het niet-lineaire gebied zal worden bereikt bij een kracht van 11 N en een verplaatsing van 4 mm.

6.6 Proefstuk aluminium (ALU-0,5)

Ten slotte is een vierde proefstuk gedimensioneerd, ook vervaardigd uit aluminium maar met een aanzienlijk kleinere doorsnede van slechts 0,5 mm. De insteek hierachter is dat dit materiaal plastisch zou vervormen bij een kleine belasting, maar een verplaatsing van ongeveer 10 mm wat binnen de capaciteit van de actuator van 25 mm ligt. Hierdoor zou dit proefstuk in theorie met grote zekerheid niet-lineair gedrag moeten vertonen. Dit wordt bevestigd in het kracht-verplaatsingsdiagram, weergegeven in Figuur 21, waarbij kan waargenomen worden dat bij een zeer kleine kracht het materiaal zijn plastisch moment bereikt.



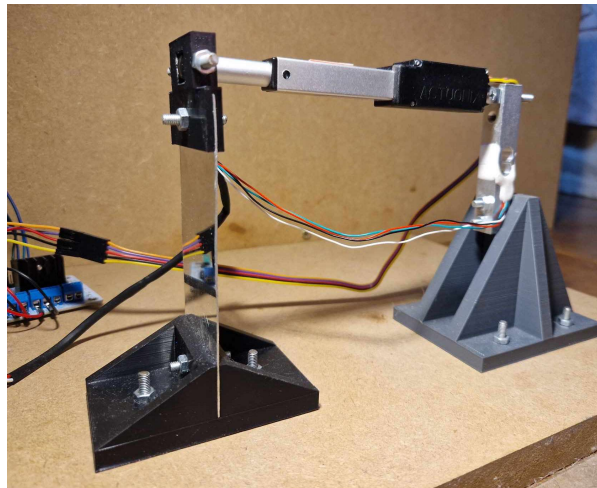
Figuur 21: MATLAB kracht-verplaatsingsdiagram proefstuk ALU-0,5

Verdere details over de dimensies van het proefstuk, het resultaat van het plastisch moment M_p , het maximaal uitvoerbare moment M_{max} door de actuator en het traagheidsmoment I_y zijn te vinden in Tabel 6.

Tabel 6: Dimensies proefstuk ALU-0,5

L (mm)	w (mm)	t (mm)	f_y (N/mm ²)	E (N/mm ²)	M_p (Nmm)	M_{max} (Nmm)	I_y (mm ⁴)
110	50	0,5	40	70 000	125	11000	0,52

Voor een visuele weergave van het uiteindelijke proefstuk in de opstelling, wordt verwezen naar Figuur 22.

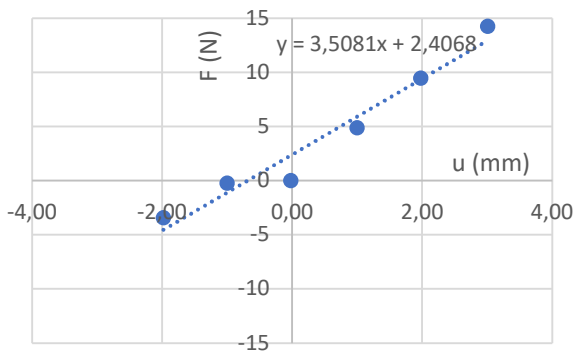


Figuur 22: Simulatieopstelling proefstuk ALU-0,5

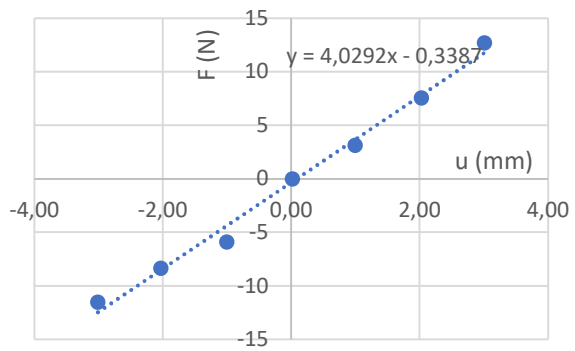
7 Resultaten en discussie

7.1 Stijfheid - K

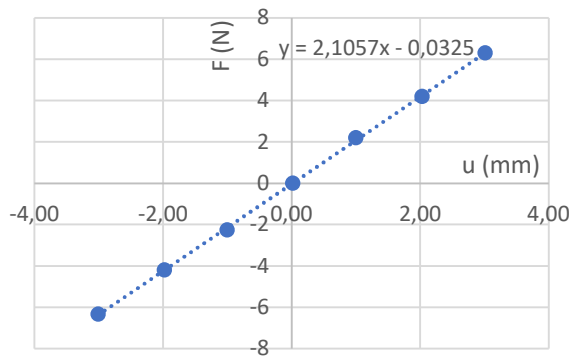
Allereerst wordt voor elk proefstuk de stijfheid K bepaald in N/mm. Dit wordt zowel theoretisch berekend als praktisch gemeten. Door met de actuator een verplaatsing in stappen van één millimeter toe te passen op elk proefstuk worden vervolgens de reactiekrachten gemeten met behulp van de *load bar* in de simulatieopstelling. Deze punten worden geplot in een kracht-verplaatsingsdiagram waar vervolgens een lineaire trendlijn door wordt getrokken. Hierbij wordt de stijfheid K_{exp} bepaald door de helling van deze trendlijn. Dit proces wordt voor elk proefstuk drie keer herhaald en vervolgens wordt het gemiddelde genomen van de drie richtingscoëfficiënten om een betrouwbare stijfheidswaarde te verkrijgen. De kracht-verplaatsingsdiagrammen worden weergegeven voor het proefstuk in PLA (Figuur 23), ST (Figuur 24), ALU-2 (Figuur 25) en ALU-0,5 (Figuur 26).



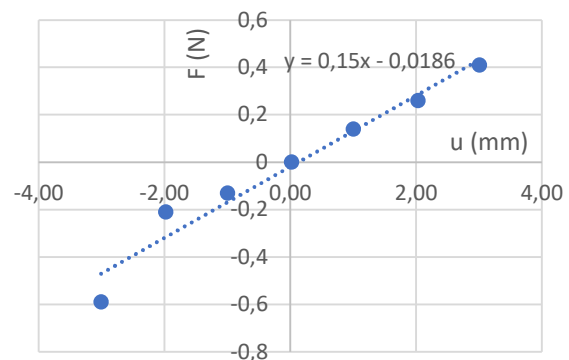
Figuur 23: Stijfheid proefstuk PLA



Figuur 24: Stijfheid proefstuk ST



Figuur 25: Stijfheid proefstuk ALU-2



Figuur 26: Stijfheid proefstuk ALU-0,5

Vervolgens wordt de stijfheid ook theoretisch bepaald op basis van de materiaaleigenschappen van het proefstuk aan de hand van formule (16). Deze formule wordt echter omgevormd tot de stijfheid $K_{berekend}$, weergegeven in vergelijking (17).

$$F = \frac{u \, 3 \, E \, I}{L^3}$$

$$\frac{F}{u} = \frac{3EI}{L^3}$$

$$K_{berekend} = \frac{3EI}{L^3} \quad (17)$$

De resultaten voor de gemeten en de berekende stijfheid worden weergegeven in Tabel 7.

Tabel 7: Stijfheid proefstukken

Proefstuk	$K_{berekend}$ (N/mm)	K_{exp} (N/mm)
PLA	3,32	3,50
ST	17,28	4,00
ALU-2	5,76	2,10
ALU-0,5	0,15	0,15

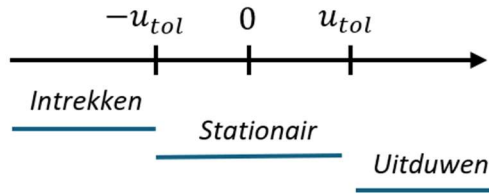
Op basis van de verkregen resultaten kunnen enkele observaties worden gemaakt. Allereerst is er een opvallende overeenstemming tussen de berekende en gemeten stijfheid voor het proefstuk PLA en ALU-0,5. Deze overeenkomst suggereert een betrouwbare validatie van de gebruikte simulatieopstelling. Echter, bij de proefstukken ST en ALU-2 zijn aanzienlijke afwijkingen waargenomen tussen de gemeten en berekende stijfheden. Deze afwijkingen kunnen mogelijk worden toegeschreven aan de verbinding tussen het geprinte voet- en kopstuk en het staal of aluminium zelf. Bij het proefstuk vervaardigd in PLA, waar geen verbinding aanwezig is, en bij het aluminium proefstuk met een dikte van 0,5 mm, waar de stijfheid zeer klein is en het materiaal flexibel, zijn de afwijkingen minimaal. Dit kan worden verklaard doordat een flexibeler systeem minder gevoelig is voor de invloed van de verbinding. In tegenstelling hiermee, is bij de proefstukken ST en ALU-2 de flexibiliteit van de verbinding maatgevend voor de stijfheid. De berekende stijfheid houdt echter alleen rekening met de materiaaleigenschappen en gaat uit van een perfecte inklemming, wat in de praktijk moeilijk te realiseren is op dit kleinschalige niveau. Dit kan de waargenomen afwijkingen tussen de berekende en gemeten stijfheden verklaren.

De kwaliteit van de verbinding tussen het geprinte voetstuk en het materiaal heeft een aanzienlijke invloed op de stijfheid van het proefstuk. Naast de verbinding van het voetstuk en het kopstuk met het profiel, speelt ook de verbinding van het volledige proefstuk met de basisplaat een cruciale rol. Deze verbindingen zijn vaak niet ideaal en kunnen bijdragen aan extra flexibiliteit die niet in de berekeningen is meegenomen.

Deze bevindingen benadrukken het belang van een zorgvuldige analyse van de verbindingseigenschappen. Voor een nauwkeurige voorspelling van de stijfheid moet de flexibiliteit van alle verbindingen in acht worden genomen. Het negeren van deze aspecten kan leiden tot aanzienlijke afwijkingen tussen de theoretische en werkelijke prestaties van het proefstuk.

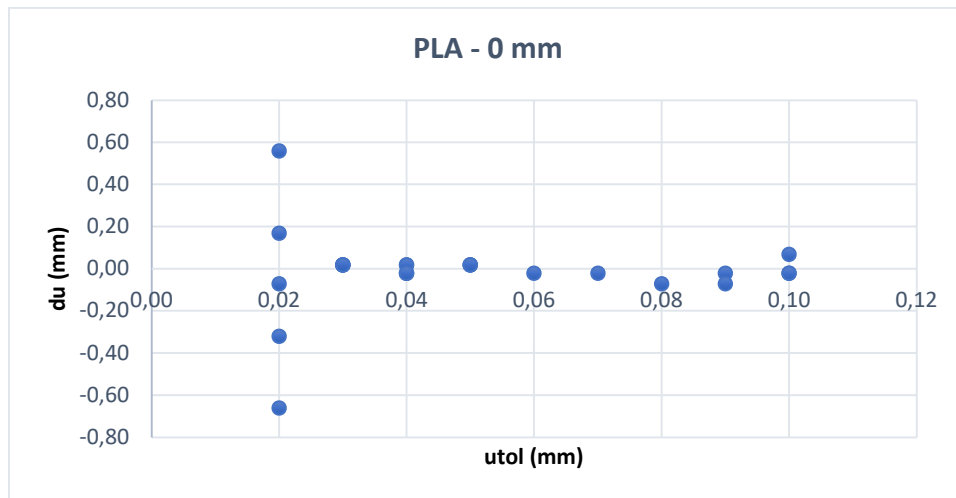
7.2 Tolerantie verplaatsing - u_{tol}

Onder gesimuleerde seismische belasting wordt het gedrag van de structuur nagebootst door verplaatsingen op te leggen aan het systeem. Dit gebeurt stap voor stap, waarbij voor elke tijdstap een specifieke verplaatsing wordt bepaald en toegepast door de actuator. Vervolgens controleert de actuator de daadwerkelijke verplaatsing u_{fb} van het systeem en vergelijkt deze met de opgelegde verplaatsing u_{cmd} . De actuator blijft verplaatsingen uitvoeren totdat het verschil tussen u_{fb} en u_{cmd} binnen een vooraf bepaalde tolerantie u_{tol} van de opgelegde verplaatsing valt. Op dat moment blijft de actuator stationair en gaat het systeem over naar de volgende tijdstap. Dit principe wordt verduidelijkt in Figuur 27.

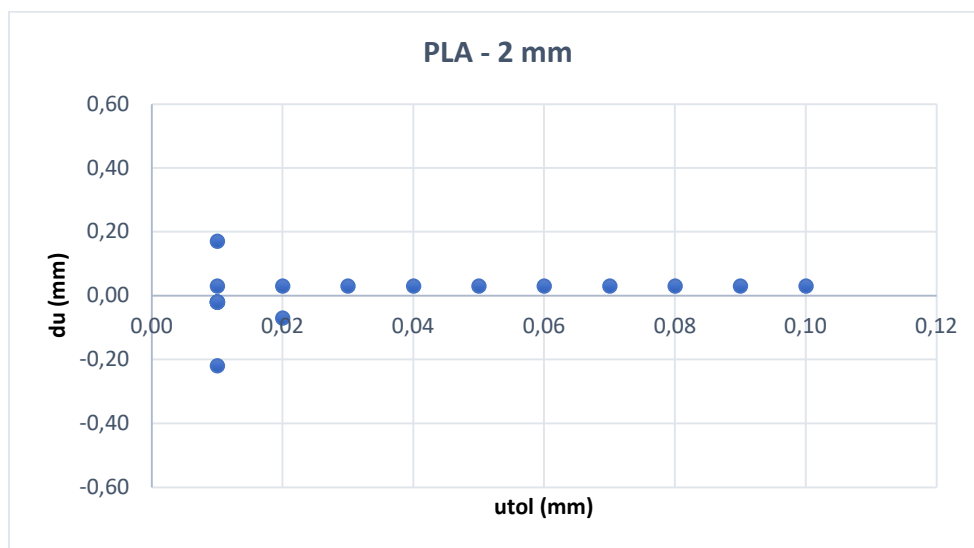
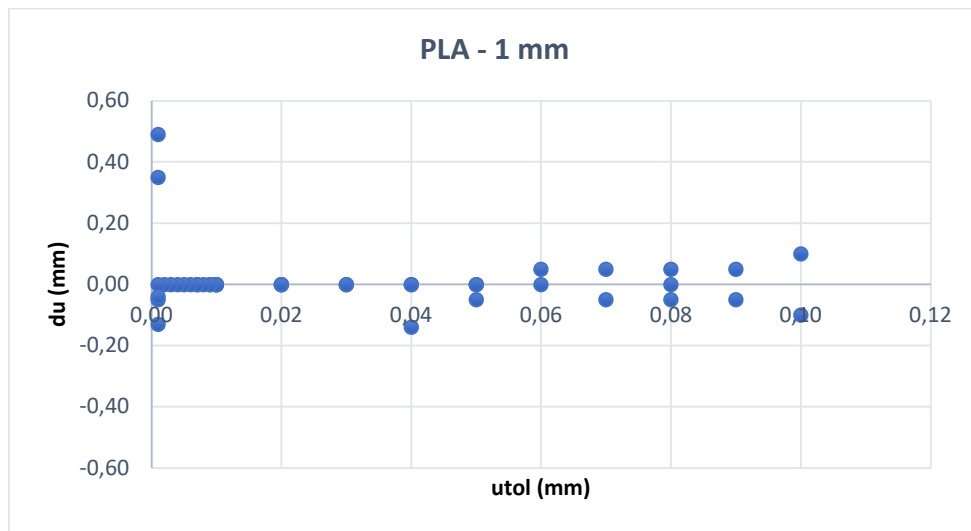


Figuur 27: Tolerantie actuator

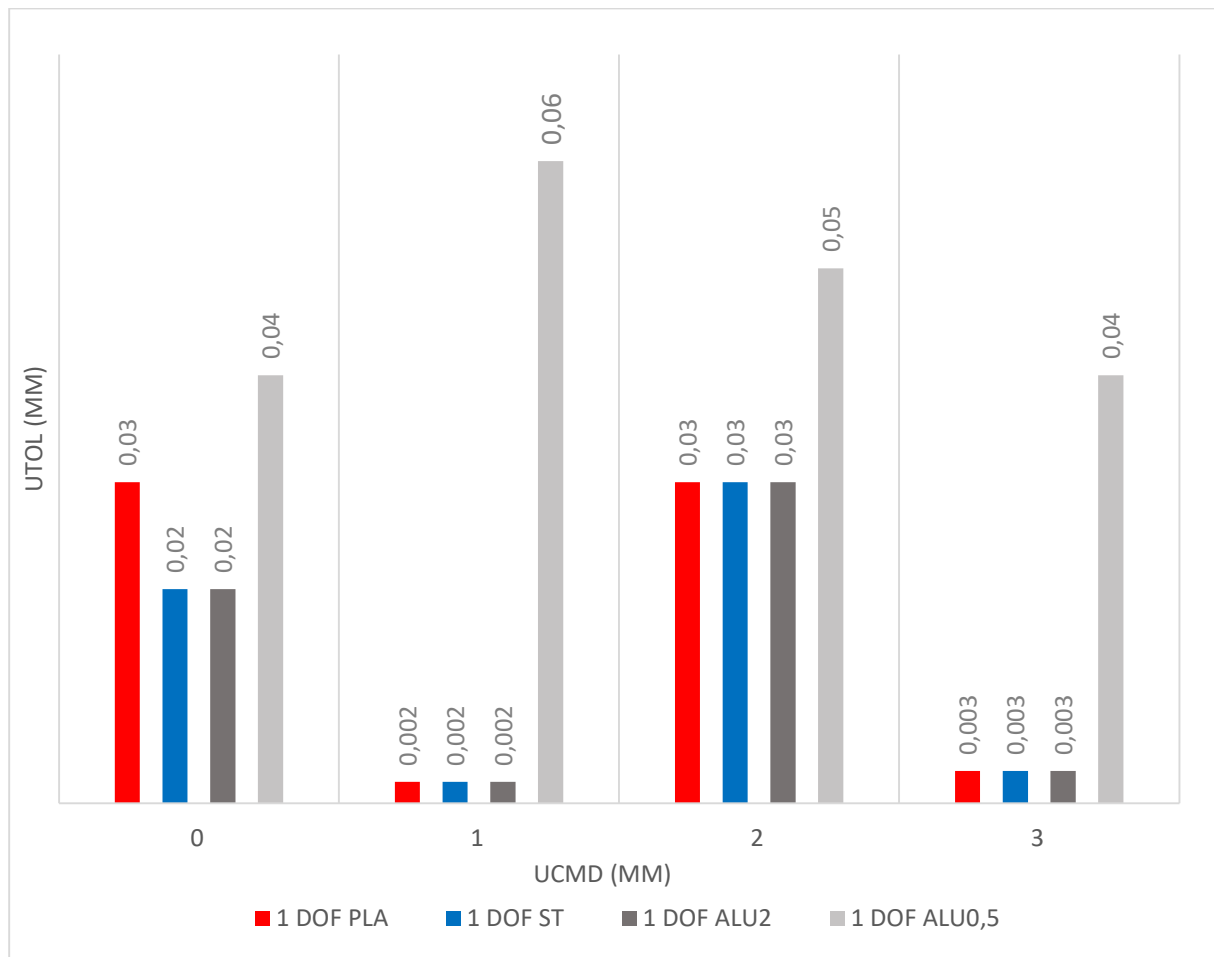
Het kiezen van de juiste tolerantie is cruciaal, aangezien een te ruime tolerantie kan leiden tot onnauwkeurige metingen. Aan de andere kant kan een te kleine tolerantie ervoor zorgen dat de actuator niet binnen de gestelde grenzen kan blijven en vastloopt in een oneindige lus. Voor het verkrijgen van stabiele en nauwkeurige metingen is het daarom aangewezen om een geschikte tolerantie te bepalen. Om deze tolerantie te vinden, wordt op elk proefstuk een verplaatsing opgelegd in stappen van 1 mm, variërend van de startpositie tot een verplaatsing van 3 mm in de drukrichting. Bij elke stap wordt een initiële tolerantie van 0,1 mm ingesteld, wat betekent dat het systeem een foutmarge van 10% tolereert op de opgelegde verplaatsing voordat het als voldoende wordt beschouwd. Vervolgens wordt deze tolerantie stapsgewijs verlaagd totdat het duidelijk wordt dat de teruggegeven verplaatsing buiten de tolerantie ligt en het systeem instabiel wordt. De resultaten van het ge-3D-printe proefstuk in PLA worden weergegeven in Figuur 28, Figuur 29 en Figuur 30. Hierbij wordt op de x-as de tolerantie u_{tol} weergegeven en op de y-as het verschil du tussen de opgelegde verplaatsing u_{cmd} en de verplaatsing die de actuator teruggeeft u_{fb} .



Figuur 28: Tolerantie proefstuk PLA – 0 mm



Op basis van deze resultaten is voor elke opgelegde verplaatsing een minimale tolerantie vastgesteld waarbij het systeem stabiel blijft. Door de tolerantie stapsgewijs te verkleinen, is waargenomen dat bij een bepaalde tolerantiewaarde het verschil tussen de opgelegde en teruggegeven verplaatsing te groot wordt, wat duidt op instabiliteit van het systeem. Opvallend is echter dat de minimale tolerantie lijkt te variëren afhankelijk van de opgelegde verplaatsing. Deze procedure is toegepast voor alle vier de proefstukken en de resultaten zijn samengevat in Figuur 31, waarbij de relatie tussen de opgelegde verplaatsing en de bijbehorende minimale tolerantie wordt weergegeven waarbij het systeem stabiel blijft.

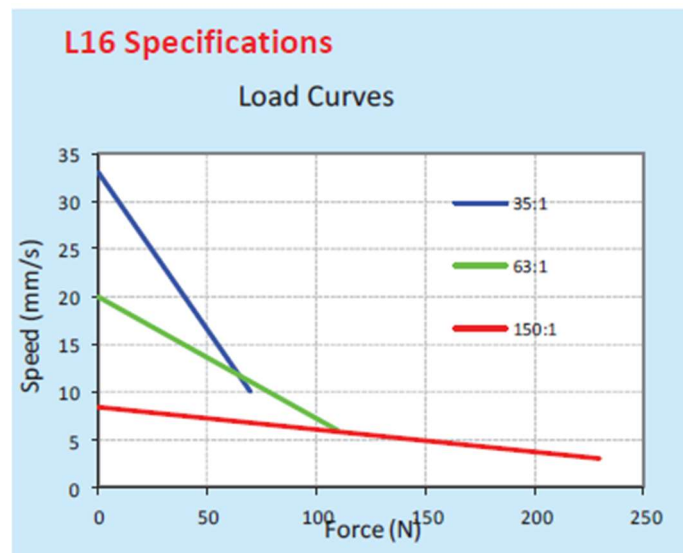


Figuur 31: Minimale tolerantie proefstukken

Opmerkelijk is dat proefstukken met een lagere stijfheid een hogere tolerantie vereisen, zoals waargenomen bij het proefstuk ALU-0,5. Dit specifieke proefstuk vereist in vergelijking met de andere drie over elke opgelegde verplaatsing u_{cmd} een grotere tolerantie, mogelijk als gevolg van de aanzienlijk lagere stijfheid ervan. Door de geringe stijfheid en hoge flexibiliteit biedt dit proefstuk weinig weerstand tijdens het uitvoeren van de verplaatsing, wat het moeilijker maakt voor de actuator om de gewenste verplaatsingen te bereiken. Echter, in de startpositie, wanneer de gewenste verplaatsing 0 is, vertonen alle vier de proefstukken vergelijkbare toleranties. Hier wordt de weerstand van de proefstukken weinig tot niet geactiveerd en heeft de stijfheid weinig invloed op de actuator.

Proefstukken met vergelijkbare stijfheid vertonen over het algemeen dezelfde stabiliteit volgens de tolerantie. Zo vertonen de proefstukken PLA, ST en ALU-2 dezelfde toleranties op verplaatsingen van 1, 2 en 3 mm. Opvallend is echter dat er een grote variatie in tolerantie is bij een verplaatsing van 2 mm. Voor de proefstukken PLA, ST en ALU-2 is een tolerantie nodig om stabiel te blijven die vergelijkbaar is met die van de startpositie, maar 10 keer groter is dan de tolerantie die mogelijk is bij 1 en 3 mm.

Deze variatie in tolerantie kan worden toegeschreven aan de gevoeligheid van de actuator voor veranderingen in belasting. De actuator met type 150:1 [8] die in dit onderzoek wordt gebruikt, heeft een belastingsnelheid die afhankelijk is van het opgelegde voltage. Met een bereik van 0-5V geeft de actuator bij 5V de maximale snelheid van 8 mm/s. Naarmate de reactiekracht van het proefstuk toeneemt, neemt de belastingsnelheid af. Dit wordt weergegeven in Figuur 32 die wordt beschreven in de technische fiche van de actuator.



Figuur 32: Actuator 150:1 belasting curve [8]

Hoewel de actuator bij een opgelegd voltage van 5V zijn maximale vermogen behoudt, leidt de toename van de reactiekracht van het proefstuk tot een verminderde snelheid. Dit komt doordat de weerstand van het proefstuk de snelheid van de actuator beperkt. Hoe groter de weerstand, hoe lager de snelheid van de actuator, wat resulteert in een verminderd risico op *overshoot*. Als gevolg hiervan kan de actuator gemakkelijker zijn gewenste positie bereiken, wat resulteert in een kleinere tolerantie. Met andere woorden, bij hogere belastingen wordt het voor de actuator eenvoudiger om binnen de opgelegde tolerantie te blijven.

Op basis van de resultaten en bevindingen uit Figuur 31 moet er een limiet worden gesteld om de nauwkeurigheid te waarborgen. Voor de proefstukken in PLA, staal en ALU-2 kan een tolerantie van 0,03 mm worden bereikt, wat overeenkomt met een fout van 3% op de opgelegde verplaatsing. Hoewel deze fout klein en toelaatbaar is, kan het raadzaam zijn om een iets grotere tolerantie van bijvoorbeeld 0,04 mm (4%) te hanteren. Dit helpt om mogelijke uitschieters te vermijden en de nauwkeurigheid en stabiliteit van het systeem verder te waarborgen. Dit is vooral belangrijk bij materialen met een zeer lage stijfheid, zoals het proefstuk ALU-0,5, waar een grotere tolerantie essentieel kan zijn.

Het gebruik van hydraulische actuators op grote schaal biedt minder beperkingen in het uitvoeren van krachten dan elektrische actuators. Hydraulische actuators kunnen hogere krachten en snelheden bereiken, wat essentieel is voor het nauwkeurig simuleren van realistische belastingen en bewegingen in grotere structuren. Elektrische actuators hebben daarentegen vaak beperkingen in kracht en snelheid, wat ze minder geschikt maakt voor bepaalde zware toepassingen.

7.3 Hybride simulaties

Met de ontwikkelde proefstukken worden simulaties uitgevoerd onder dynamische belasting, waarbij elk proefstuk wordt getest onder verschillende integratieparameters, waaronder de tijdstap dt en het aantal simulatiestappen $step$. Daarnaast wordt de belastingsfunctie toegepast, waarbij het aantal periodes constant is voor elke simulatie en vastgesteld is op vijf periodes. De amplitude A van de belasting functie wordt vervolgens verhoogd. Het hoofddoel van deze simulaties is om het niet-lineaire gedrag van de proefstukken te identificeren. Zowel volledig numerieke als hybride simulaties worden uitgevoerd.

7.3.1 Proefstuk 1DOF PLA

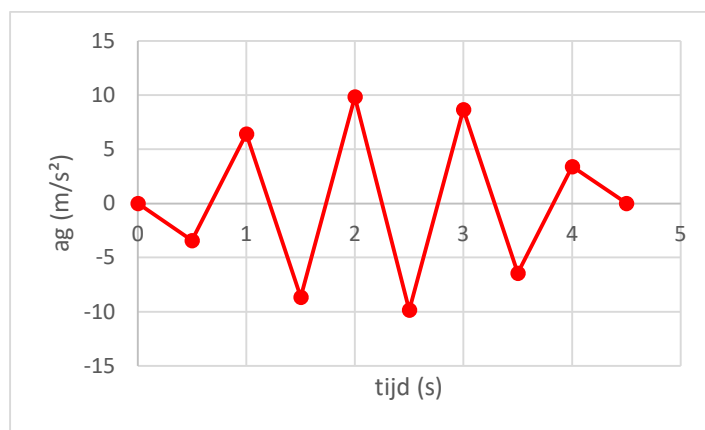
Voor het eerste volledig ge-3D-printe proefstuk gemaakt uit PLA zijn zes verschillende simulaties uitgevoerd met variërende parameters. In Tabel 8 worden de parameters voor de eerste simulatie

weergegeven, inclusief de frequentie f van de opgelegde belasting, die wordt berekend op basis van het aantal tijd- en simulatiestappen.

Tabel 8: Integratieparameters simulatie 1 PLA

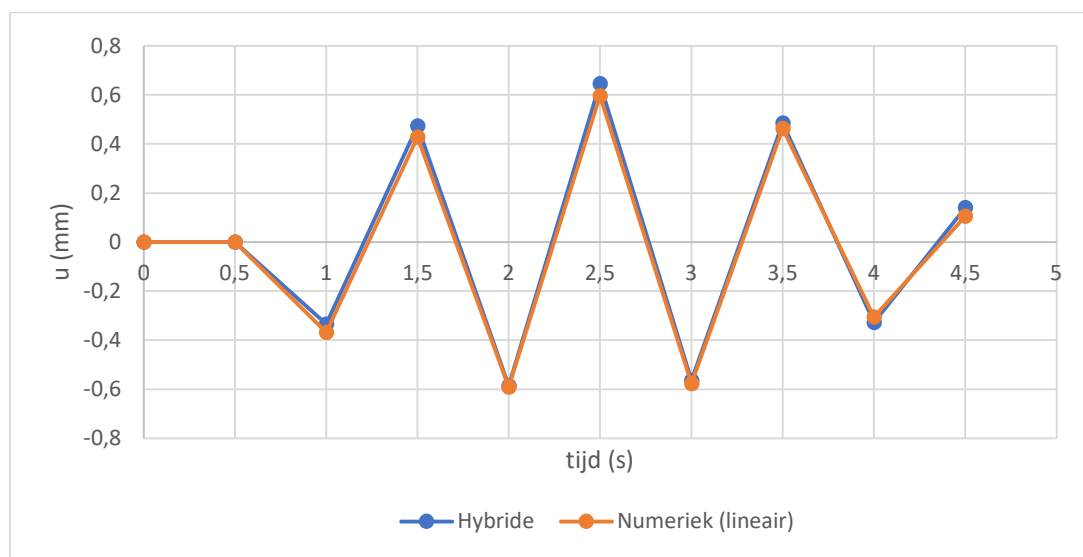
dt (s)	$step$ (#)	A (m/s ²)	f (Hz)
0,5	10	10	1,11

De resulterende belastingfunctie, bepaald op basis van deze opgegeven parameters, wordt weergegeven in Figuur 33.



Figuur 33: Belastingfunctie simulatie 1 PLA

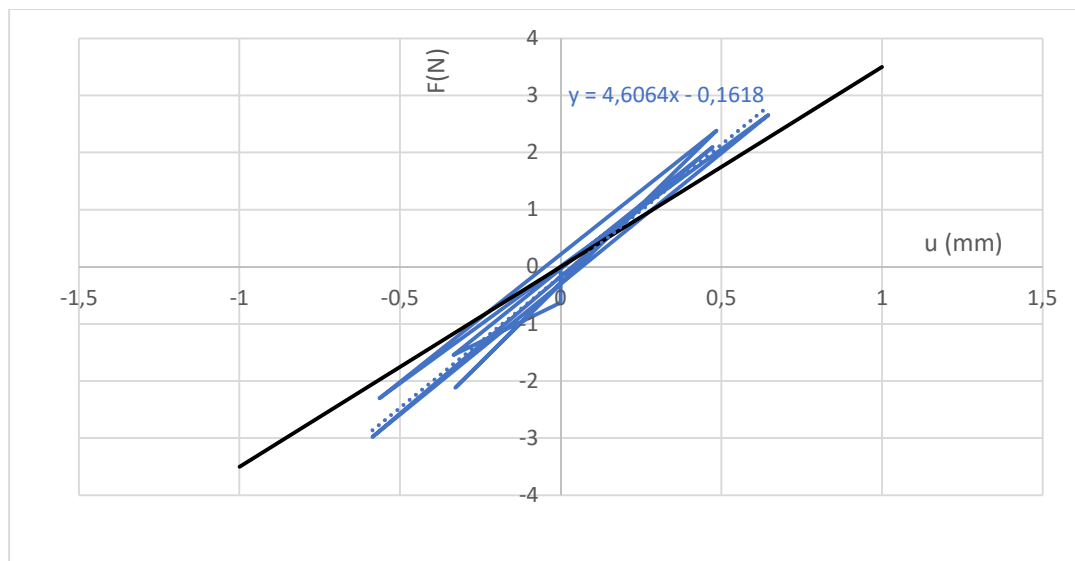
De hybride gesimuleerde verplaatsingen op het interfacepunt worden vergeleken met de volledig lineair numeriek berekende verplaatsingen, zoals weergegeven in Figuur 34. Hieruit blijkt dat er aanzienlijke overeenkomsten zijn tussen deze simulaties, wat resulteert in een stabiel integratie schema. Echter, vanwege het beperkte aantal simulatiestappen van slechts 10 met tijdstappen van 0,5 s, zijn deze resultaten niet bijzonder nauwkeurig. Het is daarom raadzaam om het aantal stappen te verhogen en de tijdstappen te verlagen om een nauwkeurigere simulatie te verkrijgen.



Figuur 34: Vergelijk hybride -en lineair numerieke simulatie 1 PLA

Vervolgens kan de stijfheid van het FS worden geverifieerd aan de hand van de experimenteel bepaalde stijfheid van 3,5 N/mm (Figuur 23), die wordt aangeduid door de hysteresese. Hoewel Figuur 35 lineair gedrag vertoont, wijst de waargenomen afwijking bij het creëren van een lineaire trendlijn

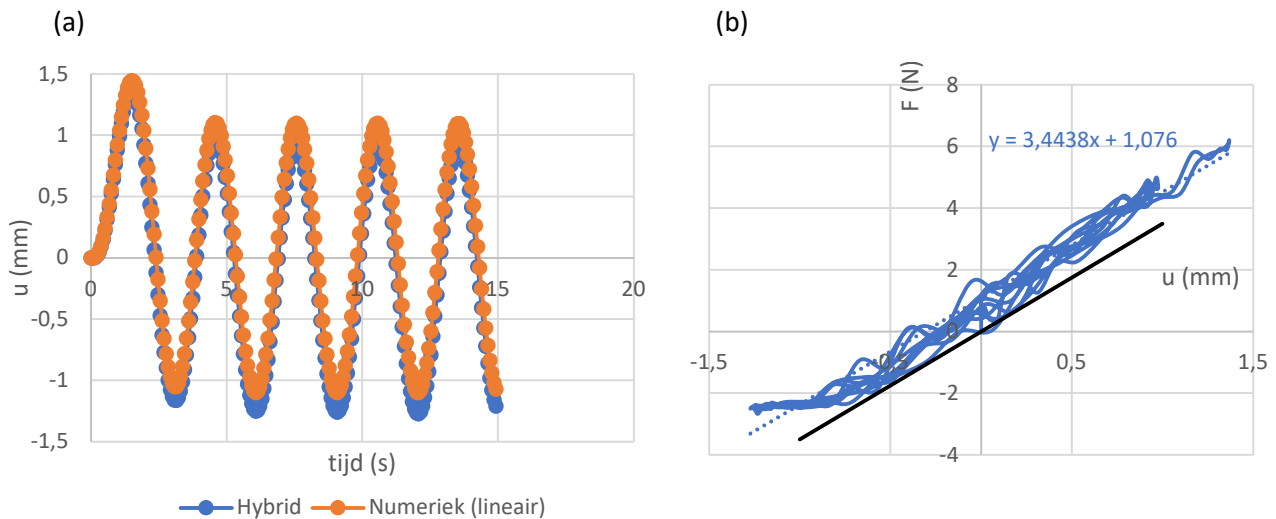
in de stijfheid van het FS op een stijfheid van ongeveer 4,6 N/mm. Ondanks de overeenkomsten tussen hybride en numerieke verplaatsingen, is deze afwijking opmerkelijk.



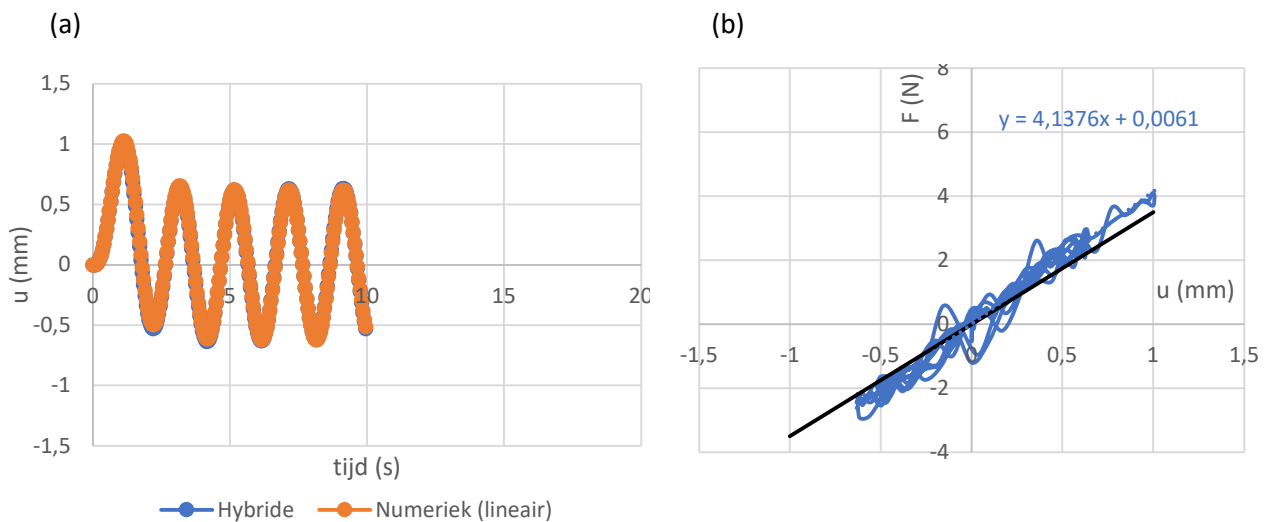
Figuur 35: Hysteresis simulatie 1 PLA

Om deze bevindingen te bevestigen, worden drie cases opgesteld met integratieparameters die een nauwkeuriger resultaat moeten opleveren. Voor elke case wordt de amplitude A van de belasting constant gehouden op 10 m/s^2 en het aantal simulatiestappen wordt ingesteld op 200. Hoewel het aantal periodes, de belasting en de simulatiestappen constant zijn, wordt voor elke case een andere tijdstap Δt gekozen met resulterende belastingfrequentie.

In eerste instantie kan worden vastgesteld dat door een hoger aantal simulatiestappen te gebruiken, nauwkeurigere resultaten kunnen worden verkregen met betrekking tot het gedrag van de FS. Zowel case 1 (Figuur 36) als case 2 (Figuur 37) vertonen gelijkaardige afwijkingen in het kracht-verplaatsingsdiagram. Echter, in case 1 kan de experimentele stijfheid worden bevestigd, waarbij een gemeten stijfheid van $3,44 \text{ N/mm}$ wordt verkregen, wat vergelijkbaar is met de initiële stijfheid van $3,5 \text{ N/mm}$. In case 2 daarentegen zijn er grotere afwijkingen in de stijfheid, resulterend in kleinere uitgevoerde verplaatsingen voor een hoger gemeten stijfheid en grotere uitgevoerde verplaatsingen voor een lager gemeten stijfheid.



Figuur 36: (a) PLA simulatie case 1 met $dt = 0,075$ s en $f = 0,34$ Hz en (b) kracht - verplaatsingsdiagram



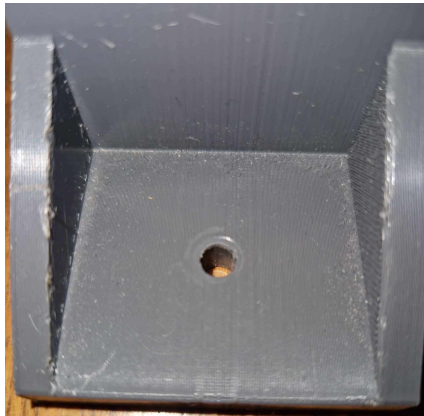
Figuur 37: (a) PLA simulatie case 2 met $dt = 0,05$ s, $f = 0,50$ Hz en (b) kracht - verplaatsingsdiagram

In case 1 kan een algemene verschuiving van het gedrag ten opzichte van de hysteresis worden waargenomen, hoewel de equivalente stijfheid juist lijkt te zijn. De trendlijn vertoont echter geen nulpunt, wat mogelijk te wijten is aan verschillende factoren, zoals een mogelijke offset in het systeem of permanente vervormingen. Het is echter belangrijk op te merken dat de verplaatsingen erg klein zijn, waardoor het moeilijk is om een nauwkeurigheid van 0,5 mm te garanderen in het ge-3D-printe proefstuk, wat kan resulteren in een mogelijke verschuiving in het gedrag.

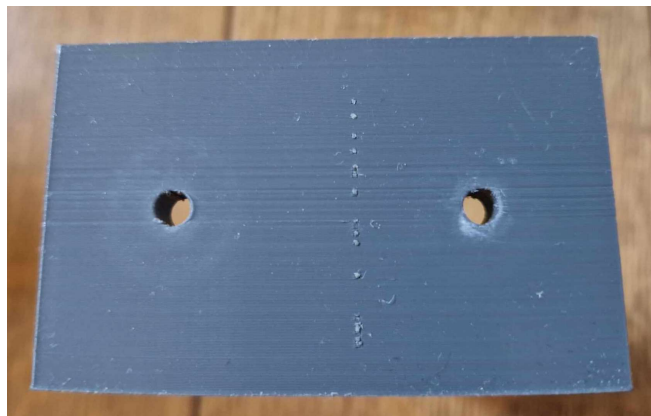
In case 2 kan een lichte helling worden waargenomen ten opzichte van de hysteresis, wat ook verschillende mogelijke oorzaken kan hebben. Het is bijvoorbeeld mogelijk dat de verbinding van het proefstuk met de basisplaat een invloed heeft op dit gedrag. Het is belangrijk op te merken dat de gaten en openingen in het proefstuk handmatig zijn uitgevoerd, wat kan leiden tot onvoorziene toleranties in de verbinding. Hierdoor kan bij het uitvoeren van een horizontale kracht eventuele onnauwkeurigheden in de verbinding een impact hebben op zowel de kracht als de verplaatsingsreactie van het proefstuk.

Na visuele inspectie is waargenomen dat bij de verbinding van het PLA proefstuk met de basisplaat een duidelijke afdruk zichtbaar is van de bout in het materiaal, zoals te zien is in Figuur 38 (a). Dit duidt erop dat er vervormingen hebben plaatsgevonden, wat kan verklaren waarom er verschuivingen en hellingen zijn waargenomen in zowel case 1 als case 2. Bij verdere controle van de onderzijde van het proefstuk, zoals weergegeven in Figuur 38 (b), is een verkleuring zichtbaar aan de rechter bevestigingsopening. Deze verkleuring suggereert dat het materiaal daar mogelijk vervormd is, wat eveneens kan wijzen op afwijkingen in de resultaten. Deze vervormingen wijzen op een mogelijke verplaatsing van het proefstuk ten opzichte van de basisplaat, wat de nauwkeurigheid en stabiliteit van de metingen kan beïnvloeden.

(a)

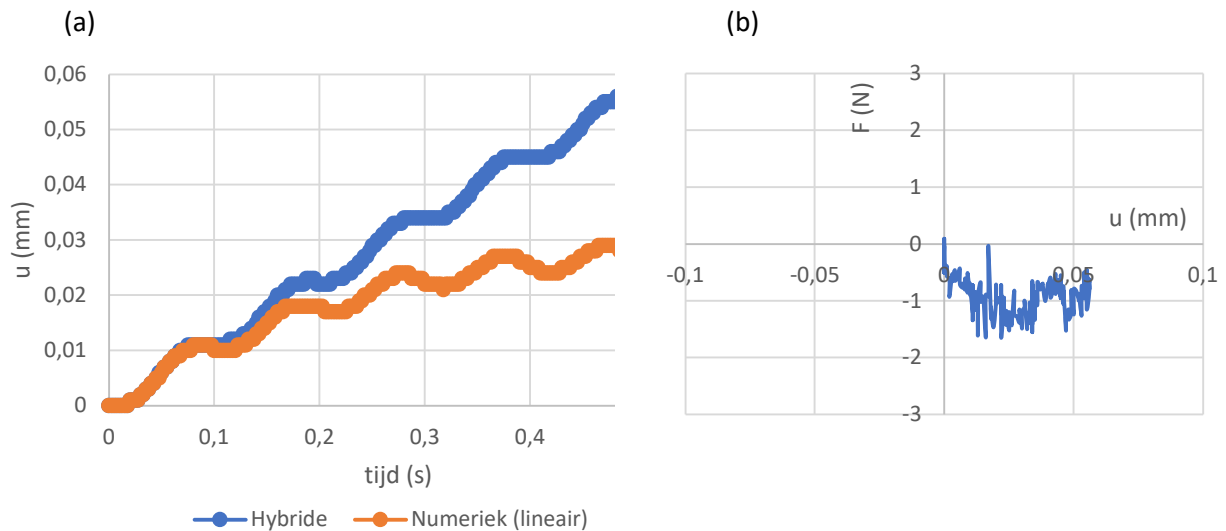


(b)



Figuur 38: (a) bovenzijde verbinding met basisplaat (b) onderzijde verbinding met basisplaat

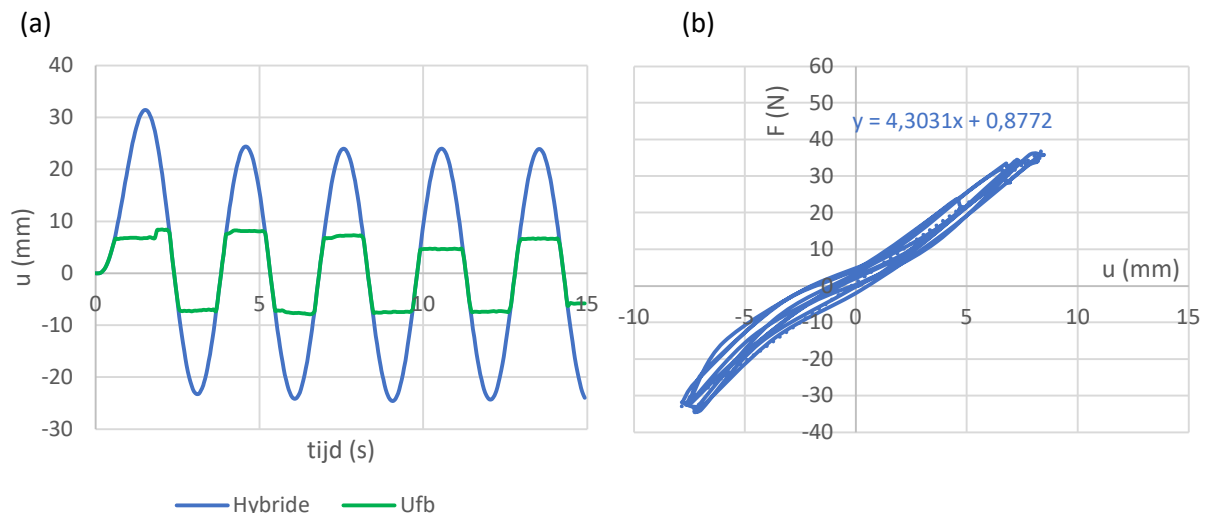
In case 3, weergegeven in Figuur 39, valt op dat het aantal tijdstappen, gelijk aan 0,0025 s, resulteert in uiterst kleine verplaatsingen van het systeem. Ondanks de resulterende frequentie van 10,10 Hz binnen hetzelfde aantal simulatiestappen als case 1 en 2, worden de 5 periodes veel sneller doorlopen. Dit leidt tot zeer kleine verplaatsingen. Bovendien vertonen de hybride simulaties oscillerend gedrag, weergegeven in Figuur 39 (a) terwijl de numeriek berekende verplaatsingen vergelijkbaar zijn maar lijken te convergeren naar een stabiel punt. Dit oscillerend gedrag kan mogelijk worden verklaard door het resonantie-effect van het proefstuk. Resonantie treedt op wanneer de belastingfrequentie overeenkomt met de eigenfrequentie van het systeem. De eigenfrequentie f_n van het proefstuk, berekend op basis van de dimensies en materiaaleigenschappen, bedraagt 4,67 Hz. Aangezien de frequentie van de belastingsfunctie hoger ligt dan deze resonantiefrequentie, kan dit het oscillerende gedrag van de simulaties verklaren. Deze observatie benadrukt het belang van het begrijpen van resonantie-effecten bij dynamische systemen. Hoewel het systeem onder invloed van een belasting met een frequentie hoger dan de eigenfrequentie kan oscilleren, kunnen deze oscillerende reacties buitensporig worden wanneer de frequentie van de belasting dicht bij de eigenfrequentie van het systeem ligt.



Figuur 39: (a) PLA simulatie case 3 met $dt = 0,0025$ s, $f = 10,10$ Hz en (b) kracht - verplaatsingsdiagram

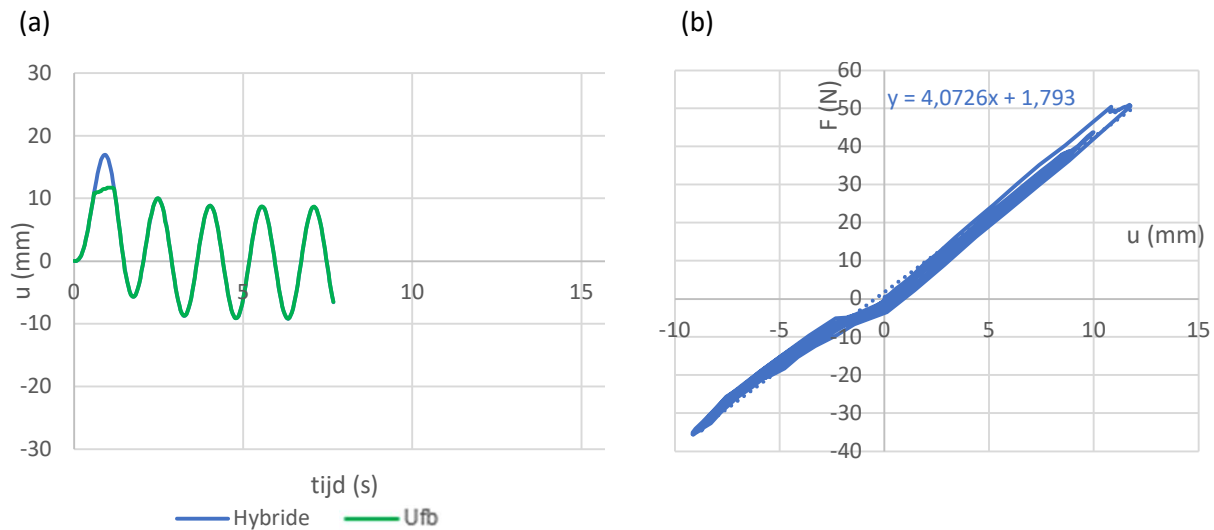
Om niet-lineair gedrag vast te stellen, wordt de belasting op het ge-3D-printe proefstuk verhoogd door de amplitude (A) van de belastingfunctie te verhogen naar 220 m/s^2 , met dezelfde integratieparameters als in case 1 weergegeven in Figuur 36. Dit met als uitgangspunt het proefstuk plastisch te vervormen.

Figuur 40 toont de hybride gesimuleerde verplaatsingen die op het systeem worden toegepast en de verplaatsingen die de actuator vervolgens bereikt u_{fb} . De maximale verplaatsing die de actuator kan bereiken is $8,48 \text{ mm}$, met een maximale kracht van $35,95 \text{ N}$. Dit is echter lager dan de specificaties van de actuator, die een maximale kracht van 100 N zou moeten kunnen leveren [8].



Figuur 40: (a) Simulatie met $dt = 0,075$ s, $step = 200$ en $f = 0,34$ Hz en (b) kracht-verplaatsingsdiagram

Bij een andere simulatie, weergegeven in Figuur 41, met dezelfde belasting maar met kleinere tijdstappen en een groter aantal simulatiestappen, wat resulteert in een hogere frequentie, blijken zowel de verplaatsing als de gemeten kracht groter te zijn dan in de simulatie in Figuur 40. Hier wordt een maximale verplaatsing van 11,51 mm bereikt met een resulterende kracht van 51,01 N.

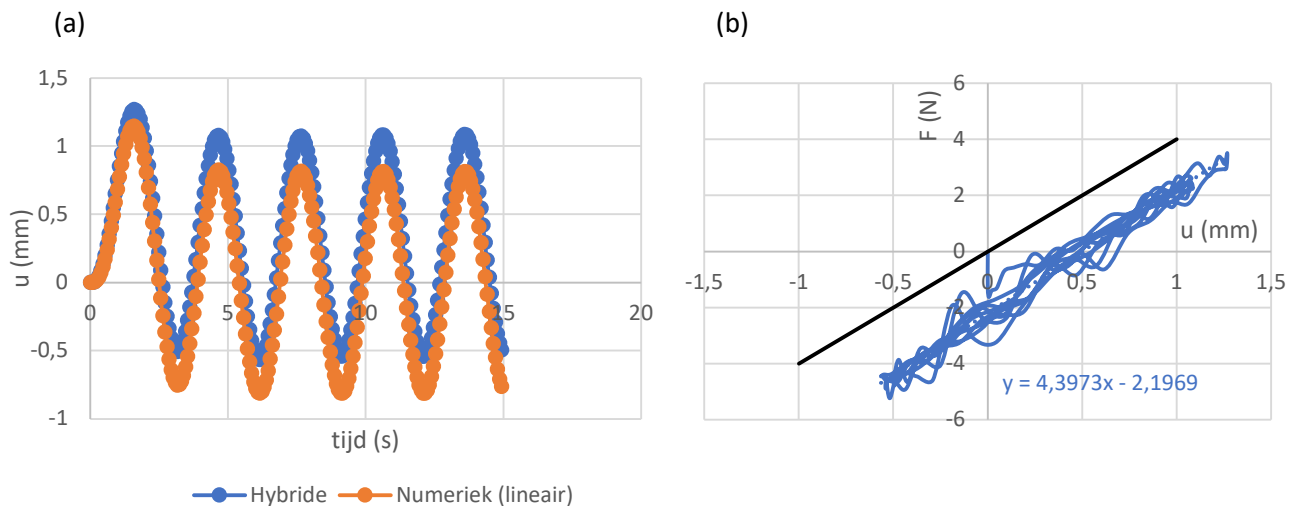


Figuur 41: (a) Simulatie met $dt = 0,035$ s, $step = 220$ en $f = 0,65$ Hz en (b) kracht-verplaatsingsdiagram

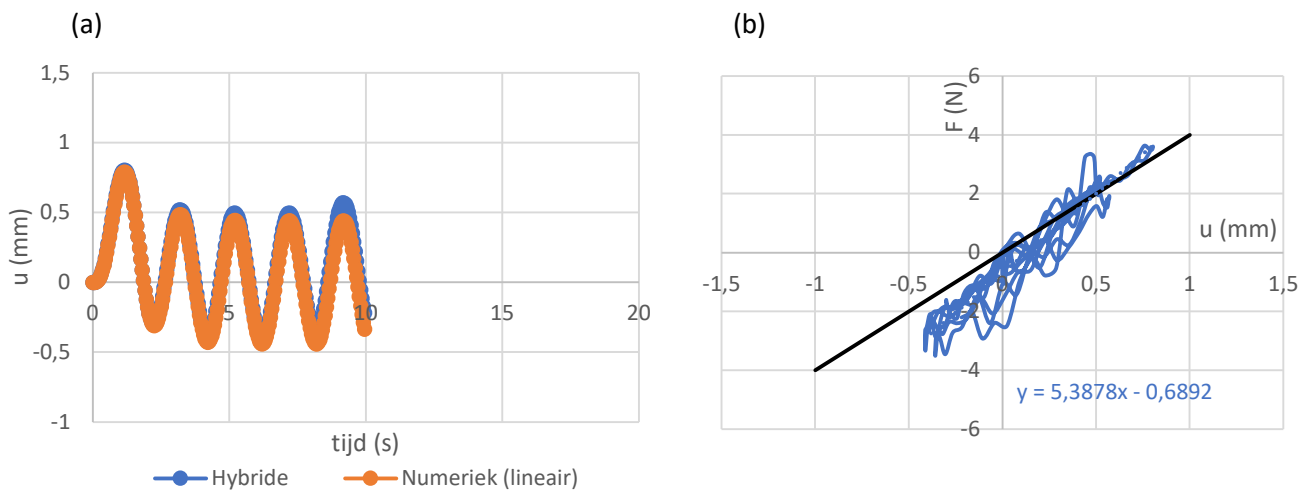
Uit deze simulaties kan worden geconcludeerd dat de actuator effectiever werkt bij het uitvoeren van grotere verplaatsingen en krachten vanuit de nul positie in een kortere periode, dus met een hogere frequentie. Dit betekent dat het voor de actuator makkelijker is om in één beweging een grotere verplaatsing te bereiken dan in korte stappen waarbij telkens moet worden gestopt en opnieuw gestart. Wanneer de actuator continu in beweging blijft zonder onderbrekingen, kan de maximale snelheid en efficiëntie beter benut worden. Elke keer dat de actuator moet stoppen en weer starten, gaat er energie verloren en neemt de efficiëntie af. Gebaseerd op de kracht-verplaatsingsdiagrammen in Figuur 40 (b) en Figuur 41 (b) kan geconcludeerd worden dat met de gebruikte actuator het niet mogelijk is om het proefstuk plastisch te vervormen, omwille van het lineair waarneembaar gedrag tussen kracht en verplaatsing in beide simulaties.

7.3.2 Proefstuk 1 DOF Staal

Voor het tweede proefstuk, gemaakt van staal, zijn vier simulaties uitgevoerd. Bij elke simulatie blijft het aantal periodes constant op vijf. Het aantal simulatiestappen $step$ is eveneens constant en wordt ingesteld op 200. Er worden twee cases getest waarbij de tijdstappen variëren. In case 1 wordt een tijdstap dt van 0,075 s gebruikt, terwijl in case 2 een tijdstap van 0,05 s wordt gehanteerd. In case 1 en 2 zal een belasting opgelegd worden van 30 m/s^2 . Zoals weergegeven in Figuur 42 en Figuur 43, kan worden vastgesteld dat er vergelijkbaar gedrag wordt vertoond als bij case 1 en 2 van het volledig ge-3D-printe proefstuk uit PLA. In case 1 wordt een verschuiving waargenomen ten opzichte van de hysteresis en in case 2 een helling ten opzichte van de hysteresis. De invloed van deze vaststellingen is groter bij de simulaties met het stalen proefstuk, waarbij de hysteresis voor het stalen proefstuk gelijk wordt gesteld aan $4,0 \text{ N/mm}$. Deze grotere afwijking kan te wijten zijn aan te grote toleranties in de verbinding tussen het voetstuk en de stalen plaat van het proefstuk zelf. Deze verbinding is uitgevoerd met een draadstang M4 en verbonden aan weerszijden met twee bouten, zoals weergegeven in Figuur 44.



Figuur 42: (a) ST simulatie case 1 met $dt = 0,075$ s, $f = 0,34$ Hz en (b) kracht-verplaatsingsdiagram



Figuur 43: (a) ST simulatie case 2 met $dt = 0,05$ s, $f = 0,50$ Hz en (b) kracht-verplaatsingsdiagram



Figuur 44: Verbinding staal profiel en voetstuk

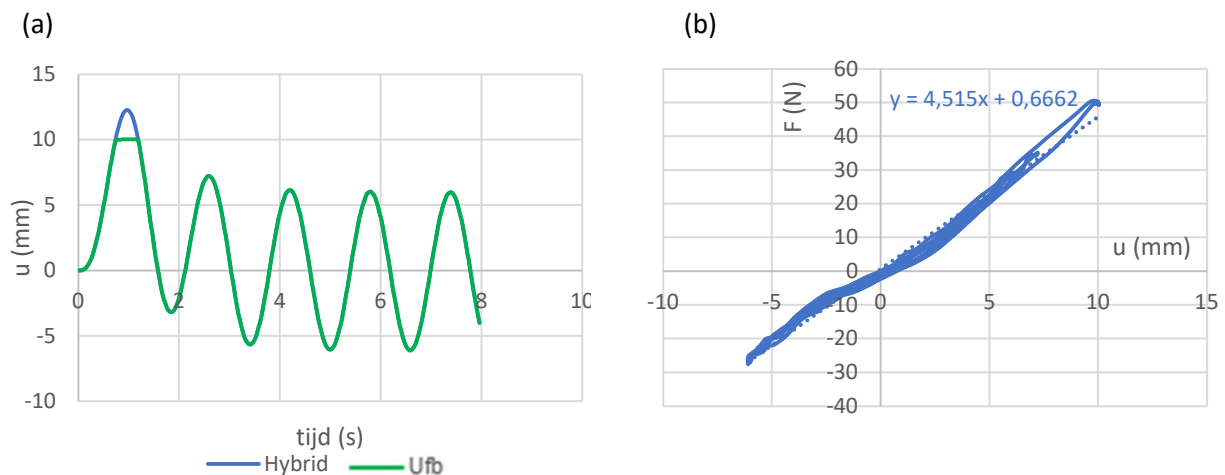
De twee bouten in de verbinding zijn handvast aangedraaid, wat een zeer onnauwkeurig begrip is. Mogelijke toleranties in de verbindingen of vervormingen van het ge-3D-printe voet- en topstuk waarmee de stalen plaat in de opstelling is bevestigd, kunnen ook afwijkingen veroorzaken die door

het systeem worden opgevangen. In Figuur 45 kan zelfs een spleet waargenomen worden in het materiaal, wat erop duidt dat de geprinte lagen de opgelegde kracht niet kunnen weerstaan en hierdoor invloed hebben op de waarneembare resultaten van de simulaties.



Figuur 45: Verbinding staal profiel en kopstuk

Vervolgens is geprobeerd om het proefstuk plastisch te vervormen om niet-lineair gedrag vast te stellen. Hiervoor zijn zowel de frequentie als de belasting verhoogd, waarbij een tijdstap van 0,04 s en een belasting met een amplitude van 200 m/s² zijn gebruikt, het aantal simulatiestappen blijft constant op 200. Het resultaat wordt weergegeven in Figuur 46.

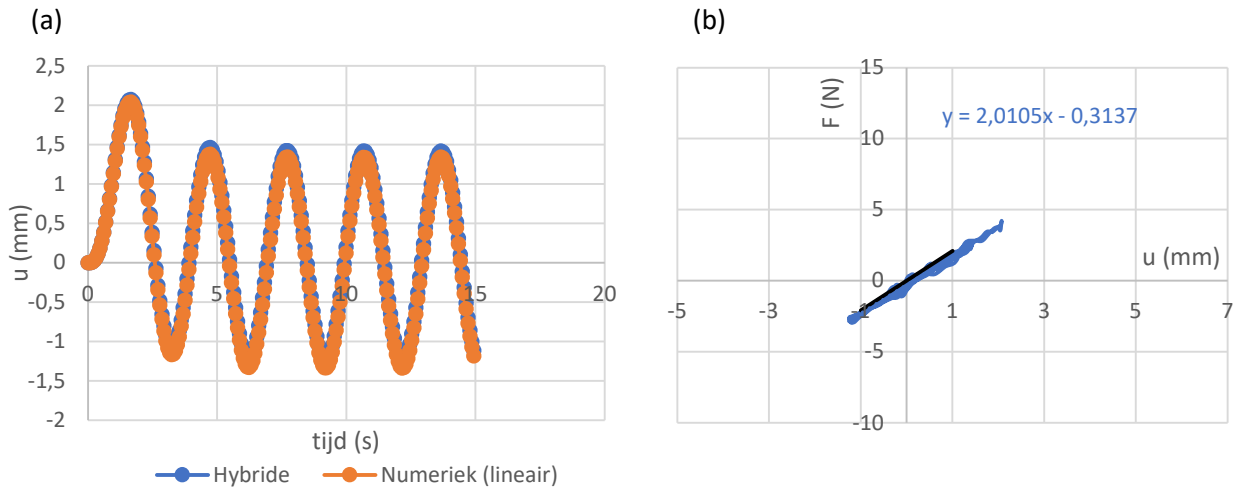


Figuur 46: (a) Simulatie met $dt = 0,04$ s, $f = 0,63$ Hz en (b) kracht-verplaatsingsdiagram

Uit de resultaten blijkt echter dat de actuator opnieuw te zwak is om het proefstuk plastisch te vervormen. De maximale verplaatsing die wordt bereikt is 10,04 mm met een bijbehorende kracht van 50,33 N. Volgens analytische berekeningen zou een kracht van 64 N en een verplaatsing van 7 mm nodig zijn om niet-lineair gedrag waar te nemen.

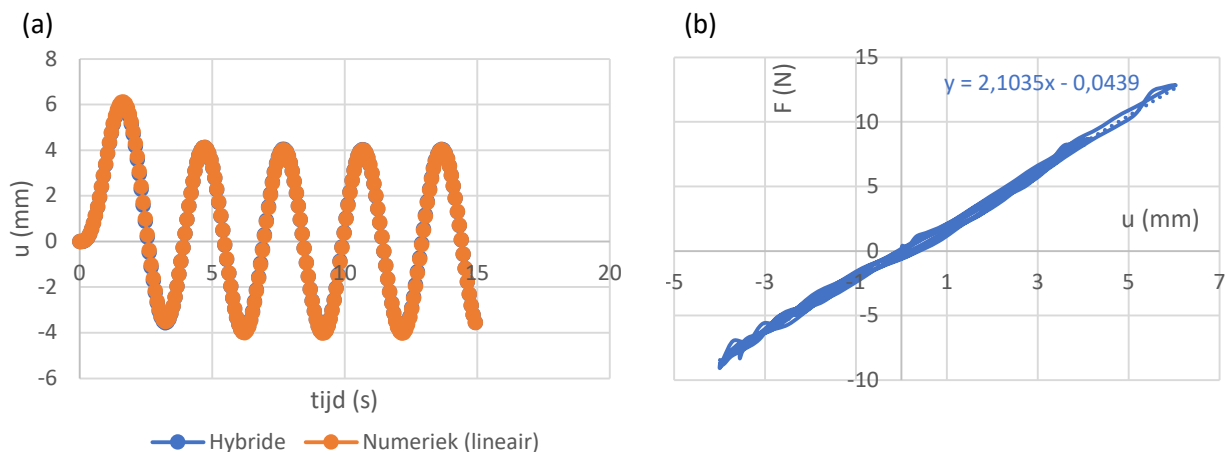
7.3.3 Proefstuk 1 DOF ALU2

Het aluminium proefstuk wordt in de eerste simulatie getest met dezelfde parameters als de voorgaande proefstukken. Voor elke simulatie blijft het aantal periodes constant op vijf en het aantal simulatiestappen gelijk aan 200. De tijdstap wordt ingesteld op 0,075 s, hetzelfde als in de eerste case voor zowel het PLA- als het stalen proefstuk met een belastingamplitude gelijk aan 10 m/s^2 . Deze simulatie wordt weergegeven in Figuur 47.



Figuur 47: (a) simulatie met $dt = 0,075 \text{ s}$, $f = 0,34 \text{ Hz}$ en (b) kracht-verplaatsingsdiagram

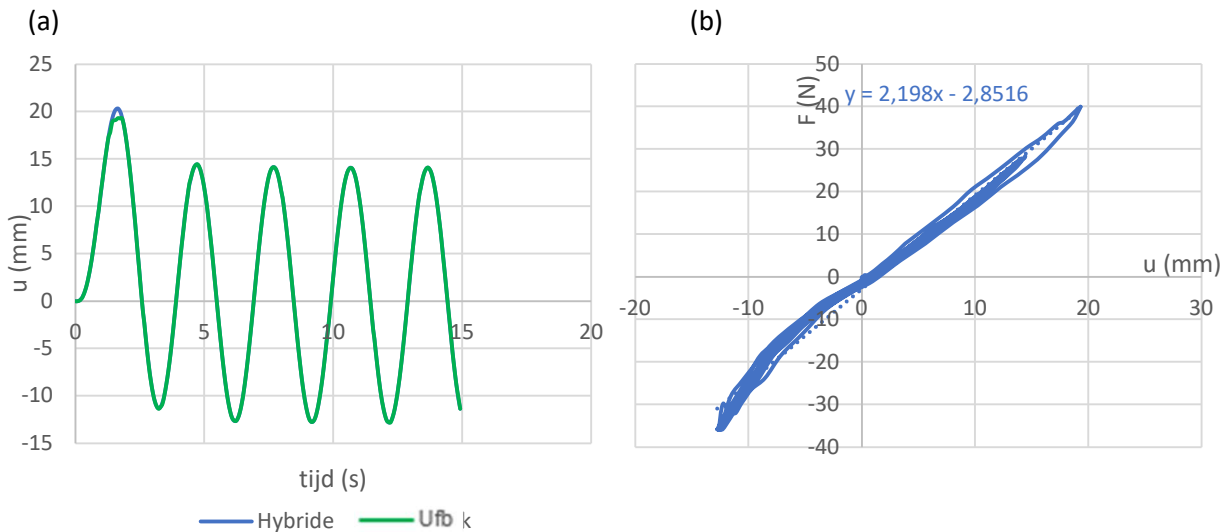
De stijfheid van de FS wordt geverifieerd door de richtingscoëfficiënt van de trendlijn te vergelijken met de initiële stijfheid van $2,1 \text{ N/mm}$. De simulatie toont duidelijke overeenkomsten tussen de volledig numerieke en hybride simulaties. Figuur 48 presenteert dezelfde simulatie, maar met een verhoogde belasting met een amplitude van 30 m/s^2 resulterend in grotere uitgevoerde verplaatsingen.



Figuur 48: (a) simulatie met $dt = 0,075 \text{ s}$, $f = 0,34 \text{ Hz}$ en (b) kracht-verplaatsingsdiagram

Uit deze resultaten kan waargenomen worden dat de stijfheid van het proefstuk, $2,103 \text{ N/mm}$, bijna perfect overeenkomt met de initiële stijfheid van $2,1 \text{ N/mm}$. Aangezien dit proefstuk op dezelfde manier is opgebouwd als het stalen proefstuk, kan worden geconcludeerd dat de verbinding met het voetstuk hier minder invloed heeft. Dit kan worden verklaard door het feit dat aluminium veel flexibeler is dan staal, waardoor de vervorming plaatsvindt in het proefstuk zelf en minder afhankelijk is van de verbinding. Deze waarneming bevestigt dat de afwijkingen bij het stalen proefstuk waarschijnlijk te wijten zijn aan de verbinding.

Vervolgens is geprobeerd om ook dit proefstuk plastisch te vervormen. Analytisch zou dit moeten gebeuren bij een kracht van 11 N en een verplaatsing van 4 mm. Om het niet-lineaire gedrag vast te stellen, wordt dezelfde simulatie uitgevoerd met een hogere belasting, waarbij de amplitude gelijk is aan 100 m/s^2 . De resultaten van deze simulatie zijn weergegeven in Figuur 49.



Figuur 49: (a) Simulatie met $dt = 0,075 \text{ s}$, $f = 0,34 \text{ Hz}$ en (b) kracht-verplaatsingsdiagram

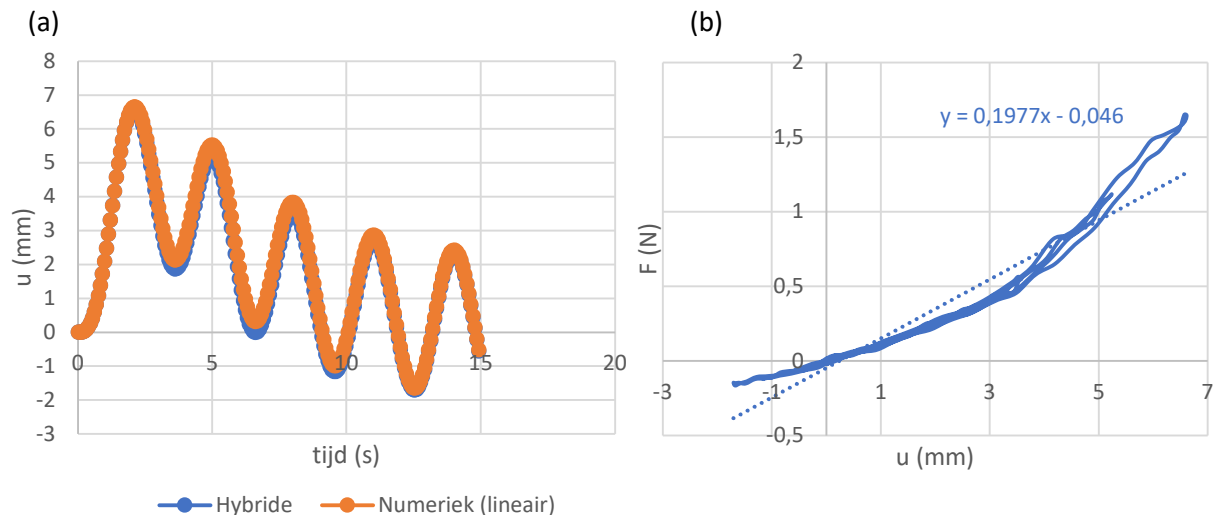
Uit de simulatie blijkt dat door de actuator een maximale verplaatsing van 19,33 mm wordt bereikt met een kracht van 39,99 N. Het kracht-verplaatsingsdiagram toont echter lineair gedrag, wat aangeeft dat het proefstuk in aluminium niet plastisch vervormd is.

Dit impliceert dat de actuator niet in staat is om de proefstukken van PLA, staal en aluminium plastisch te vervormen, waardoor alleen lineair gedrag kan worden waargenomen. Ondanks de verhoogde belasting en de poging om niet-lineair gedrag te genereren, blijkt de actuator te zwak om de benodigde krachten en verplaatsingen voor plastische vervorming te bereiken. Hierdoor blijft het gedrag van de proefstukken binnen het lineaire bereik, zonder de gewenste plastische vervorming te realiseren.

De conclusie is dat de huidige actuator niet geschikt is voor het simuleren van plastische vervorming bij de gebruikte materialen en configuraties. Er is een krachtigere actuator nodig om de niet-lineaire, plastische eigenschappen van de proefstukken effectief te kunnen onderzoeken.

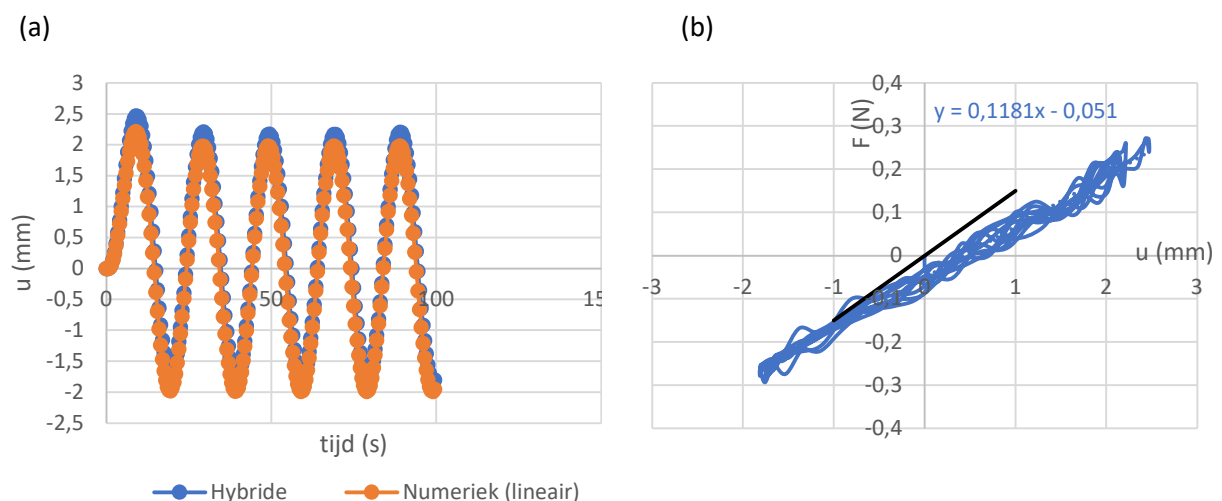
7.3.4 Proefstuk 1 DOF ALU0,5

Ten slotte is een vierde proefstuk getest, eveneens gemaakt van aluminium. Dit proefstuk is vervaardigd uit een zeer dunne aluminiumplaat met een dikte van 0,5 mm. Volgens de analytische berekening zou dit proefstuk niet-lineair gedrag moeten vertonen bij een verplaatsing van ongeveer 10 mm, met een kleine bijhorende kracht. In de eerste simulatie is dit proefstuk onderworpen aan dezelfde omstandigheden en parameters als de eerste simulaties van de voorgaande proefstukken. De resultaten en parameters van deze simulatie zijn weergegeven in Figuur 50.



Figuur 50: (a) Simulatie met $dt = 0,075$ s, $f = 0,34$ Hz en (b) kracht-verplaatsing diagram

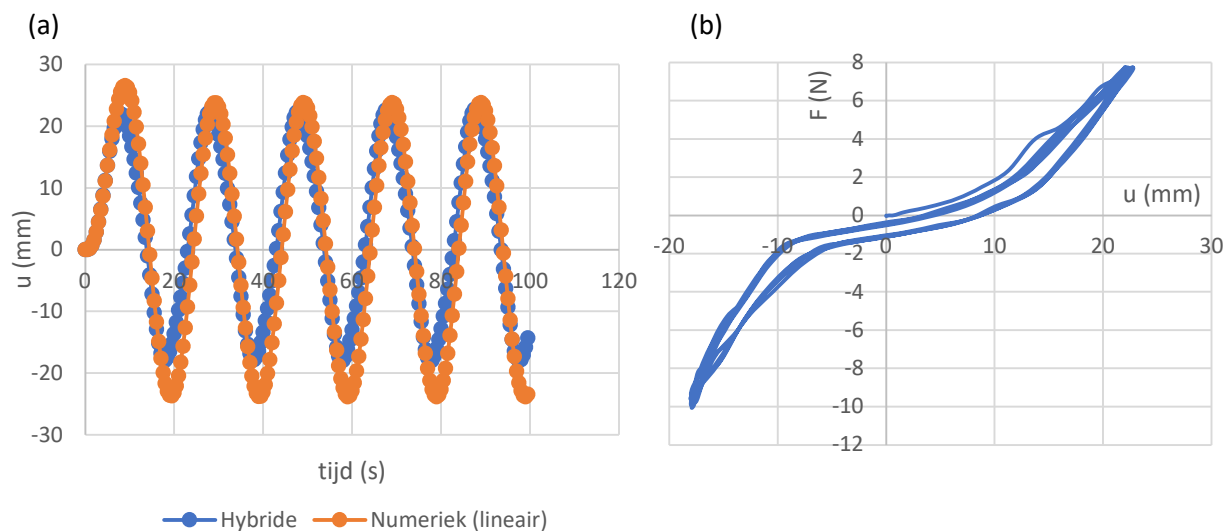
Op basis van de resultaten kan worden vastgesteld dat er aanzienlijke overeenkomsten zijn tussen de lineaire numerieke en hybride simulaties. De verplaatsingen blijken echter niet gelijkmatig verdeeld over het proefstuk. In de drukrichting worden grotere verplaatsingen waargenomen dan in de trekrichting, wat wijst op mogelijke afwijkingen. Deze ongelijkheid in verplaatsing kan duiden op verschillen in materiaalgedrag of een minder stabiel integratieschema, die de nauwkeurigheid van de simulatie beïnvloeden. Ook kan er een kromming in het kracht-verplaatsing diagram worden waargenomen, wat duidt op mogelijk niet-lineair gedrag. Er kan een stabiel integratieschema worden bereikt, zoals weergegeven in Figuur 51. In deze simulatie is het aantal simulatiestappen constant gehouden, maar de tijdstappen zijn ingesteld op 0,5 s, en de belasting is verlaagd tot een amplitude van $0,5 \text{ m/s}^2$. Door deze aanpassingen kunnen de afwijkingen worden geminimaliseerd, wat resulteert in een nauwkeuriger en consistentere kracht-verplaatsingsdiagram.



Figuur 51: (a) Simulatie met $dt = 0,5$ s, $f = 0,05$ Hz en (b) kracht-verplaatsingsdiagram

Ook in deze simulatie is een verschuiving ten opzichte van het nulpunt waar te nemen, vergelijkbaar aan eerdere waarnemingen bij de simulaties met het proefstuk in PLA en staal. Door de kleine verplaatsingen die worden uitgevoerd, kan dit gedrag mogelijk worden toegeschreven aan toleranties in de verbindingen van het proefstuk. Deze onnauwkeurigheden kunnen ontstaan door speling of vervormingen in de bevestigingspunten, wat leidt tot afwijkingen in de gemeten resultaten.

Vervolgens is er een simulatie uitgevoerd om niet-lineair gedrag vast te stellen, waarbij dezelfde integratieparameters als in Figuur 51 zijn gebruikt. In plaats van een belasting met een amplitude van $0,5 \text{ m/s}^2$, is de amplitude verhoogd naar 6 m/s^2 . De resultaten van deze simulatie zijn weergegeven in Figuur 52.

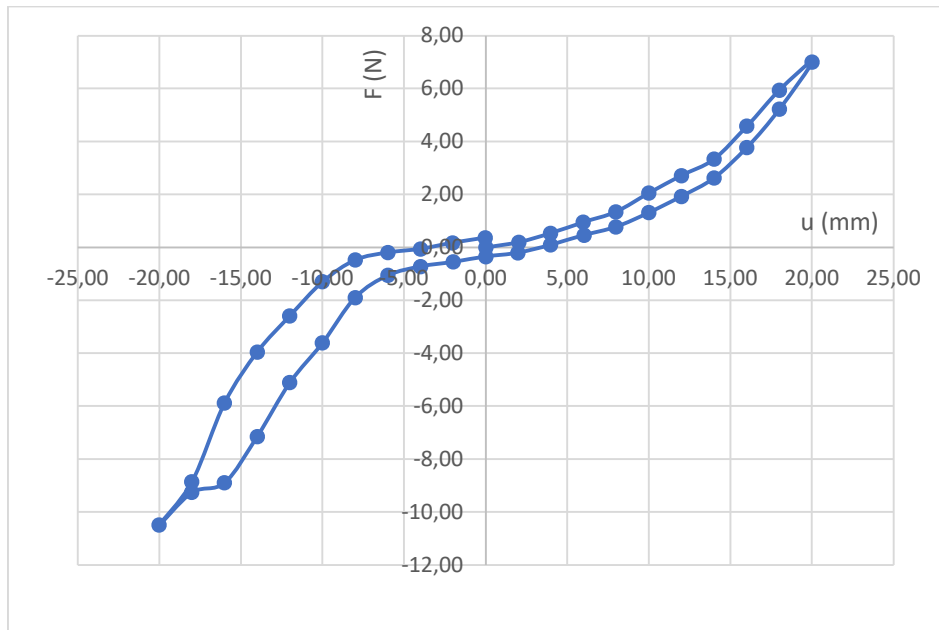


Figuur 52: (a) Simulatie met $dt = 0,5 \text{ s}$, $f = 0,05 \text{ Hz}$ en (b) kracht-verplaatsingsdiagram

Uit deze resultaten blijkt duidelijk niet-lineair gedrag. Dit betekent dat het proefstuk plastisch is vervormd door de opgelegde verplaatsingen en krachten, wat het niet-lineaire gedrag verklaart.

7.4 Niet-lineair numeriek algoritme

Met behulp van het proefstuk ALU-0,5, waarbij niet-lineair gedrag is vastgesteld, zijn meetgegevens geïntegreerd in het algoritme om niet-lineaire volledig numerieke simulaties uit te voeren. De meetgegevens zijn verkregen door het proefstuk in de opstelling handmatig te belasten tot een verplaatsing van 20 mm in stappen van 2 mm, vervolgens in stappen van 2 mm van 20 mm naar -20 mm, en uiteindelijk terug naar de nul positie. Op elk punt werd de bijbehorende *restoring force* gemeten. Deze resultaten worden weergegeven in Figuur 53. De verkregen gegevens worden vervolgens opgeslagen in een lijst, die in de niet-lineaire numerieke code wordt geïntegreerd.



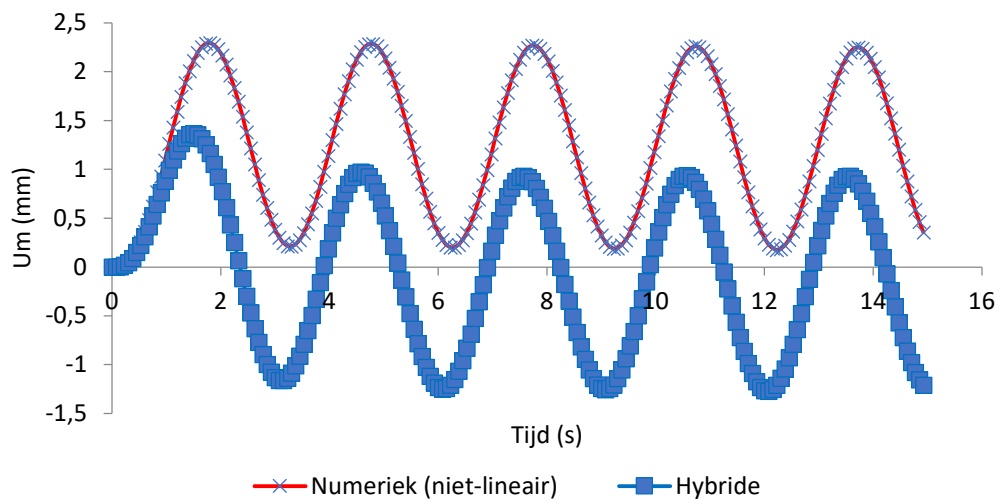
Figuur 53: Meetgegevens ALU-0,5

De niet-lineaire numerieke oplossing wordt opnieuw berekend met behulp van het Newmark-algoritme, zoals beschreven in paragraaf 2.2. Dit algoritme voert voorspellingen en correcties uit voor verplaatsing, snelheid en versnelling in elke tijdstap. Echter wordt nu de reactiekracht niet-lineair berekend door gebruik te maken van de meetgegevens van het proefstuk ALU-0,5.

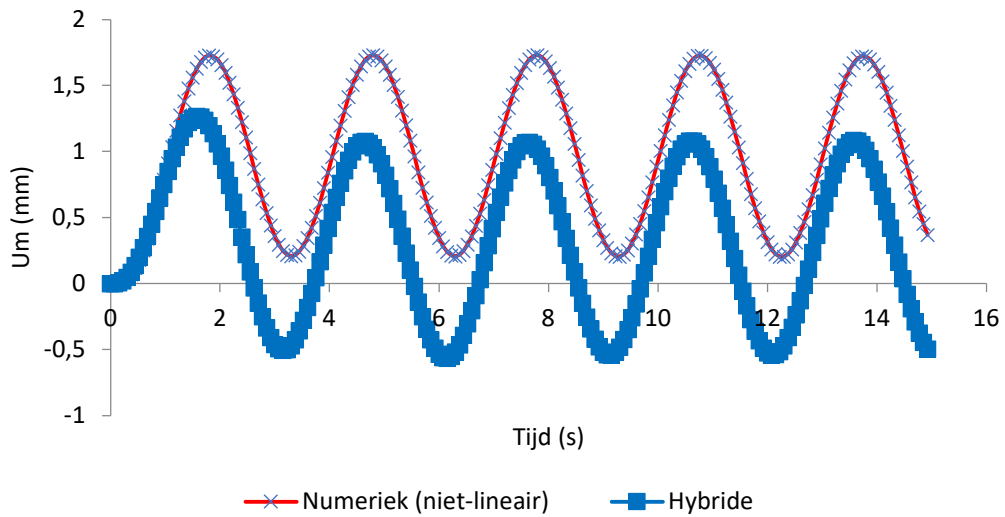
Om de *restoring force* in het systeem te bepalen, wordt eerst de richting van de verplaatsing beoordeeld. Dit houdt in dat er wordt gekeken of de verplaatsing toeneemt of afneemt ten opzichte van de vorige tijdstap. Als de huidige verplaatsing groter is dan de vorige verplaatsing, betekent dit dat de verplaatsing toeneemt en wordt een positieve richting gekozen. Als de huidige verplaatsing kleiner is dan de vorige verplaatsing, betekent dit dat de verplaatsing afneemt en wordt een negatieve richting gekozen. Afhankelijk van deze richting worden de juiste waarden uit de lijst geselecteerd. Voor de berekening worden alleen de waarden gebruikt die overeenkomen met de vastgestelde richting van de verplaatsing. Deze subset van gegevens wordt vervolgens gesorteerd. Met deze gesorteerde gegevens kan de herstellende kracht worden bepaald door interpolatie. Dit betekent dat de herstellende kracht wordt geschat op basis van de huidige verplaatsing, gebruikmakend van de gegevens in de lijst. Door deze methode wordt de herstellende kracht nauwkeurig berekend op basis van de daadwerkelijke meetgegevens van het proefstuk ALU-0,5.

Het aangepaste niet-lineaire numerieke model voert nu niet meer enkel lineaire berekeningen uit, maar behandelt elke simulatie op een niet-lineaire manier. Voor elk proefstuk is een vergelijkende analyse uitgevoerd tussen de hybride simulatie en de niet-lineaire numerieke simulatie. Hierbij zijn de volgende parameters gehanteerd: een tijdstap dt van 0,075 s, een totaal aantal simulatiestappen $step$ van 200 en overal dezelfde belastingsfunctie met een amplitude A van 10 m/s^2 . De vergelijkende resultaten zijn weergegeven in de Figuren 54 t.e.m. 57.

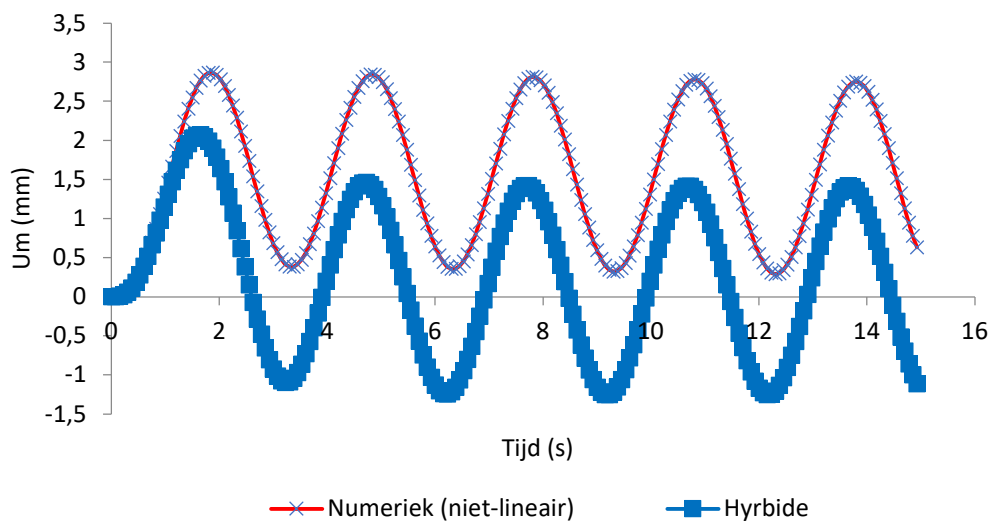
Voor de proefstukken PLA (Figuur 54), Staal (Figuur 55), en ALU-2 (Figuur 56), is vastgesteld dat de trends van de niet-lineaire numerieke simulaties overeenkomen met die van de hybride simulaties. Dit duidt op een accurate benadering door het aangepaste niet-lineaire numerieke model. De overeenkomsten omvatten zowel de trends als de frequenties van de simulaties, waarbij de overgang van duw- naar trekbeweging op dezelfde tijdstippen plaatsvindt in beide simulaties.



Figuur 54: Vergelijk hybride en numeriek (niet-lineair) voor PLA



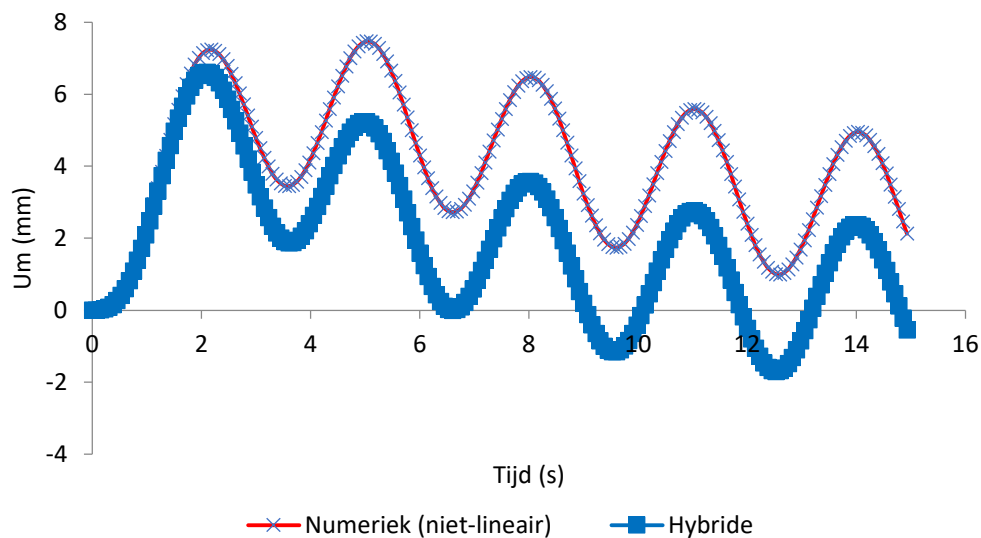
Figuur 55: Vergelijk hybride en numeriek (niet-lineair) voor staal



Figuur 56: Vergelijk hybride en numeriek (niet-lineair) voor ALU-2

Hoewel de algemene trends overeenkomen, is er een merkbare afwijking in de verplaatsingen tussen de twee simulaties. Theoretisch zouden deze verplaatsingen exact hetzelfde moeten zijn. Echter, door eerder genoemde afwijkingen in het systeem, de proefopstelling, het proefstuk, verbindingen, etc., is het in de praktijk onmogelijk om deze exact te reproduceren.

In Figuur 57, bij de vergelijking tussen de hybride en de niet-lineaire numerieke simulatie voor het proefstuk ALU-0,5, kan ook een dalende trend worden vastgesteld. Dit resulteert in een goede benadering van het gedrag van het proefstuk, maar er is ook een verschuiving in de verplaatsing merkbaar tussen de twee simulaties.



Figuur 57: Vergelijk hybride en numeriek (niet-lineair) voor ALU-0,5

Uit deze analyses kan geconcludeerd worden dat het aangepaste niet-lineaire numerieke model een goede benadering biedt voor het simuleren van het gedrag van verschillende proefstukken. De overeenkomende trends en frequenties tussen de numerieke en hybride simulaties bevestigen de nauwkeurigheid van het model. Een exacte één-op-één overeenkomst tussen de simulaties is op deze kleinschalige testmethode vrijwel onbereikbaar vanwege de inherente onzekerheden en randvoorwaarden die moeilijk uitvoerbaar zijn op deze schaal. Deze bevindingen benadrukken de waarde van het aangepaste niet-lineaire numerieke model als een krachtig hulpmiddel voor het voorspellen van structureel gedrag. Toch moet rekening gehouden worden met praktische afwijkingen bij de interpretatie van de resultaten, waardoor het model eerder als een nauwkeurige benadering dan als een exacte voorspelling moet worden beschouwd.

8 Conclusie

Het doel van dit onderzoek was het optimaliseren van de huidige miniaturopstelling door een proefstuk te ontwikkelen met één vrijheidsgraad, gericht op het verkrijgen van resultaten in het niet-lineaire gebied. Dit is succesvol gerealiseerd met het ontworpen proefstuk ALU-0,5. De proefstukken PLA, ST en ALU-2 bleken echter te sterk voor de beschikbare actuator om plastisch te vervormen. Met behulp van de meetgegevens verkregen van het proefstuk ALU-0,5 is het numerieke model uitgebreid om niet-lineaire numerieke simulaties uit te voeren. De nauwkeurigheid van dit model kan verder worden verbeterd door verplaatsingen in kleinere stappen op te leggen en de bijbehorende *restoring forces* in het model te integreren. Dit biedt de mogelijkheid om de gegevens zo klein en nauwkeurig mogelijk te maken, wat de precisie van het model ten goede komt.

Er zijn echter enkele beperkingen aan de miniaturopstelling. De lineaire actuator heeft een aanzienlijke tijd nodig om de opgelegde verplaatsing te bereiken vanwege de communicatie tussen Python, de Arduino UNO en de actuator zelf. Deze vertraging maakt het moeilijker voor de actuator om vanuit een rustpositie snel naar een volgende verplaatsing te bewegen, waardoor het voor de gebruikte actuator moeilijk is om vanuit een belasting te bewegen naar een nieuw punt. Daarnaast is het creëren van een perfecte inklemming op kleinschalig niveau uitdagend. De bevestiging van het proefstuk op de basisplaat, evenals de verbindingen tussen het voetstuk en de actuator, zijn kritisch. Bij de stalen proefstukken bleek dat afwijkingen in de verbindingen een grote invloed hadden op de resultaten. Bij het substructureren van het te testen systeem is het van groot belang dat de randvoorwaarden realistisch worden gesimuleerd. Inconsistente randvoorwaarden tussen de fysieke proefstukken en het numerieke model kunnen misleidende resultaten opleveren. Als deze niet nauwkeurig wordt gerepliceerd in zowel het fysieke als het numerieke model, kunnen de resultaten sterk variëren. Op grootschalig laboratoriumschaal zijn verbindingen en inklemmingen eenvoudiger uit te voeren, omdat materiaaleigenschappen beter bekend zijn en randvoorwaarden makkelijker te verzekeren zijn. Bij toekomstige simulaties en het bepalen van toleranties is het nuttig om het systeem te belasten in de startpositie, dus bij een verplaatsing van 0 mm. Door de minimale tolerantie in deze positie te bepalen, wordt direct inzicht verkregen in het gedrag van het proefstuk en mogelijke afwijkingen van de actuator zelf. Dit kan helpen om de grootteorde van de afwijkingen beter te begrijpen en om de nauwkeurigheid van de simulaties te verbeteren. Bovendien, als andere actuatoren of proefstukken op grotere schaal worden gebruikt, kan deze aanpak helpen om een betrouwbare schatting van de mogelijke tolerantie te verkrijgen, waardoor de prestaties en betrouwbaarheid van het systeem geoptimaliseerd worden.

Voor toekomstig onderzoek zou het verbeteren van de kleinschalige opstelling de nauwkeurigheid vergroten en het mogelijk maken om systemen met hogere complexiteit te testen, zoals het overgaan van 1 naar 2 vrijheidsgraden. Dit zou de kalibratie van de hybride testprocedure mogelijk maken voordat deze wordt geïmplementeerd in duurdere grootschalige toepassingen. De huidige miniaturopstelling is al voorzien om deze simulaties met twee vrijheidsgraden uit te voeren.

Bibliografie

- [1] A. H. Schellenberg, S. A. Mahin en G. L. Fenves, „Advanced Implementation of Hybrid Simulation,” University of California, Berkeley, PEER 2009/104 ,Nov. 2009.
- [2] D. McCrum en M. Williams, „An overview of seismic hybrid testing of engineering structures,” *Engineering Structures*, pp. vol. 118, nr. 8, pp. 240-261, 2016.
- [3] G. v. Vugt, „(Jul. 2023). Analysis and optimalization of a hybrid testing methodology using a small-scale set-up. Presented at Eurodyn 2023. [Online]. Available: <https://documentserver.uhasselt.be/handle/1942/40839>,” Hasselt.
- [4] K. Takanashi, K. Udagawa, S. Matsutaro, T. Okada en H. Tanaka, „Non-linear earthquake response analysis of structures by a computer-actuator on-line system,” in *Transactions of the Architectural Institute of Japan*, pp. vol. 229, no. 0, p. 190, 1975.
- [5] S. Dermitzakis en S.A. Mahin, „Development of substructuring techniques for on-line computer controlled seismic performance testing,” Berkley, 1985.
- [6] F. Palacios-Quinonero, J. Rubio-Massegu, J. M. Rossel en H. R. Karimi, „Discrete-Time Multioverlapping controller design for structural vibration control of tall buldings under seismic excitation,” *Mathematical problems in engineering*, pp. Article ID 636878, 1-20. doi:10.1155/2012/636878, 2012.
- [7] E. Chatzi, G. Abbiati en K. Agathos, "The Finite Element Method for the Analysis of Non-Linear and Dynamic Systems: Non-Linear Dynamics Part I," *Lecture, Swiss Federal Institute of Technology, slides 44-48*, Nov. 2017.
- [8] Actunox Motion Devices Inc., *Miniature Linear Motion Series . L16*, BC Canada, 2019.
- [9] R. Santos, „Arduino Load Cell / HX711 Tutorial, "Random Nerd Tutorials.," [Online]. Available: <https://randomnerdtutorials.com/arduino-load-cell-hx711/>. [Geopend 5 May 2024].
- [10] J. Welleman, *CTB3330: Plasticiteitsleer (2021-1). "Is bezwijken het bereiken van de vloeigrens?"*. Nederland: TU Delft.
- [11] K. Rawson en E. Tupper, „Structural design and analysis,” in *Basic Ship Theory*, pp. 237-285, 2001.
- [12] K. Özsoy, A. Erçetin en z. A. çevik, „Comparison of Mechanical Properties of PLA and ABS based structures Produced by Fused Deposition Modelling Additive Manufacturing,” *European Journal of Science and Technology*, pp. No 27, pp. 802-809, 2021.
- [13] Z. Zhou, Y. Wen, C. Cai en Q. Zeng, „Chapter 6 - Approximate evaluation of natural frequencies and mode shapes,” in *Fundamentals of structural Dynamics*, pp. 211-243, 2021.